

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique  
Université Hassiba Benbouali de Chlef  
Faculté de Génie Civil et d'Architecture  
Département de Génie Civil



# THÈSE

Présentée pour l'obtention du diplôme de

## DOCTORAT

Filière: Génie Civil

Spécialité : Structures et géotechnique

Par

**Farid BOUZIADI**

Thème :

---

### **Retrait et Fluage des Bétons : Etudes Expérimentale et Numérique**

---

Soutenue le 17/12/2017, devant le jury composé de :

Abdelkader BOUGARA	Professeur	Université Hassiba Benbouali de Chlef	Président
Karim EZZIANE	Professeur	Université Hassiba Benbouali de Chlef	Examineur
Mohamed CHEMROUK	Professeur	USTHB, Alger	Examineur
Bensaid BOULEKBACHE	Professeur	Université Hassiba Benbouali de Chlef	Rapporteur
Abdelkader HADDI	HDR	Université d'Artois Béthune, France	Co-Rapporteur
Mostefa HAMRAT	MCA	Université Hassiba Benbouali de Chlef	Co-Rapporteur

## **Remerciements**

Ce travail a été réalisé en collaboration au Laboratoire des Sciences des Matériaux et Environnement (LSME) à l'Université Hassiba Benbouali de Chlef (Algérie) et au Laboratoire Génie Civil et géo-Environnement (LGCgE) à l'université d'Artois à Béthune (France).

Je tiens à remercier tous particulièrement :

Monsieur Bensaid BOULKBACHE, Professeur à l'Université Hassiba Benbouali de Chlef, pour avoir dirigé ce travail et de m'avoir donné l'occasion de réaliser cette thèse dans les bonnes conditions. Je tiens également à le remercier de sa grande disponibilité et son aide et sympathie.

Monsieur Abdelkader HADDI, HDR à l'Université d'Artois -Béthune, d'avoir partagé l'ensemble de ses connaissances et m'a permis de travailler dans les meilleurs conditions.

Madame Chafika DJELAL-DANTEC, Professeure des universités à l'université d'Artois, Béthune, qui m'a accueilli dans son laboratoire et m'a donné l'opportunité d'effectuer la partie numérique, de ses conseils scientifiques, sa grande gentillesse, ses encouragements et de la confiance qu'elle m'a accordée.

Mon co-directeur de thèse, Monsieur Mostefa HAMRAT, MCA à l'Université Hassiba Benbouali de Chlef, pour avoir partagé ses connaissances sur le sujet.

Un grand merci au Professeur Abdelkader BOUGARA pour avoir accepté de présider ce jury. Merci aux examinateurs Professeur Mohamed CHEMROUK et Professeur Karim EZZIANE d'avoir accepté la lourde tâche d'examiner cette thèse.

J'ai trouvé au LSME et LGCgE une ambiance du travail, je tiens à remercier l'équipe pour cette bonne et agréable ambiance.

Je tiens à remercier tous les membres de la Faculté de Génie Civil et d'Architecture de l'UHB Chlef, la Faculté des Sciences Appliquée et l'Institut Universitaire des Technologies à l'université d'Artois-Béthune enseignants, chercheurs et personnels administratifs avec qui j'ai eu le plaisir de faire cette thèse.

*Farid BOUZIADI*

## ***Résumé***

L'évolution du risque de fissuration du Béton à Haute Résistance cause une problématique majeure lors de la réalisation des ouvrages importants de génie civil. La fissuration précoce des ouvrages en béton résulte en grande partie des variations dimensionnelles du matériau liées à son évolution thermique, hydrique, chimique et microstructurale au jeune âge et à long terme.

Cette recherche focalise plus particulièrement sur les variations dimensionnelles représentées par le retrait total des éprouvettes prismatiques et le fluage total en flexion des poutres en béton armé.

Le travail est scindé en trois parties principales.

La première partie a été consacrée à une synthèse bibliographique. La deuxième partie est consacrée à l'étude expérimentale. Cette étude a permis de valoriser l'effet de température du cure, de la fumée de silice, le rapport Eau/Ciment et des fibres métalliques et en polypropène sur l'évolution du retrait total. L'application du concept de maturité sur le retrait total des bétons conservés dans différentes conditions thermiques est réalisée, ainsi que l'étude expérimentale du fluage total en flexion à long terme des poutres en béton armé. L'influence du rapport Eau/Ciment et des fibres a été ainsi étudiée.

La troisième partie a été dédiée à l'étude numérique du fluage total en flexion des poutres en béton armé, prédit par les modèles analytiques CEB-FIP 1990 et AFGC 02. En outre, la modélisation numérique du modèle viscoélastique de « Kelvin-Voigt généralisé » a été réalisée avec le code de calcul MATLAB. Les résultats de simulations numériques de la réponse du fluage total en flexion ont été faits en utilisant un logiciel numérique "ANSYS-Mechanical APDL 15.0" basé sur la Méthode des Eléments Finis.

Le modèle d'écrouissage du temps implanté dans logiciel ANSYS 15.0, appelé "Garofalo généralisé" basé sur la loi de Bailey-Norton a été utilisé pour modéliser fluage total en flexion. Ces modèles sont basés sur le modèle de Maxwell, ce qui permet de décrire un matériau viscoélastique.

### **Mots clés**

Retrait, fluage, température, fibre, numérique, maturité.

## المخلص

تطور تشقق الخرسانة عالية المقاومة بسبب مشكلة كبيرة أثناء انجاز الأشغال المهمة للهندسة المدنية. التشقق في وقت مبكر من للهياكل الخراسانية مرده إلى حد كبير إلى تغيرات أبعاد المواد والمتعلقة بالتطور الحراري، المائي، الكيميائي والمجهرية في زمن متقدم وعلى المدى الطويل. في عمل أطروحة، درسنا تحديدا تغييرات الأبعاد المتمثلة في الانكماش الكامل لعينات موشورية والزحف بالانحناء المطبق على الروافد من الخرسانة المسلحة. ينقسم العمل إلى ثلاثة أجزاء رئيسية.

خصص الجزء الأول للدراسة النظرية وخصص الجزء الثاني للدراسة التجريبية. هذه الدراسة سمحت بتقييم تأثير درجة حرارة المعالجة، إدراج غبار السيليكات، نسبة الماء/الأسمنت والألياف الحديدية ومن البوليبروبيلين. تطبيق مفهوم النضج على الانكماش الكامل من الخرسانة المحفوظة في ظروف حرارية مختلفة تم تنفيذها، بالإضافة إلى دراسة تجريبية على الزحف المطبق على الروافد من الخرسانة المسلحة و المعرضة للانحناء. تم دراسة تأثير نسبة الماء/الأسمنت والألياف.

وخصص الجزء الثالث للدراسة الرقمية للزحف المطبق على الروافد من الخراسانية المسلحة والمعرضة للانحناء، التي تنبأت بها نماذج تحليلية CEB-FIP 1990 و AFGC 02. بالإضافة إلى ذلك، تم نمذجة عددية بواسطة حساب MATLAB للنموذج Kelvin-Voigt généralisé. كانت نتائج المحاكاة العددية للاستجابة للزحف المطبق على الروافد بالخرسانة المسلحة والمعرضة للانحناء باستخدام البرمجيات الرقمية "ANSYS-Mechanical APDL 15.0" على أساس طريقة العناصر المحدودة.

نموذج تصلب الوقت الموجود في برنامج ANSYS 15.0، والمسمى "Garofalogenéralisé" استنادا إلى قانون Bailey-Norton بم استخدامه في نمذجة الزحف المطبق على الروافد من الخرسانة المسلحة والمعرضة للانحناء. وتستند هذه النماذج على نموذج Maxwell، الذي يسمح لوصف المواد اللزجة.

## كلمات مفاتيح

الانكماش، الزحف، درجة الحرارة، الألياف، النمذجة العددية، النضج.

## ***Abstract***

The evolution of the cracks risk of High Strength Concrete (HSC) causes a major problem during the construction of important civil engineering structures. The early cracking of concrete structures results largely from the dimensional variations of the material related to its thermal, hydric, chemical and micro-structural evolution at an early age and at long-term.

In our thesis work, we have particularly studied the dimensional variations represented by the total shrinkage in the prismatic specimens and the total flexural creep of the reinforced concrete beams subjected to bending.

The work has focused on three parts.

The first part was devoted of a bibliographical investigation. The second part of this work consists of an experimental investigation. This study makes it possible to measure the effect of curing temperatures, the incorporation of silica fume, the Water/Cement ratio, steel and polypropylene fibers on total shrinkage. The application of the concept of maturity on the total shrinkage of concretes kept under various temperature conditions is studied together with the total creep at a long-term of reinforced concrete beams. The influences of the Water/Cement ratio and the fiber parameters were also studied.

The third part has been dedicated to a numerical analysis of the total creep of reinforced concrete beams predicted with the CEB-FIP 1990 and AFGC 02 analytical models. Furthermore, numerical modeling of the "Generalized Kelvin-Voigt" viscoelastic model is performed with the MATALB code. The results of numerical simulations of the total creep in bending are made using an "ANSYS-Mechanical APDL 15.0" program based on the Finite Element Method.

The time-hardening model implanted in ANSYS 15.0 program, called "Generalized Garofalo" based on the Bailey-Norton law has been used to simulate creep in flexural bending. These models are based on the Maxwell model, which allows describing a viscoelastic material.

### **Keywords**

Shrinkage, creep, temperature, fiber, numerical, maturity.

## **Table des matières**

<b>Table des figures</b> .....	IX
<b>Table des tableaux</b> .....	XV
<b>Introduction générale</b> .....	1
<b>Partie 1 : Etude bibliographique</b>	
<b>Chapitre 1 : Hydratation du ciment</b>	
1.1 Introduction .....	5
1.2 Hydratation du ciment .....	5
1.3 Composition du ciment portland .....	5
1.4 Réactions chimiques dues à l'hydratation du ciment .....	6
1.4.1 Hydratation de $C_3S$ et de $C_2S$ .....	7
1.4.2 Hydratation de $C_3A$ .....	8
1.4.3 Hydratation du $C_4AF$ .....	9
1.4.4 Hydratation de la chaux libre .....	9
1.5 Evolution du degré d'hydratation .....	10
1.6 Cinétique de l'hydratation de ciment Portland .....	11
1.7 Position de l'eau dans la structure de ciment hydraté .....	13
1.8 Causes de la fissuration des bétons .....	13
1.9 Conclusion .....	14
<b>Chapitre 2 : Phénomène du retrait</b>	
2.1 Introduction .....	16
2.2 Retrait endogène .....	16
2.2.1 Retrait de serrage .....	17
2.2.2 Retrait d'hydratation .....	18
2.2.3 Retrait thermique .....	18
2.2.4 Mécanisme du retrait endogène .....	19
2.2.4.1 Mécanismes liés aux variations de la dépression capillaire .....	19
2.2.4.2 Mécanisme de la variation de la pression disjonctive .....	21
2.2.4.3 Mécanismes liée aux variations de la tension superficielle .....	22
2.2.5 Développement du retrait endogène des BHP .....	22
2.6 Retrait exogène .....	23
2.6.1 Retrait de Dessiccation .....	23
2.6.2 Retrait de carbonatation .....	24
2.6.3 Mécanisme de retrait exogène .....	25
2.7 Paramètres influant sur le retrait .....	26
2.7.1 Composition du béton .....	26
2.7.1.1 Influence de la finesse du ciment .....	26
2.7.1.2 Nature du ciment .....	26
2.8.1.3 Influence des granulats .....	27
2.7.1.4 Influence du rapport E/C .....	27
2.7.1.5 Influence de la fumée de silice .....	28

2.7.1.6 Influence des ajouts minéraux .....	30
2.7.1.7 Influence de Fibres .....	32
2.7.2 Superplastifiants .....	34
2.7.3 Période de mûrissement (cure) .....	34
2.7.4 Dimension .....	35
2.7.5 Température .....	35
2.7.6 Humidité relative .....	37
2.8 Gonflement .....	38
2.9 Concept de maturité .....	38
2.9.1 Définition et mécanismes .....	38
2.9.2 Analyse théorique de la maturité .....	39
2.9.3 Application du principe de maturité .....	40
2.10 Conclusion .....	40

### **Chapitre 3 : Phénomène du fluage**

3.1 Introduction .....	43
3.2 Fluage .....	43
3.2.1 Fluage propre .....	44
3.2.1.1 Mécanisme à court terme .....	45
3.2.1.2 Mécanisme à long terme .....	45
3.2.2 Fluage de dessiccation .....	46
3.2.2.1 Fluage de dessiccation structural .....	47
3.2.2.2 Fluage de dessiccation intrinsèque .....	47
3.3 Comparaison du fluage en compression et en traction .....	48
3.3.1 Au jeune âge .....	49
3.3.2 A long terme .....	51
3.4 Paramètres influant sur le fluage .....	51
3.4.1 Composition du béton .....	51
3.4.1.1 Influence des granulats .....	52
3.4.1.2 Influence de la résistance en compression et en traction du béton ...	52
3.4.1.3 Effet des fibres métalliques sur le fluage en traction au jeune âge ...	53
3.4.2 Température .....	54
3.4.3 Age de chargement de la compression .....	55
3.4.4 Humidité relative .....	55
3.4.5 Effet de dimensions .....	56
3.5 Conclusion .....	57

## **Partie 2 : Etude expérimentale**

### **Chapitre 4 : Caractérisation mécanique des bétons**

4.1 Introduction .....	59
4.2 Désignations des bétons testés .....	59
4.3 Choix des paramètres d'étude .....	59
4.3.1 Rapport Eau/Ciment .....	59

4.3.2 Fumée de silice .....	60
4.3.3 Fibres .....	60
4.3.4 Température de cure .....	60
4.4 Matériaux utilisés .....	60
4.5 Formulations et confection des bétons .....	62
4.6 Fabrications des éprouvettes .....	63
4.7 Propriétés des bétons frais .....	64
4.8 Discussion des propriétés du béton frais .....	65
4.9 Caractérisation mécaniques des bétons étudiés .....	65
4.9.1 Influence du rapport Eau/Ciment .....	65
4.9.2 Influence de la fumée de silice .....	67
4.9.3 Influence des fibres .....	69
4.10 Conclusion .....	74

## **Chapitre 5 : Evolution du retrait total**

5.1 Introduction .....	76
5.2 Bétons étudiés au retrait total libre .....	76
5.3 Mesure du retrait total .....	76
5.4 Analyse des résultats .....	78
5.4.1 Influence du rapport Eau/Ciment .....	78
5.4.2 Influence de la fumée de silice .....	80
5.4.3 Influence des fibres .....	83
5.4.3.1 Influence du dosage des fibres sur le retrait total .....	83
5.4.3.2 Comparaison du retrait total entre mono-fibre et hybridation .....	91
5.4.3.3 Influence l'élancement sur le retrait total libre .....	92
5.4.4 Influence de la température de cure .....	95
5.4.4.1 Bétons ordinaires .....	95
5.4.4.2 Bétons à haute résistance .....	99
5.4.4.3 Bétons à haute résistance avec FP et fumée de silice .....	102
5.4.5 Relation du retrait-résistance en compression .....	104
5.5 Conclusion .....	108

## **Chapitre 6 : Application du principe de maturité**

6.1 Introduction .....	111
6.2 Principe de détermination de l'énergie d'activation .....	111
6.2.1 Demi-âge du retrait total ( $t_{50}$ ) .....	112
6.2.2 Energie d'activation apparente ( $E_a$ ) .....	112
6.2.3 Prédiction degré d'hydratation ( $\alpha$ ) .....	114
6.3 Analyse des résultats obtenus .....	114
6.3.1 Demi-âge du retrait total ( $t_{50}$ ) .....	114
6.3.2 Relation entre demi-âge et dosage des fibres .....	114
6.3.3 Analyse des énergies d'activation apparentes obtenues ( $E_a$ ) .....	118
6.3.3.1 Effet du rapport E/C .....	118



6.3.3.2 Effet de la fumée de silice .....	118
6.3.3.3 Effet des fibres .....	119
6.3.4 Prédiction de degré d'hydratation ( $\alpha$ ) .....	120
6.3.5 Age équivalent ( $t_{eq}$ ) .....	124
6.4 Conclusion .....	127

## **Chapitre 7 : Evolution de la déformation sous chargement**

7.1 Introduction .....	130
7.2 Travaux antérieurs sur fluage .....	130
7.3 Procédure de lancement l'essai de fluage .....	133
7.3.1 Préparation des poutres .....	134
7.3.2 Protocole de mise en charge .....	135
7.3.3 Appareillage de mesure .....	136
7.3.4 Suivi des déformations différées .....	136
7.4 Interprétation et analyse des résultats expérimentaux .....	137
7.4.1 Fluage total .....	137
7.4.1.1 Influence d'Eau /Ciment .....	137
7.4.1.2 Influence de la fumée de silice .....	138
7.4.1.3 Influence des fibres métalliques .....	139
7.4.1.4 Comparaison entre fluage en compression et fluage en traction .....	141
7.4.2 Evolution de la flèche .....	143
7.4.2.1 Influence de la résistance .....	143
7.4.2.2 Influence des fibres métalliques .....	144
7.5 Conclusion .....	146

## **Partie 3 : Etude numérique**

### **Chapitre 8 : Modélisation analytique du fluage total en flexion**

8.1 Introduction .....	148
8.2 Modélisations analytique et numérique .....	148
8.2.1 Fluage en compression .....	148
8.2.1.1 AASHTO LRFD 2010 .....	149
8.2.1.2 ACI 209R-1992 .....	150
8.2.1.3 ACI-Modifié par Huo-2001 .....	151
8.2.1.4 CEB-FIP 1990 .....	151
8.2.1.5 Bazant B3-2000 .....	152
8.2.1.6 Loukili-1996 .....	153
8.2.1.7 Modèle de Bazant - loi de puissance double-2001 .....	154
8.2.1.8 Modèle analytique selon Eurocode 2 .....	155
8.2.1.9 Modèle analytique selon (AFGC 02) .....	155
8.2.2 Fluage en traction .....	155
8.2.2.1 Micro-mécanismes à l'origine du fluage .....	156
8.2.2.2 Modèle à base de chaîne de Kelvin-Voigt généralisé .....	157
8.3 Application des modèles numérique et analytiques .....	161

8.4 Comparaison des résultats expérimentaux avec ceux prédits .....	162
8.4.1 Modèle CEB-FIP 1990 .....	162
8.4.2 Modèle AFGC 02 .....	163
8.4.3 Modèle rhéologique basé sur la théorie de la solidification .....	164
8.5 Conclusion .....	167
<b>Chapitre 9 : Simulation numérique du fluage total en flexion</b>	
9.1 Introduction .....	169
9.2 Approximation par éléments finis .....	169
9.3 Fondamentales sur ANSYS .....	171
9.3.1 Analyse structurale .....	171
9.3.2 Analyse thermique .....	171
9.4 Types d'élément .....	171
9.4.1 Béton .....	171
9.4.1.1 Comportement linéaire-Béton .....	172
9.4.1.2 Comportement non-linéaire-Béton .....	174
9.4.2 Fibres métalliques .....	178
9.4.3 Supports des appuis .....	180
9.4.4 Contact poutre-appuis .....	180
9.4.4.1 Coefficients de frottement .....	180
9.4.4.2 TARGE170 et CONTA173 .....	182
9.4.5 Acier .....	183
9.5 Modèle des fissures et écrasements .....	185
9.6 Modélisation de la poutre en béton armé .....	186
9.7 Prédiction du comportement de la poutre sous l'effet de fluage .....	188
9.7.1 Fluage explicite .....	189
9.7.2 Fluage implicite .....	189
9.7.3 Saisi des paramètres dans ANSYS .....	192
9.7.3.1 Contrainte appliquée .....	192
9.7.3.2 Ratio de limite de fluage explicite .....	193
9.7.3.3 Lecture des résultats .....	193
9.8 Synthèse des résultats de simulation .....	194
9.8.1 Réponse de contrainte-déformation du Fluage .....	194
9.8.2 Réponse contrainte-flèche .....	195
9.8.3 Fluage par MEF .....	197
9.8.4 Fissuration par MEF .....	198
9.9 Conclusion .....	199
<b>Conclusion générale et perspectives .....</b>	<b>201</b>
<b>Références bibliographiques .....</b>	<b>207</b>

## **Liste des figures**

Figure 1-1: la morphologie des phases présentes dans un clinker Portland (Autier 2014) .....	6
Figure 1-2: Cinétique d'hydratation des C <sub>3</sub> S (Autier 2014) .....	8
Figure 1-3: Morphologie des hydrates (Autier 2014) .....	10
Figure 1-4 : Evolution du dégagement de la chaleur d'hydratation du ciment Portland (Autier 2014) .....	12
Figure 2-1: Triangle de l'hydratation : résistance, chaleur, réduction de volume« Triangle des Bermudes» du béton (Aitcin 2001) .....	17
Figure 2-2: Ménisque capillaire non saturé (1 : liquide ; 2 : gaz ; 3 : solide) (Pertue 2008) .....	20
Figure 2-3: Représentation graphique du mécanisme de la pression de disjonction (Pertuè 2008) .....	21
Figure 2-4: Représentation graphique du mécanisme de tension superficielle .....	22
Figure 2-5: Evolution du retrait de dessiccation des BHP en fonction du temps (Auperin et al. 1989).....	24
Figure 2-6: Valeurs des différents expérimentaux, à 400 jours, pour des bétons en fonction du rapport E/C (Granger 1995). (Points noirs représentent les bétons avec fumée de silice)...	24
Figure 2-7: Fissuration d'une dalle (Venuat 1992) .....	25
Figure 2-8 : Réseau des fissures de surface, imputables à l'absence ou l'insuffisance du traitement de cure (Witmann 1998) .....	26
Figure 2-9: Influence de la teneur en granulats dans le béton (en volume) sur le rapport entre retrait du béton et celui de la pâte du ciment (Neville 1987).....	27
Figure 2-10: Effet des granulats sur le retrait (Berthier 1980) .....	27
Figure 2-11: Influence du E/C et de la teneur en granulats sur le retrait des matériaux à matrice cimentaire conservés à HR=50% et à T=21°C pendant 6 mois (Ödman 1968) .....	28
Figure 2-12 : Variation du retrait en fonction des dosages en ciment, en eau et du rapport E/C d'un béton mûri à l'eau pendant 28 jours et séché pendant 450 jours (Shoya 1979) .....	28
Figure 2-13: Amplitude de retrait endogène dans la dalle 3x3m (Al-Amoudi et al. 2007) .....	29
Figure 2-14 : Amplitude de retrait endogène dans la dalle 5x5m (Al-Amoudi et al. 2007) .....	30
Figure 2-15: Evolution du retrait total des éprouvettes au calcaire (Itim et al. 2011) .....	31
Figure 2-16: Evolution du retrait total des éprouvettes à la pouzzolane (Itim et al. 2011) .....	31
Figure 2-17: Evolution du retrait total des éprouvettes au laitier (Itim et al. 2011) .....	32
Figure 2-18: Evolution de retrait total dans les bétons fibrés (Bissonnette et Pigeon 1995) .....	33
Figure 2-19: Evolution de la perte en masse en fonction de $\sqrt{t}/r_m$ ( $r_m=V/S$ ) (Hilaire 2013) .....	35
Figure 2-20: Influence de la température sur l'évolution du retrait endogène pour le CEM I (a) et pour le CEM III (b) (Lura et al. 2001) .....	36
Figure 2-21 : Relation entre le retrait et le temps pour des bétons conservés à différentes humidités relatives (Troxell et al. 1958) .....	37
Figure 3-1 : Diagramme de fluage (chargement constant dans le temps) (Jean 1998) .....	44
Figure 3-2 : Mécanisme physique à l'origine du fluage propre à court terme (Ulm et al. 1999) .....	45
Figure 3-3 : Mécanisme physique à l'origine du fluage propre à long terme (Bazant 1997) .....	46
Figure 3-4 : Etat de contrainte d'une éprouvette en dessiccation chargée (Granger 1996) .....	47
Figure 3-5: Déformation d'une pâte de ciment d'épaisseur 1.9 mm (Bazant 1997).....	48
Figure 3-6: Appareillage de mesure le fluage en traction (Bissonnette et Pigeon 1995) .....	50
Figure 3-7: Coefficient spécifique de fluage en traction total des bétons testés stockés au droit de 50% (Bissonnette et Pigeon 1995) .....	50
Figure 3-8: Principe de glissement des C-S-H (Pertuè 2008) .....	51
Figure 3-9: Effet des types de granulats sur le fluage des bétons (Troxell et al. 1958) .....	52
Figure 3-10: Relation entre la résistance à la compression à 28 jours et le coefficient spécifique du fluage (Russell et al. 1987) .....	53
Figure 3-11: Evolution du fluage en traction des bétons fibrés (Bissonnette et Pigeon 1995) .....	53
Figure 3-12: Effet de l'âge de chargement et de la résistance à la compression sur le coefficient spécifique de fluage (Neville 2000) .....	55
Figure 3-13: Effet de l'humidité sur le fluage (Troxell et al. 1958) .....	56

Figure 3-14: Effet de la taille de l'échantillon sur le fluage (Bryant et Vadhanavikkit 1987)	56
Figure 4-1: Dispositif de l'essai de compression	63
Figure 4-2: Dispositif de l'essai de traction par flexion	64
Figure 4-3: Evolution de la résistance à la compression : (a) BO et BHR ; (b) BOF et BHRF	66
Figure 4-4: Evolution de la résistance à la traction par flexion : (a) BO et BHR ; (b) BOF et BHRF	67
Figure 4-5: Résistance à la compression : (a) BHR et BHRFS ; (b) BHRF et BHRFSF	68
Figure 4-6 : Résistance à la traction par flexion: (a) BHR et BHRFS ; (b) BHRF et BHRFSF	69
Figure 4-7: Résistance des bétons ordinaires fibrés (BOF): (a) résistance à la compression ; (b) résistance à la traction par flexion	70
Figure 4-8 : Résistances des bétons fibrés à haute résistance (BHRF): (a) résistance à la compression ; (b) résistance à la traction par flexion	71
Figure 4-9: Résistance des bétons fibrés à hautes résistances en présence de la fumée de silice (BHRFSF): (a) résistance à la compression ; (b) résistance à la traction par flexion	73
Figure 5-1: Eprouvettes dans l'étuve à vapeur	78
Figure 5-2: Evolution du retrait total des bétons de référence (BO et BHR) sous température de cure (20°C)	79
Figure 5-3: Evolution du retrait total des bétons de référence (BO et BHR) sous température de cure (35°C)	79
Figure 5-4: Evolution du retrait total des bétons de référence (BO et BHR) sous température de cure (50 °C)	80
Figure 5-5: Evolution du retrait total des bétons de référence (BHR et BHRFS) sous température de cure de (20°C)	81
Figure 5-6: Evolution du retrait total des bétons de référence (BHR et BHRFS) sous température de cure de (35°C)	82
Figure 5-7: Evolution du retrait total des bétons de référence (BHR et BHRFS) sous température de cure de (50°C)	82
Figure 5-8: Effet du dosage de fibres métalliques d'élanement 55 sur le retrait total de béton ordinaire fibré : (a) température de cure 20°C ; (b) température de cure 35°C ; (c) température de cure 50 °C	84
Figure 5-9: Effet du dosage de fibres métalliques d'élanement 80 sur le retrait total de béton ordinaire fibré : (a) température de cure 20 °C ; (b) température de cure 35 °C ; (c) température de cure 50 °C	85
Figure 5-10: Effet du dosage de fibres métalliques d'élanement 55 sur le retrait total de béton à haute résistance en présence de la fumée de silice : (a) température de cure 20°C ; (b) température de cure 35 °C ; (c) température de cure 50 °C	87
Figure 5-11: Effet du dosage de fibres métalliques d'élanement 80 sur le retrait total de béton à haute résistance en présence de la fumée de silice : (a) température de cure 20 °C ; (b) température de cure 35°C ; (c) température de cure 50°C	88
Figure 5-12: Effet du dosage de fibres en polypropylènes sur le retrait total de béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice : (a) température de cure 20°C ; (b) température de cure 35°C ; (c) température de cure 50°C	90
Figure 5-13: Evolution du retrait total de mono-fibre et fibre hybride : (a) température de cure 20°C ; (b) température de cure 35°C ; (c) température de cure 50°C	92
Figure 5-14: Effet de l'élanement de fibres métalliques sur le retrait total de béton ordinaire fibré par l'addition de 0,5% de FM	93
Figure 5-15 : Effet de l'élanement de fibres métalliques sur le retrait total de béton ordinaire fibré par l'addition de 1% de FM	93
Figure 5-16: Effet de l'élanement de fibres métalliques sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM) addition de 0,5 % de FM	94
Figure 5-17: Effet de l'élanement de fibres métalliques sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM) addition de 1 % de FM	94
Figure 5-18: Effet de la température de cure sur le retrait total de béton ordinaire (BO)	96
Figure 5-19: Effet de la température de cure sur le retrait total de béton ordinaire fibré	96

(BOFM-0,5-55) .....	
Figure 5-20: Effet de la température de cure sur le retrait total de béton ordinaire fibré (BOFM-1-55).....	96
Figure 5-21: Effet de la température de cure sur le retrait total de béton ordinaire fibré (BOFM-0,5-80) .....	97
Figure 5-22: Effet de la température de cure sur le retrait total de béton ordinaire fibré (BOFM-1-80).....	97
Figure 5-23: Effet de la température de cure sur le retrait total du béton à haute résistance (BHR) .....	98
Figure 5-24: Effet de la température de cure sur le retrait total du béton à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFS) .....	98
Figure 5-25: Effet de la température de cure sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM-0,5-55) .....	99
Figure 5-26: Effet de la température de cure sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM-1-55) .....	100
Figure 5-27: Effet de la température de cure sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM-0,5-80) .....	100
Figure 5-28: Effet de la température de cure sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM-1-80) .....	101
Figure 5-29: Effet de la température de cure sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFP-0,1) .....	103
Figure 5-30: Effet de la température de cure sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFP-0,2) .....	103
Figure 5-31: Effet de la température de cure sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFH) .....	103
Figure 5-32 : Relation entre la résistance à la compression et le retrait total pour les bétons (BHR, BHRFS et BHRFSF). ( $\epsilon_{20^\circ}$ : retrait total à 20°C, $\epsilon_{35^\circ}$ : retrait total à 35 °C, $\epsilon_{50^\circ}$ : retrait total à 50°C, R : résistance à la compression, $R^2$ :coefficient de corrélation) .....	105
Figure 5-33 : Relation entre la résistance à la compression et le retrait total pour les bétons (BO et BOF). ( $\epsilon_{20^\circ}$ : retrait total à 20 °C, $\epsilon_{35^\circ}$ : retrait total à 35 °C, $\epsilon_{50^\circ}$ : retrait total à 50 °C, R : résistance à la compression, $R^2$ :coefficient de corrélation) .....	105
Figure 5-34: Relation entre la résistance à la compression et le retrait total pour le béton de (BO) et (BOF) sous température de cure 20°C .....	106
Figure 5-35: Relation entre la résistance à la compression et le retrait total pour les bétons de (BHR), (BHRFS) et (BHRFSF) sous température de cure 20 °C .....	107
Figure 6-1: Demi-âge du retrait total en fonction le dosage des fibres d'éclatement 55 dans le béton ordinaire fibré (BOFM-55) .....	115
Figure 6-2: Demi-âge du retrait total en fonction du dosage des fibres d'éclatement 80 dans le béton ordinaire fibré (BOFM-80) .....	115
Figure 6-3: Demi-âge du retrait total en fonction le dosage des fibres d'éclatement 55 dans le béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM-55) .....	116
Figure 6-4: Demi-âge du retrait total en fonction le dosage des fibres d'éclatement 80 dans le béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM-80) .....	117
Figure 6-5: Demi-âge du retrait total en fonction le dosage des fibres en polypropylènes dans le béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFP) .....	117
Figure 6-6 : Prédiction de l'évolution du degré d'hydratation en fonction de temps : (a) BO ; (b) BOFM-0,5-55 ; (c) BOFM-1-55 ; (d) BOFM-0,5-80 ; (e) BOFM-1-80 .....	121
Figure 6-7: Prédiction de l'évolution du degré d'hydratation en fonction du temps (a)BHR, (b)BHRFS.....	121
Figure 6-8: Prédiction de l'évolution du degré d'hydratation en fonction de temps :(a) BHRFSFM-0,5-55; (b) BHRFSFM-1-55 ; (c) BHRFSFM-0,5-80 ; (d) BHRFSFM-1-80 .....	122
Figure 6-9: Prédiction de l'évolution du degré d'hydratation en fonction de temps :(a) BHRFSFP-0,1 ; (b) BHRFSFP-0,2 ; (c) BHRFSFH .....	123
Figure 6-10: Application du principe de maturité sur le retrait total : (a) BO ; (b) BOFM-0,5-	125

55 ; (c) BOFM-1-55; (d) BOFM-0,5-80 ; (e) BOFM-1-80 .....	
Figure 6-11: Application du principe de maturité sur le retrait total : (a) BHR ; (b) BHRFS .....	125
Figure 6-12: Application du principe de maturité sur le retrait total : (a) BHRFSFM-0,5-55 ; (b) BHRFSFM-1-55 (c) BHRFSFM-0,5-80 ; (d) BHRFSFM-1-80 .....	126
Figure 6-13: Application du principe de maturité sur le retrait total : (a) BHRFSFP-0,1 ; (b) BHRFSFP-0,2 ; (c) BHRFSFH .....	127
Figure 7-1: Fluage d'une poutre sous chargement maintenu (Hilaire 2013, Ranaivomanana 2013).....	131
Figure 7-2: Evolution de la déformation de fluage en fonction du temps, sous charge modérée (1) et sous charge intense (2) pouvant conduire à la rupture par fluage tertiaire (Ranaivomanana 2013) .....	132
Figure 7-3 : Ferrailages de poutres .....	134
Figure 7-4: Poutre avant et après le coulage .....	135
Figure 7-5: <i>Spécimens chargés</i> .....	135
Figure 7-6 : Avant et après la mesure du fluage en compression .....	136
Figure 7-7: Mesure de la flèche .....	137
Figure 7-8: Influence du rapport eau/ ciment et la fumée de silice sur le fluage en compression et fluage en traction pour des bétons durcis, chargé à 28 jours .....	138
Figure 7-9: Evolution du fluage total de béton de référence et bétons fibrés : (a) élancement 55 ; (b) élancement 80 .....	139
Figure 7-10: Effet de l'élancement de fibres métalliques sur le fluage total : (a) 0,5% FM ; (b) 1% FM .....	141
Figure 7-11: Evolution de la flèche différée du BO, BHR et BHRFS .....	144
Figure 7-12: Comparaison des mesures de flèche dans les bétons fibrés : (a) élancement 55 ; (b) élancement 80 .....	145
Figure 8-1: Présentation de quelques modèles rhéologiques pour la prévision du Comportement différé d'un matériau .....	156
Figure 8-2: Migration de l'eau adsorbée (Ulm et Acker 1998 , Hilaire 2013) .....	157
Figure 8-3: Mécanisme de glissement des feuilletts C-S-H (Ulm et Acker 1998 , Hilaire 2013).....	157
Figure 8-4: Récapitulatif: (a) Chaine de Kelvin-Voigt généralisé ; (b) schématisation des deux comportements élémentaire (Forest et al. 2009) .....	158
Figure 8-5: Modèle de solidification de Bazant adopté par Altoubat & Lange (Altoubat et Lange 2001).....	161
Figure 8-6: Diagramme pour la prédiction du fluage en traction du béton de référence et béton fibré (Bazant et al. 1989) .....	162
Figure 8-7: Modèle CEB-FIP1990 appliqué aux résultats de fluage spécifiques des bétons de référence .....	163
Figure 8-8: Prédiction du fluage en traction des poutres en flexion : (a) : Élancement 55 ; (b) Élancement 80 .....	164
Figure 8-9: Validation de la modélisation à l'aide des résultats expérimentaux pour les bétons de référence .....	165
Figure 8-10: Validation de la modélisation à l'aide des résultats expérimentaux pour BHRFM- 0.5-55 et BHRFM-1-55 .....	166
Figure 8-11: Validation de la modélisation à l'aide des résultats expérimentaux pour BHRFM- 0.5-80 et BHRFM-1-80 .....	166
Figure 9-1: Méthode de Newton-Raphson .....	170
Figure 9-2: Diagramme de la relation contrainte -déformation sous sollicitation de compression du béton (ACI 318, Banjara et Ramanjaneyulu 2017) .....	172
Figure 9-3: Type d'élément SOLID65 (ANSYS 2013).....	172
Figure 9-4: Orientation de fibres dans un repère local .....	173
Figure 9-5: Propriétés du béton dans le programme de calcul ANSYS .....	175
Figure 9-6: 3-D Surface de rupture dans l'espace de contrainte principale (ANSYS 2013) .....	176
Figure 9-7: Profil de la surface de rupture (ANSYS 2013) .....	178

Figure 9-8: Orientation des fibres ;(a) fontaine coulant (b) canal fluide (Boulekbache et al. 2010).....	179
Figure 9-9:Type d'élément SOLID185 (ANSYS 2013).....	180
Figure 9-10: Situation de glissement (mouvement) .....	181
Figure 9-11: Situation de non glissement (statique) .....	181
Figure 9-12: Loi de Coulomb.....	182
Figure 9-13: Maillage de contact entre deux solides (ANSYS 2013) .....	182
Figure 9-14: Diagramme contrainte-déformation pour l'acier (ACI 318, Banjara et Ramanjaneyulu 2017) .....	183
Figure 9-15: Type d'élément LINK180 (ANSYS 2013).....	183
Figure 9-16: contacte entre deux éléments (ANSYS 2013) .....	184
Figure 9-17: Modèles de renforcement: (a) modèle discret ; (b) modèle étalé (Wolanski 2004).....	184
Figure 9-18: Développement des fissurations dans une poutre en béton : (a) Développement des fissures par flexion et des fissures par cisaillement tirées des essais ; (b) Nodale et points d'intégration gaussienne (ANSYS 2013);(c) Plan des fissures (ANSYS 2013).....	185
Figure 9-19: Évolution des modèles des fissures et écrasement d'un élément en béton (Wolanski 2004) .....	186
Figure 9-20: Méthode de calcul la largeur des fissures .....	186
Figure 9-21: Schéma de simulation numérique par ANSYS .....	187
Figure 9-22: Géométrie de la poutre en flexion retenue pour la simulation numérique .....	187
Figure 9-23: Maillage rectangulaire raffiné avec taille d'élément 25 mm .....	188
Figure 9-24: Liaison entre béton et les armatures .....	188
Figure 9-25: Evolution de déformation de fluage en fonction de temps ; $C_6 = 0$ .....	190
Figure 9-26: Evolution de déformation de fluage en fonction de temps ; $C_6 = 1$ .....	190
Figure 9-27: Viscoélasticité linéaire uni-axiale : le modèle de Maxwell (Forest et al. 2009) .....	191
Figure 9-28: Evolution de la contrainte appliquée .....	193
Figure 9-29: Boîte de dialogue APDL-Mechanical .....	193
Figure 9-30: Nœuds de lecture des résultats .....	194
Figure 9-31:Comparaison les résultats de la flèche expérimentale avec les résultats de la flèche d'analyse éléments finis .....	196
Figure 9-32: Coupe longitudinale-Allure du fluage total des différents bétons testés .....	198
Figure 9-33: Coupe longitudinale- Localisation des fissures dans différents éléments par MEF .....	199

## **Liste des tableaux**

Tableau 1-1 : Caractéristiques des phases dans un ciment de base (Autier 2014) .....	6
Tableau 1-2 : Les principaux hydrates (Autier 2014, Grazia Daniela 2000) .....	10
Tableau 2-1 : Composants et caractéristiques de cinq bétons testés (Auperin et al. 1989) .....	23
Tableau 3-1: Valeurs des coefficients de fluage $K_n$ pour différents BHP et BO chargés à 28 jours (De Larrard 1988, Auperin et al. 1989).....	45
Tableau 3-2: Caractéristiques physiques de deux bétons testés (Bissonnette et Pigeon, 1995).....	49
Tableau 3-3: Caractéristiques mécaniques des deux bétons testés (Bissonnette et Pigeon, 1995).....	49
Tableau 4-1 : Propriétés du ciment et de la fumée de silice .....	61
Tableau 4-2 : Caractéristiques des fibres utilisées .....	61
Tableau 4-3 : Formulations des bétons ordinaires étudiés (kg par m <sup>3</sup> ) .....	62
Tableau 4-4 : Formulations des bétons à haute résistances (kg par m <sup>3</sup> ) .....	62
Tableau 4-5 : Formulations des bétons à haute résistances en présence de la fumée de silice	63
Tableau 4-6 : Propriétés des bétons frais .....	64
Tableau 5-1 : Corrélation entre la résistance à la compression R et le retrait total $\epsilon$ pour chaque béton étudié pour température de cure 20 °C .....	106
Tableau 6-1: valeurs de demi-âge de retrait total et les retraits totaux ultimes sous différents températures cures .....	112
Tableau 6-2: Valeurs d'énergie d'activation apparente ( $E_a$ ) des bétons étudiés .....	113
Tableau 6-3 : Coefficient de la corrélation de la relation entre le demi-âge du retrait total et le dosage des fibres .....	118
Tableau 7-1: Caractéristiques des poutres soumises aux essais du fluage .....	132
Tableau 8-1: Paramètres du modèle de solidification adopté par Kamen pour fluage en traction (Kamen et al. 2009) .....	161
Tableau 9-1: Propriétés du béton utilisé dans la simulation numérique .....	174
Tableau 9-2: Valeurs de paramètres de fluage pour simulation numérique par ANSYS .....	192
Tableau 9-3: Comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats de simulation (fluage en compression) .....	195
Tableau 9-4: comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats de simulation (fluage en traction) .....	195
Tableau 9-5: compression des résultats expérimentaux aux résultats de simulation (Déplacement vertical) .....	196



# ***Introduction générale***

## Introduction générale

Le progrès de l'être humain et ses besoins sans cesse croissants en confort nécessitent d'avantage de constructions et d'infrastructures. Pour répondre à cette demande sans cesse grandissante, le béton se trouve être le matériau de construction par excellence. Ce matériau, composé de divers ingrédients extraits de la nature et mélangés, mérite sa place par sa simplicité de fabrication, sa flexibilité d'utilisation, sa facilité de mise en œuvre, sa durabilité comparativement meilleure et son coût relativement moindre.

De nos jours, et par souci de développement durable, le matériau béton se trouve sollicité à l'extrême pour son utilisation et nécessite donc une meilleure maîtrise de son comportement aussi bien rhéologique que physico-mécanique. Dans ce sens, les déformations différées du béton, essentiellement dues aux deux phénomènes physiques qui sont le retrait et le fluage, représentent des pathologies qui peuvent nuire au comportement structural du béton à long terme.

En dépit de toutes les études de recherche qui ont été faites jusque-là sur ces deux mécanismes de déformations, on s'est pas encore arrivé à les définir avec certitude et rationalité, pour reprendre à un commentaire du comité American ACI 209 sur le fluage : « *it is hard to seggeste definite conclusions on the mechanism of creep* ». Ceci est d'autant vrai que l'avancement de la technologie des matériaux a permis de varier et de rationaliser les mélanges pour obtenir des bétons qui répondent à des besoins divers. Dans ce sens, des bétons à haute résistance sont obtenus en réduisant la qualité d'eau de mélange, en compensant la perte de maniabilité avec des superplastifiants réducteurs d'eau et en ajoutant des additions minérales fines de divers natures pour densifier la structure du matériau.

C'est ainsi que les mélanges béton de nos jours peuvent contenir moins d'eau mais plus d'ingrédients, avec comme conséquence la modification du comportement rhéologique à l'état durci et même la durabilité du matériau. Les déformations différées vis-à-vis du retrait et du fluage, déjà non encore suffisamment cernées dans le cas du béton ordinaire, se trouvent sujettes à d'avantage de controverse avec le béton à haute résistance et ont besoin donc d'être étudiées en profondeur pour arriver un jour à une rationalité. En effet, ces deux phénomènes physiques de pathologie du matériau béton peuvent être critiques et donc déterminants du point de vue conception.

Dans le cas du béton à haute résistance, une quantité d'eau réduite est utilisée dans le mélange, donnant des rapports E/C bien au dessous de 0,4 ; et donc on doit attendre à un meilleur comportement de ce matériau vis-à-vis du fluage et à un degré moindre vis-à-vis du retrait par comparaison au béton ordinaire ou le rapport E/C dépasse souvent 0,5 en Algérie pour atteindre 0,6 et même 0,7. Il faut noter toutefois que l'ampleur de

l'hydratation est plus importante pour un béton à haute résistance et donc à priori son retrait endogène risque d'être beaucoup plus importante alors que son retrait de séchage serait nettement réduit puisqu'il contient très peu d'eau évaporable. A l'inverse, le béton ordinaire, contenant plus d'eau et relativement moins de particule cimentaires, subirait plus du retrait de séchage et moins de retrait endogène puisque l'ampleur de l'hydratation est relativement moindre.

Dans un souci d'amélioration des performances structurales du béton, les fibres de diverses natures sont de nos jours utilisées dans le mélange béton de même façon qu'on utiliserait les agrégats. Les derniers travaux de recherche reportés dans la littérature reportent des améliorations dans le comportement du béton vis-à-vis des déformations différées en présence de fibres.

C'est dans cette optique d'idées, les travaux de recherches sont conjointement réalisés sur le retrait et le fluage des bétons au laboratoire des Sciences des Matériaux et Environnement (LSME) de l'Université Hassiba Benbouali Chlef (Algérie) et au laboratoire Génie Civil et Géo-Environnement (LGCgE) de l'université d'Artois Béthune (France).

Cette thèse est composée de trois parties :

### **Partie 1 : Etude bibliographique**

La première partie est consacrée à l'étude bibliographique, elle consiste en trois chapitres. Le premier chapitre présente les notions fondamentales sur l'hydratation du ciment, les différents processus d'hydratation du ciment ainsi qu'un rappel sur les différents ajouts minéraux utilisés. Le deuxième chapitre présente l'étude du phénomène de retrait et les résultats expérimentaux obtenus durant les recherches antérieures. On évalue quantitativement les paramètres qui influent sur le retrait et ainsi que les mécanismes moteurs à l'origine du retrait. Dans le troisième chapitre, on traite la déformation différée de fluage et les résultats portant sur l'influence des fibres et la composition du béton sur l'intensité du fluage en flexion, en compression et en traction ainsi que les mécanismes intervenants à l'origine de la déformation du fluage.

### **Partie 2 : Etude expérimentale**

La deuxième partie est dédiée à l'étude expérimentale, comportant quatre chapitres. Le quatrième chapitre présente la formulation des différents types de mélanges étudiés ainsi que leurs caractéristiques mécaniques. Les paramètres étudiés sont : rapport E/C, en ajoutant fumée de silice, les types et caractéristiques des fibres.

Le cinquième chapitre est consacré à l'analyse des résultats expérimentaux portant sur la déformation des éprouvettes (100×100× 400) mm due au retrait sous l'effet de trois températures de cure (20°C, 35°C et 50°C) avec la prise en considération de l'influence de la fumée de silice, rapport de E/C et l'inclusion des fibres. Les résultats obtenus sont confrontés aux résultats des travaux antérieurs tirés de la littérature.

Le sixième chapitre présente l'application du principe de maturité sur les résultats expérimentaux du retrait total des éprouvettes subissant un traitement thermique ou ayant été soumises à l'historique de température. On détermine l'énergie d'activation avec l'essai de retrait total des éprouvettes.

Le septième chapitre est dédié à l'étude de la déformation du fluage en compression et en traction de poutres (150×150×2800) mm<sup>3</sup> en béton armé soumises à la flexion ainsi que les paramètres influant sur le développement de l'intensité du fluage total à long terme. Une attention particulière est portée à l'évolution de la flèche à mi-portée des poutres.

### **Partie 3 : Etude numérique**

La troisième partie composée de deux chapitres décrit la modélisation numérique du fluage en flexion. Le huitième chapitre présente les modèles analytiques et numériques prédisant le fluage à long terme. Les modèles analytiques simplifiés de type réglementaires pour prédire la déformation différée de fluage en compression et en traction. Le modèle numérique proposé par les chercheurs est basé sur la théorie de la solidification adapté par Bazant, le modèle numérique est représenté par la chaîne de Kelvin-Voigt. La simulation numérique utilisant le programme ANSYS basé sur la méthode des éléments finis (MEF) représente le neuvième chapitre. Une analyse comparative des résultats expérimentaux et numériques est présentée.

Une conclusion générale des résultats obtenus présentés à la fin du travail. Des perspectives de recherches sur le retrait et fluage sont proposées.

# **Partie 1 : Etude bibliographique**

## **Chapitre 1**

### **Hydratation du ciment**

## **Chapitre 1**

### **Hydratation du ciment**

#### **1.1 Introduction**

L'utilisation des BHP est actuellement en plein essor dans le domaine du génie civil, notamment dans la construction des ouvrages d'art et des gratte-ciels. Ces bétons sont caractérisés par un rapport E/C inférieur à 0,4, l'emploi conjugué de superplastifiants et d'ajouts minéraux (fumée de silice, pouzzolane, laitier des hauts fourneaux...) permet d'augmenter la résistance à la compression tout en améliorant l'ouvrabilité et la durabilité (*Zain et al. 2000, Aitcin 2001, Tao et Weizu 2006, Al-Amoudi et al. 2007, Vejmelkova et al. 2009, Jiang et al. 2014*).

#### **1.2 Hydratation du ciment**

Les réactions qui se passent dès l'ajout de l'eau au ciment et qui se poursuivent dans le temps sont appelées "réactions d'hydratation". Elles sont très complexes du fait que le ciment Portland n'est pas un produit bien défini. Devant la complexité des processus, les chercheurs ont été conduits à étudier des systèmes simplifiés prenant en compte les mécanismes élémentaires tels que l'adsorption, l'hydrolyse, la dissolution, la salvation et la cristallisation (*Loukili 1996, Autier 2014*). La vitesse de réaction des quatre principaux composants du ciment est différente (vitesse  $C_3A$  > vitesse  $C_3S$  > vitesse  $C_2S$  > vitesse  $C_4AF$ ) (*Grazia Daniela 2000*).

#### **1.3 Composition du ciment portland**

Le ciment Portland est composé de clinker auquel est ajouté environ 5% de sulfate de calcium, généralement sous forme de gypse. Le clinker est un liant hydraulique, c'est-à-dire, qu'il réagit avec l'eau pour former une pâte plastique liante qui, après avoir durci dans l'air ou dans l'eau, conserve sa résistance et sa stabilité. A cette température, la combinaison de la chaux provenant des roches calcaires avec la silice, l'alumine et l'oxyde de fer provenant des argiles mène à la formation de phases silicates et aluminates de calcium. Les phases principales sont les silicates tricalciques (nommées alites et notées  $C_3S$ ) et bicalciques (nommées bélites et notées  $C_2S$ ), ainsi que dans une moindre mesure les aluminates tricalciques (nommées cérites et notées  $C_3A$ ) et les aluminoferrites tétracalciques ( $C_4AF$ ). Dans le clinker non broyé, ces deux dernières forment une phase interstitielle entre les grains de silicates.

Le Tableau 1-1 présente les caractéristiques des phases présentes dans un clinker Portland et la Figure 1-1 représente la morphologie des phases présentes dans un clinker Portland.

Tableau 1-1 : Caractéristiques des phases dans un ciment de base (Autier 2014).

Constituant	Notation cimentaire	Formule brute	Masse en %	Morphologie
Silicate tricalcique (alite)	C <sub>3</sub> S	3CaO SiO <sub>2</sub>	50 à 70	Cristaux Polygonaux A
Silicate bicalcique (bélite)	C <sub>2</sub> S	3CaO SiO <sub>2</sub>	10-30	Cristaux Arrondis B
Aluminate tricalcique (célite)	C <sub>3</sub> A	3CaO Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	8-10	Microcristaux de C <sub>3</sub> A enchevêtrés avec C <sub>4</sub> AF dans la phase interstitielle C
Alumino-ferrite tétracalcique	C <sub>4</sub> AF	4CaO Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	5-15	

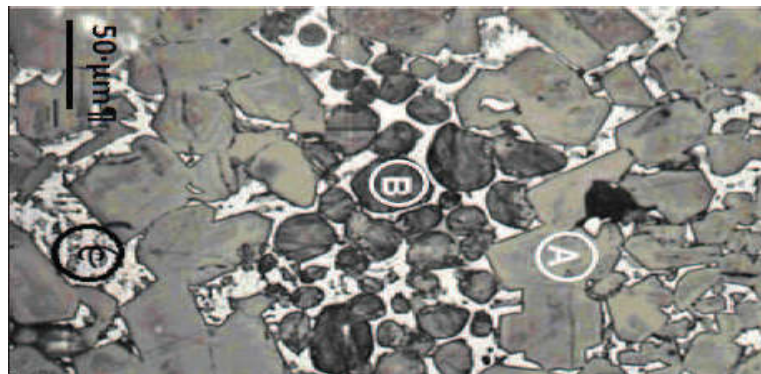


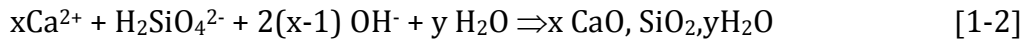
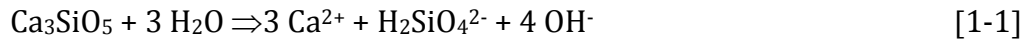
Figure 1-1: la morphologie des phases présentes dans un clinker Portland (Autier 2014).

#### 1.4 Réactions chimiques dues à l'hydratation du ciment

Dés que l'eau est ajoutée au ciment, les alcalins et une partie de la chaux des silicates passent rapidement en solution (PH voisin de 13). Le Chatelier est le premier qui a proposé le mécanisme d'hydratation en 1887. Selon la théorie de *Le Chatelier*, le processus d'hydratation du ciment est basé sur des phénomènes cycliques de dissolution/précipitation des espèces ioniques constitutives des différentes phases. Comme pour tous minéraux, ces espèces tendent à se dissoudre dans l'eau jusqu'à atteindre leur produit de solubilité. Au-delà, la solution est sursaturée, ce qui favorise thermodynamiquement la précipitation d'hydrates. La consommation en ions se voit donc diminuée, entraînant alors la dissolution d'autres constituants du matériau. Les principales réactions chimiques d'hydratation de ciment sont décrites ci-après (Loukili 1996, Autier 2014, Grazia Daniela 2000).

### 1.4.1 Hydratation de C<sub>3</sub>S et de C<sub>2</sub>S

La dissolution des composés constitutifs des C<sub>3</sub>S provoque la formation d'hydrosilicates de calcium (x CaO, SiO<sub>2</sub>, yH<sub>2</sub>O), notés C-S-H, qui constituent la majeure partie des produits d'hydratation équations (1-1) et (1-2).



*Silicate de Calcium Hydrate (C-S-H)*

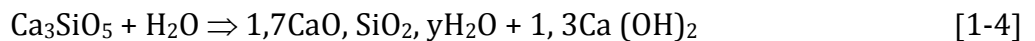
La dynamique de ces réactions sursature la solution en C-S-H, provoquant ainsi leur précipitation. La structure de ces hydrates paraît amorphe, alors qu'elle est en réalité constituée de particules nanométriques, les hydrates sont appelés couramment gel de ciment. Une pâte de ciment hydraté contient en moyenne 50 à 70 % de C-S-H.

La quantité d'ions libérés lors de la dissolution des C<sub>3</sub>S est plus importante que la quantité nécessaire à la formation des C-S-H. De ce fait ces ions « excédentaires » vont précipiter pour former de l'hydroxyde de calcium cristallisé, appelé Portlandite Ca(OH)<sub>2</sub>. La pâte de ciment ordinaire contient en moyenne 25 % à 27 % de Portlandite CH.



*Portlandite*

La Portlandite est la phase la plus soluble dans la pâte de ciment hydratée. Sa présence dans le liquide interstitiel contribue au maintien d'un pH élevé (>12). Elle n'a aucune influence sur les propriétés mécaniques du matériau mais elle peut améliorer la durabilité des bétons armés par l'élévation de pH qu'elle engendre, qui passive les armatures métalliques (protection contre la corrosion). C'est également la seule phase solide relativement pure et l'une des mieux cristallisées. Elle se présente sous forme de plaquettes hexagonales (10<sup>ème</sup> de µm) empilées entre les grains de ciment partiellement hydratés. L'ensemble des réactions affectant les C<sub>3</sub>S peuvent se résumer par les équations (1-4) et (1-5).



*Silicate de Calcium hydraté + portlandite*



La bélite (C<sub>2</sub>S) a une hydratation analogue au C<sub>3</sub>S mais beaucoup plus lente. Etant donné que le C<sub>2</sub>S est moins riche en chaux que le C<sub>3</sub>S, il se forme moins de Portlandite (équation (1-6)).



*Silicate de Calcium hydraté + Portlandite*



La cinétique d'hydratation ainsi que le taux d'avancement de l'hydratation des C<sub>3</sub>S sont représentées dans la Figure 1-2.

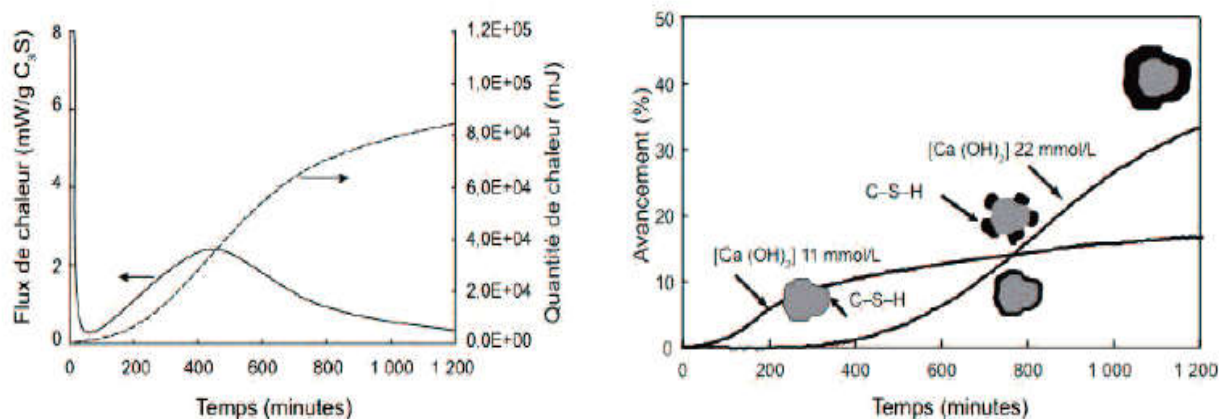
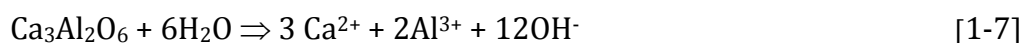


Figure 1-2: Cinétique d'hydratation des C<sub>3</sub>S (Autier 2014).

### 1.4.2 Hydratation de C<sub>3</sub>A

Bien que les aluminates tricalciques (C<sub>3</sub>A) ne constituent pas la phase majoritaire, leur présence influence de manière significative les premières réactions d'hydratation du ciment. Les aluminates tricalciques (C<sub>3</sub>A) réagissent très rapidement avec l'eau pour former des hydrates. L'ajout de sulfate de calcium (gypse, plâtre) permet d'éviter cette réaction très rapide qui accélère considérablement la prise et parasite l'ouvrabilité de la pâte de ciment. Ainsi, on obtient une réaction lente qui s'apparente à la réaction d'hydratation des silicates de calcium. Les équations (1-7) et (1-8) de dissolution de l'aluminate et du gypse sont les suivantes :

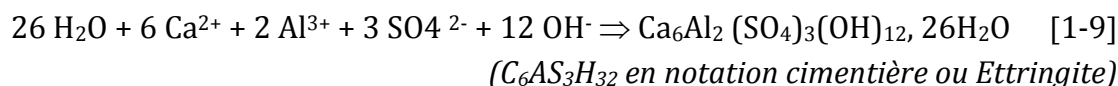
Dissolution de l'aluminate tricalcique :



Dissolution de gypse :

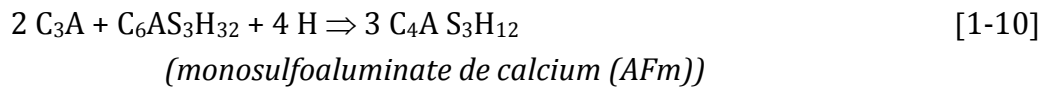


La solution va rapidement être sursaturée vis-à-vis des hydrates. Tant qu'il y a assez d'ions sulfates, il se forme de l'Ettringite (ou trisulfoaluminate) dont la structure en forme d'aiguille pouvant atteindre une 10<sup>ème</sup> de µm (équation 1-9).



Cette réaction se produit tant que les ions sulfates sont présents en solution. L'origine de ces ions influence également la formation d'Ettringite. En effet, les sulfates alcalins ne permettent pas un développement de l'Ettringite aussi rapide que lorsqu'il s'agit de sulfate de calcium. Dix à vingt-quatre heures après le début de prise, le sulfate de calcium s'épuise et l'apport en ions sulfates est insuffisant. A ce stade, l'Ettringite

réagit avec les C<sub>3</sub>A résiduels pour former lentement du monosulfoaluminate de calcium (AFm). L'équation associée à cette réaction est présentée en (1-10).



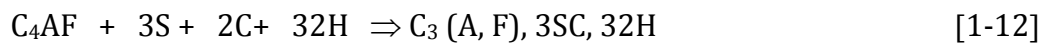
### 1.4.3 Hydratation du C<sub>4</sub>AF

Le C<sub>4</sub>AF a une hydratation analogue au C<sub>3</sub>A.

En absence de sulfates :



En présence de sulfate :



On obtient pratiquement les mêmes hydrates que ceux issus du C<sub>3</sub>A, par contre des alluminoferrites sont présents dans le réseau cristallin en substitution aux aluminates. Les produits d'hydratation des aluminates occupent environ 15 % de volume de la pâte de ciment hydraté.

### 1.4.4 Hydratation de la chaux libre

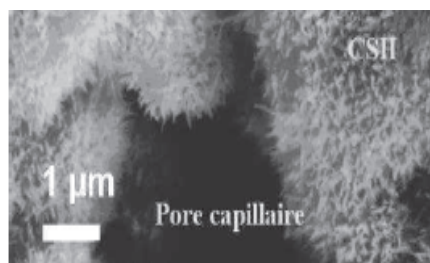
La chaux libre s'hydrate lentement en Portlandite :



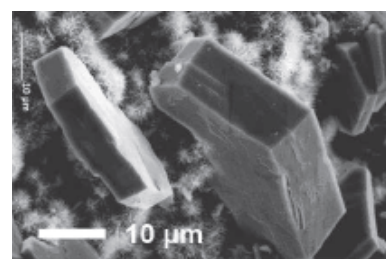
D'après ces réactions, on conclut que la pâte de ciment change au cours de la réaction d'hydratation. La pâte fraîche est une suspension de grains de ciment dans l'eau. Elle évolue pendant l'hydratation devenant un matériau rigide de structure fort complexe. La structure de la pâte durci est constituée principalement des silicates de calcium hydratés (CSH), des cristaux de Portlandite (Ca(OH)<sub>2</sub>), des Ettringites, Monosulfoaluminate de calcium(AFm), des grains de ciment anhydres et des espaces initialement occupés par l'eau de gâchage et non remplis par des produits d'hydratation. Les principaux hydrates sont présentés dans le Tableau 1-2 et la Figure 1-3 montrant la morphologie des hydrates.

Tableau 1-2 : Les principaux hydrates (Autier 2014, Grazia Daniela 2000).

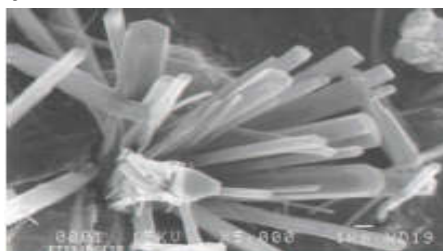
Hydrate	Notation Cimentaire	Formule brute	Morphologie
Silicates de calcium hydratés	C-S-H	$x \text{ CaO}, \text{ SiO}_2, y \text{ H}_2\text{O}$	Amorphe, (gel) taille nanométrique
Portlandite	CH	$\text{Ca(OH)}_2$	Plaquettes hexagonales d'une 10 <sup>ème</sup> de $\mu\text{m}$
Ettringite	$\text{C}_6\text{A}_3\text{H}_3\text{S}_2$	$\text{Ca}_6\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3(\text{OH})_{12}, 26 \text{ H}_2\text{O}$	Aiguilles pouvant atteindre une 10 <sup>ème</sup> de $\mu\text{m}$
Monosulfoaluminate de calcium (AFm)	$\text{C}_4\text{A}_3\text{H}_{12}$	$3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot \text{CaSO}_4, 12\text{H}_2\text{O}$	



a) Silicates de calcium hydratés



b) Portlandite



c) Ettringite

Figure 1-3: Morphologie des hydrates (Autier 2014).

### 1.5 Evolution du degré d'hydratation

Garcia Boivin (Loukili, 1996) a mesuré le degré d'hydratation sur deux formulations de béton ( $E/C=0.26$  et  $E/C=0.5$ ). Il a trouvé que l'évolution du degré d'hydratation pour  $E/C=0.26$  est plus rapide que celui de la formulation à  $E/C=0.5$ . Ce décalage provient très probablement du fait que les niveaux de sursaturation vis-à-vis des hydrates sont plus vite atteints dans des systèmes contenant moins d'eau, ce qui conduit à une précipitation plus rapide.

Des mesures de degré d'hydratation ont été faites sur différentes pâtes pures avec et sans fumée de silice. Les résultats montrent qu'en incorporant 16% de fumée de silice à une pâte pure de rapport  $E/C$  égale à 0.3, le degré d'hydratation à 150 jours descend à 0.53, alors qu'il atteint 0.61 pour la même pâte sans fumée de silice (BPEL 1991).

## 1.6 Cinétique de l'hydratation de ciment Portland

L'hydratation du ciment est une réaction exothermique et thermo-activée, qui s'accompagne d'un fort dégagement de chaleur. Dans les pièces massives, l'exothermie se traduit par une élévation de température qui peut atteindre, dans certaines zones, une cinquantaine de degrés. L'hydratation du ciment dépend de différents paramètres, notamment la classe du ciment, les ajouts minéraux, la présence et la nature de sels contenus dans l'eau, la présence d'adjuvants, et la température. La Figure 1-4-a montre la formation des différents hydrates pendant 90 jours (*Pertue 2008*).

La chaleur d'hydratation est la somme de l'enthalpie de formation et de la chaleur dégagée par l'absorption des molécules d'eau adsorbée. La chaleur d'hydratation d'un ciment dépend donc de sa composition chimique. Pour les principaux constituants du clinker, les quantités de chaleur dégagée sont : C<sub>3</sub>S 500 à 525 J/g, C<sub>2</sub>S 250 à 270 J/g, C<sub>3</sub>A 1000 à 1200 J/g et C<sub>4</sub>AF 395 à 425 J/g.

Scrivener et al. (*Pertue 2008*) ont mesuré le dégagement de chaleur (énergie ou quantité) de la pâte de ciment dès le gâchage par calorimétrie isotherme ; la Figure 1-4-b montre le flux thermique (dégagement de chaleur) en fonction du temps, la courbe se divise en 5 périodes :

### 1. Période de gâchage ou de pré-induction :

L'intervalle de cette période est entre 0 et 1 heure. Dès que le ciment est en contact avec l'eau, ce premier pic correspond au passage en solution des ions provenant des constituants du ciment et en raison de l'élévation rapide du pH > 12 de la solution, un C-S-H précipite. Il y a formation de C-S-H "externe" pendant cette période et aussi une formation de l'étringite à la surface des C<sub>3</sub>A.

### 2. Période dormante ou induction :

C'est une période qui dure quelques heures (1 à 2 heures) pendant laquelle la formation de C-S-H et d'étringite se poursuit lentement. La consommation d'eau et la quantité des hydrates sont très faibles et le béton reste maniable en raison d'existence d'une double couche ionique (une couche protectrice autour des grains de ciment anhydre) de calcium et silicate autour du C<sub>3</sub>S qui empêche les ions Ca<sup>+2</sup> et OH<sup>-</sup> de passer en solution. Des chercheurs ont trouvé que la quantité de C<sub>3</sub>A qui réagit dès les premiers instants, en absence ou en présence du gypse, reste constante pendant cette période. Cette période est influencée par les adjuvants et la température.

### 3. période de prise ou accélération :

L'intervalle de cette période est entre 2 et 5 heures. Après le gâchage, un dégagement de chaleur commence à se produire. Les réactions de prise sont alors déclenchées par la précipitation de la Portlandite. Les ajouts minéraux sont susceptibles d'accélérer le déclenchement de la prise en catalysant la germination de la Portlandite par leur surface très élevée. Pendant cette période, un squelette rigide se forme et un

réseau capillaire s'établit. La fin de prise est caractérisée par une accélération de l'hydratation.

4. Période de durcissement ou décélération :

L'intervalle de cette période est entre 5 et 9 heures. Dans cette période, la structure du ciment hydraté devient de plus en plus rigide. La pellicule d'hydrate est plus épaisse et moins perméable. Le C-S-H qui continue à se former se dépose à l'intérieur de cette pellicule. Etant donné que le volume des hydrates est plus grand que celui du ciment anhydre, l'espace qui sépare le cœur anhydre et la couche des hydrates diminue.

5. Période de consolidation ou ralentissement :

Cette période démarre à partir de la 9<sup>ème</sup> heure. La couche d'hydrate à la surface des grains s'épaissit de plus en plus, ce qui ralentit la diffusion de l'eau vers l'interface réactionnelle. Les cycles de dissolution, diffusion et recristallisation sont alors très lents.

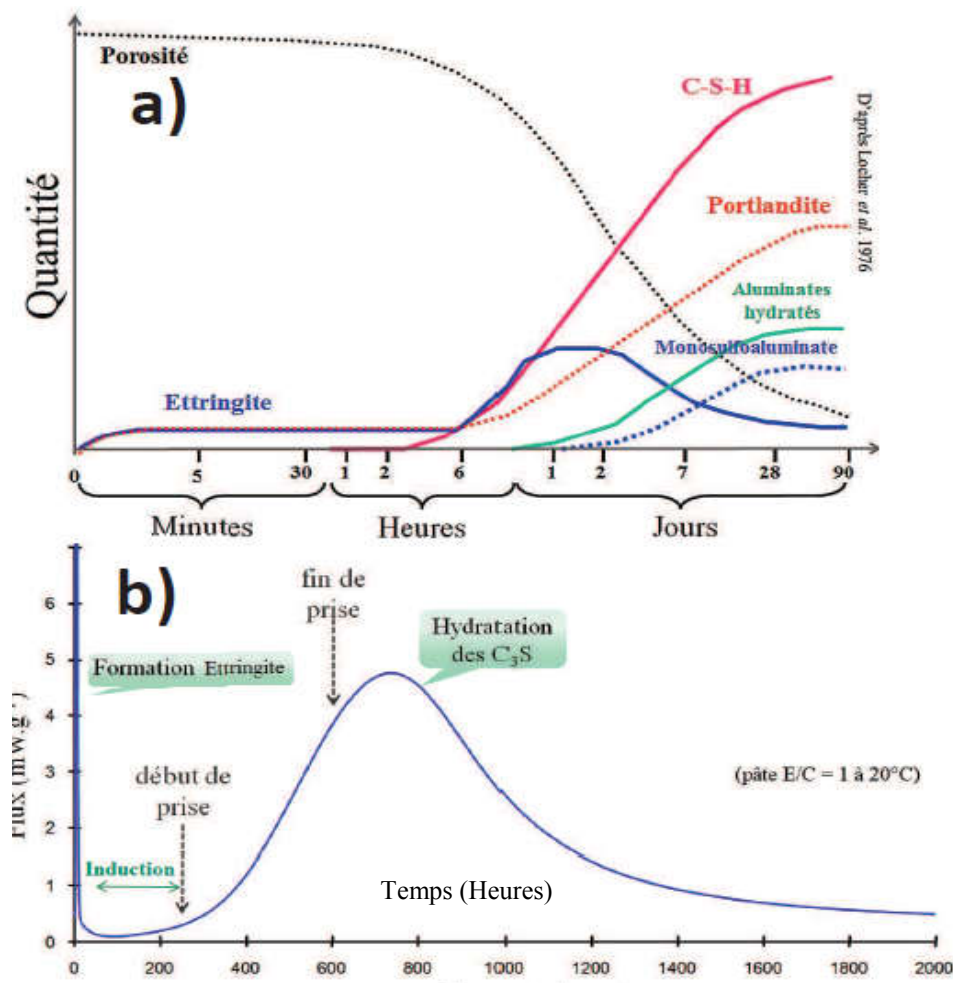


Figure 1-4 : Evolution du dégagement de la chaleur d'hydratation du ciment Portland (Autier 2014).

### **1.7 Position de l'eau dans la structure de ciment hydraté**

Dans la pâte de ciment hydratée, on distingue deux types de pores.

- Les micropores, qui sont une partie intrinsèque du gel de ciment et ont un volume qui atteint environ 28 % du volume des C-S-H. La taille moyenne des micropores est d'environ 16 Å (16 angströms ou nanomètres) et ne dépend pas du rapport E/C (*Grazia Daniela 2000*).
- Les capillaires, qui sont les vestiges des espaces intergranulaires initialement occupés et non remplis par l'eau de gâchage. Leur taille et volume décroissent avec la poursuite de l'hydratation et dépendent du rapport E/C. Leur taille varie entre quelque nanomètre (mésopores) et quelque dizaine de micromètre (macropores). Les capillaires forment initialement, après le gâchage, un réseau interconnecté (*Grazia Daniela 2000*).

Dans la structure de ciment hydraté, l'eau se présente sous différentes formes :

- Eau interfeuille (eau liée chimiquement) qui fait partie intégrante des C-S-H (cette eau remplit les micropores).
- Eau adsorbée (eau liée physiquement) à la surface des particules, fortement liée.
- Eau capillaire plus ou moins libre (eau libre) en fonction des dimensions des pores (cette eau remplit les capillaires).

### **1.8 Conclusion**

Les ciments à teneur élevée en C<sub>3</sub>S présentent un intérêt pour la fabrication de BHR de forte résistance au jeune âge. En effet, le C<sub>3</sub>S présente une meilleure réactivité par rapport au C<sub>2</sub>S, ce dernier agissant plutôt sur les résistances à moyen et long terme.

***Chapitre 2***  
***Phénomène du retrait***

## Chapitre 2

### Phénomène du retrait

#### 2.1 Introduction

Les variations dimensionnelles spontanées qui se développent en l'absence de tout chargement avec extérieur, il s'agit en général d'une diminution de volume d'où l'appellation de retrait.

Le premier ayant constaté ce phénomène fut Eugène Freyssinet lors de la construction du pont de Veudre (Allier) en 1911. Ce pont avait été construit conformément à la circulaire de 1906 qui contenait les instructions relatives à l'emploi du béton armé. Le retrait total appelé aussi retrait avec séchage est défini comme étant le retrait mesuré sur une éprouvette en échange avec le milieu extérieur (Loukili 1996). Nous résumons les différents retraits des bétons en commençant, non pas par ordre d'importance, mais par ordre chronologique d'apparition. On classe le retrait en deux types (retrait endogène et retrait exogène).

#### 2.2 Retrait endogène

Le Retrait Endogène (RE) caractérise les déformations de la pâte de ciment et par conséquent du béton en l'absence de tout échange d'eau avec le milieu extérieur. La quantité d'eau strictement nécessaire à l'hydratation du ciment représente environ 25% de son poids. On peut dire que la pâte de ciment et plus généralement le béton, se développe à l'intérieur du triangle d'hydratation résistance–chaleur–contraction volumétrique (Figure 2-1) (Aitcin 2001).

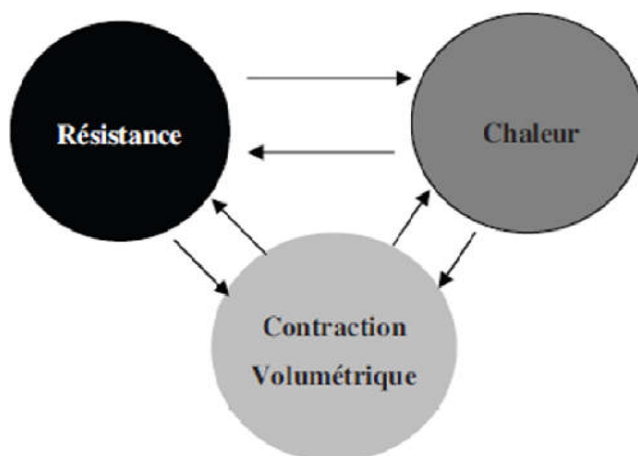


Figure 2-1: Triangle de l'hydratation : résistance, chaleur, réduction de volume.  
« Triangle des Bermudes » du béton (Aitcin 2001).



Le retrait endogène est un phénomène propre à l'hydratation du ciment qui témoigne de sa cinétique et de la quantité des hydrates formés. Ce retrait est rapide et croît lorsque la quantité d'eau diminue, il atteint 95% au bout de 1 à 4 semaines pour les bétons ordinaires (*Acker 1988*).

L'amplitude du retrait des BO est souvent inférieure à 60  $\mu\text{m}/\text{m}$  (*Granger 1996*), si bien qu'on l'a longtemps négligé. En ce qui concerne les BHP, on constate des valeurs à long terme souvent supérieures à 150  $\mu\text{m}/\text{m}$  et pouvant atteindre 250  $\mu\text{m}/\text{m}$  (*De Larrard 1990, Laplante 1993*), d'autres auteurs donnent des valeurs avoisinant 400  $\mu\text{m}/\text{m}$ . Ces valeurs semblent toutefois surestimées du fait de la non déduction d'un retrait thermique ou à cause d'un manque d'étanchéité des parois de protection, qui doivent normalement empêcher la dessiccation. On distingue d'après l'évolution de la structure du matériau la succession de plusieurs phénomènes qui donnent au retrait endogène ses différentes phases, présentées ci-dessous :

### **2.2.1 Retrait de serrage**

Ce retrait découvert par Le Chatelier est observé au début de la réaction d'hydratation du ciment et durant la période précédant la prise, appelé aussi premier retrait ou retrait chimique, il est attribué au fait que le volume des hydrates formés est inférieur à la somme des volumes des deux constituants ciments anhydre et eau. Il est d'abord libre jusqu'à ce que la prise ait lieu puis se trouve gêner en raison de la formation progressive du squelette. La valeur de cette contraction volumique devrait être en théorie d'environ 10 % du volume de la pâte initiale, mais il est en réalité plus faible du fait que l'hydratation continue longtemps après la prise et que la rigidité augmente. Il y a près de cent ans, Le Chatelier avait en effet estimé que cette réduction de volume était de l'ordre de 8 à 12 % de l'espace original occupé par le ciment anhydre et l'eau qui étaient destinés à se combiner dans la pâte de ciment hydraté (*Aitcin 98*).

### **2.2.2 Retrait d'hydratation**

Au moment de la prise, une part seulement de l'hydratation est réalisée. Celle-ci se poursuit ensuite à l'intérieur d'un squelette à la fois poreux et rigide, ce qui entraîne une diminution de la teneur en eau dans l'espace des pores. Cette diminution a les mêmes effets mécaniques qu'un séchage (*Acker 1982*). On définit donc le retrait d'hydratation (appelé aussi retrait de durcissement ou second retrait) comme la déformation qui se développe dès la fin de la mise en place, dans des conditions isothermes et en absence d'échange hygrométrique avec l'extérieur. En phase de suspension, la réaction d'hydratation induit une diminution du volume total linéairement proportionnelle au degré d'avancement de la réaction d'hydratation (retrait plastique avant prise). Par contre durant la phase de durcissement, où le squelette minéral est constitué dans tout le volume, l'hydratation se poursuit mais le retrait d'origine chimique est progressivement gêné par une structure de plus en plus rigide. Dans le cas du béton, les

granulats vont contribuer à gêner encore plus le retrait. On peut considérer qu'une semaine après la prise, tout retrait d'hydratation supplémentaire est empêché (Acker 1982).

### **2.2.3 Retrait thermique**

Le retrait thermique est directement lié à l'élévation de température du matériau et à la valeur du coefficient de dilatation thermique. En ce qui concerne l'influence des paramètres de composition sur l'élévation de température, outre la composition du ciment et sa finesse, on a retenu le dosage en ciment, le rapport de la masse de liant (ciment et fumée de silice  $E/(C+S)$ ) et le dosage en fumée de silice. D'un côté l'augmentation de la quantité de ciment augmente la quantité de la chaleur dégagée. La réaction d'hydratation est fortement exothermique, de l'ordre de 150 à 400 joules par gramme de ciment, ce qui conduit à une élévation de température du béton entre 25°C et 55°C (Granger 1996), et par conséquent l'apparition des fissures thermiques. D'un autre côté, la réduction du rapport  $E/C$  entraîne la diminution de la quantité totale de chaleur dégagée. Pour les BHP on a les deux effets combinés, l'effet de l'augmentation du dosage en ciment sur la quantité totale de chaleur dégagée est plus important que l'effet contraire dû au faible rapport de l'eau au liant. L'effet de la fumée de silice est identique à celui du ciment pour  $E/C$  supérieur à 0.4 en termes d'exotherme. Pour les rapports  $E/C$  inférieurs 0.4, cette même substitution conduit à une légère baisse de la quantité de chaleur dégagée. Par ailleurs, l'ajout de fumée de silice dans un béton fait augmenter le dégagement de chaleur par unité de masse de ciment (Smeplass et Maage 1990).

Pour les BHP, leur cinétique de durcissement plus rapide provoque des élévations de température plus importante, par le fait que la diffusion de la chaleur vers l'extérieur est moins que la production de celle-ci (De Larrard et al. 1994). En conséquence, les effets deviennent non négligeables à partir d'une épaisseur de l'ordre de 40 cm. Citons l'exemple du pont sur l'Elorn dans lequel des températures maximales voisines de 70°C ont été mesurées dans certains zones des pylônes (Torrenti et al. 1993).

Finalement, le retrait thermique peut être défini comme étant la déformation de contraction qui résulte du retour du béton à la température ambiante.

### **2.2.4 Mécanisme du retrait endogène**

Les mécanismes qui interviennent dans le retrait d'endogène sont reliés aux différents états de l'eau de la pâte, eau dans les capillaires, eau adsorbée et eau des zones dont l'adsorption est gênée par l'étroitesse des espaces disponibles. Ce mécanisme est essentiellement influencé par le retrait endogène d'un BHP tandis que celui d'un béton ordinaire; il est influencé par son retrait de séchage (dessiccation) (Grazia Daniela 2000). Trois mécanismes permettent d'expliquer le retrait endogène :

### 2.2.4.1 Mécanismes liés aux variations de la dépression capillaire

La dépression capillaire résulte de l'équilibre liquide-vapeur dans la porosité capillaire du béton. La diminution de l'humidité relative au sein du béton induit une diminution de la pression de l'eau liquide, provoquée par la vaporisation de celle-ci. La coexistence des phases liquides (eau) et gazeuses (vapeur d'eau et air sec) entraîne la formation d'un ménisque à l'interface liquide-gaz, et donc l'apparition de tensions capillaires (ou dépression capillaire). Elles entraînent alors la contraction du squelette solide et provoque ainsi le retrait. Ce phénomène résulte des lois de Laplace et de Kelvin qui décrivent l'équilibre d'un ménisque (Lura et al. 2003) (Figure 2-2).

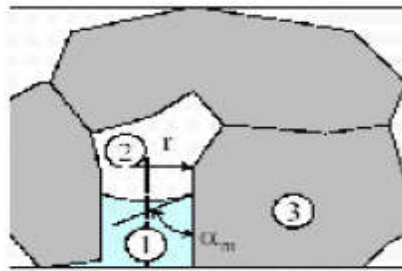


Figure 2-2: Ménisque capillaire non saturé (1 : liquide ; 2 : gaz ; 3 : solide) (Pertue 2008).

#### Loi de Laplace :

Équilibre mécanique d'un ménisque soumis de part et d'autre à des Pressions gazeuse ( $P_g$ ) et liquide ( $P_l$ ) différentes :

$$P_g - P_l = (2 \cdot \sigma \cdot \cos \alpha_m) / r \quad [2-1]$$

#### Loi de kelvin:

Équilibre hygrométrique eau liquide - eau vapeur :

$$P_l - P_g = \frac{RT \rho_l}{M} \ln(HR) \quad [2-2]$$

$P_g$  : pression de la phase gazeuse air humide (air sec + vapeur d'eau) [Pa],

$P_l$  : Pression de l'eau liquide [Pa],

$\sigma$  : Tension superficielle de l'interface liquide/phase gazeuse [N/m],

$r$  : Rayon du pore où le ménisque existe [m],

$\alpha_m$  : Angle de mouillage [rad],

$R$  : Constante des gaz parfaits [J/mol K] = (8,314 J/mol K),

$T$  : Température [K],

$\rho_l$  : Masse volumique de l'eau [kg/m<sup>3</sup>],

$M$  : Masse molaire de l'eau [kg/mol],

$HR$  : Humidité relative [%].

Cette relation nous permet de formuler les observations suivantes :

- Plus l'humidité relative est faible, plus les dimensions des pores non saturés où le ménisque peut exister sont petites. Lors de l'auto-dessiccation du matériau, les pores se vident par ordre de taille décroissante. A l'état d'équilibre, pour une humidité

relative donnée, il existe un rayon d'accès  $r$  où tous les capillaires de rayon d'accès inférieur à  $r$  sont remplis d'eau et tous les capillaires de rayon d'accès supérieur à  $r$  sont vides.

- Plus les pores en cours de vidange sont étroits, plus l'intensité de la dépression capillaire est grande.

L'intensité des dépressions capillaires augmente au cours de l'hydratation pour deux raisons :

- l'auto-dessiccation progresse dans le matériau en atteignant des pores de plus en plus étroits, ce qui se traduit par une baisse d'humidité relative interne.
- La porosité du matériau s'affine sous l'effet de l'hydratation

La taille moyenne des pores capillaires se réduit au cours de l'hydratation, ce qui conduit à des dépressions capillaires plus fortes lors du processus d'auto-dessiccation.

Khelidj (*Khelidj et al. 1998*) et Baroghel-Bouny & al. (*Pertuè 2008*) ont montré qu'il existe une relation qui relie la température, l'humidité et la porosité au retrait endogène :

$$\varepsilon_{ed} = \frac{\Phi \rho_l R T}{3 M v (1 - \Phi) K_s} \quad [2-3]$$

$\varepsilon_{ed}$  : retrait endogène [ $\mu / m$ ],

$\Phi$  : la porosité du béton [%],

$K_s$  : un coefficient de compressibilité du squelette calculé avec le module d'Young et le coefficient de poisson et l'humidité relative.

#### 2.2.4.2 Mécanisme de la variation de la pression disjonctive

Ce mécanisme ne permet d'expliquer que qualitativement *le retrait de dessiccation*. Il correspond à l'interaction de deux solides très proches. La Figure 2-3 schématise ce mécanisme. Sur cette figure la distance entre deux solides est notée ( $d$ ) et l'épaisseur de la couche d'eau adsorbée est notée ( $e$ ). Les valeurs de ces distances dépendent de l'humidité relative du matériau. En effet, si on augmente l'humidité relative, la couche d'eau adsorbée augmente, jusqu'au moment où  $2e > d$ . Dans ce cas, les solides auront tendance à se séparer, les couches d'eau se mettent sous pression dite pression disjonctive. A l'inverse, si on passe d'un état saturé à un état non saturé (*Lura et al.2003*).

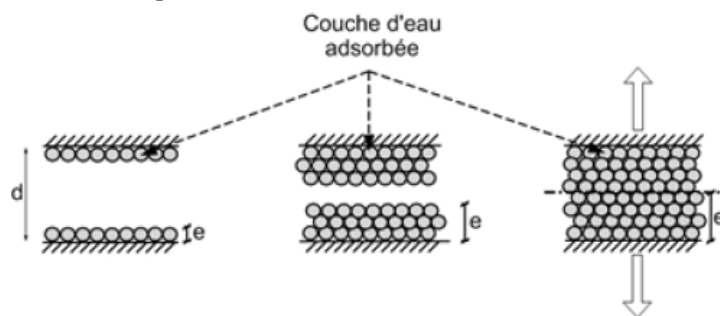


Figure 2-3: Représentation graphique du mécanisme de la pression de disjonction (*Pertuè 2008*).

Ferraris (*Grazia Daniel 2000*) a fait des mesures de pression disjonctive en variant l'humidité relative de matériaux. Les résultats montrent que celle-ci reste relativement constantes pour des humidités relatives entre 80% et 100%. Les mesures ont été faites sur des éprouvettes de quartz. Bien que la pression disjonctive dépend du matériau et de la microfissure, on peut généraliser cette conclusion pour les hydrates du ciment. En fait, l'essentiel de la pression disjonctive provient de l'interaction qui existe dans les zones où l'adsorption d'eau est gênée par l'étroitesse des espaces disponibles. Si l'humidité relative est suffisamment élevée, tous les endroits où la distance entre deux parois solides est inférieure à une distance critique ( $2e > d$ ) sont remplis d'eau et les zones d'adsorption gênées ne progressent plus, il n'y a donc pas de variation de la pression disjonctive.

La pression disjonctive dépend de l'humidité relative (HR) et de la concentration de  $Ca^{+2}$  dans la composition du béton. Quand l'humidité relative du béton chute, la pression disjonctive diminue, causant le retrait (*Lura et al. 2003*).

### 2.2.4.3 Mécanismes liés aux variations de la tension superficielle

Au voisinage de toute surface solide, il existe une tension superficielle due à la dissymétrie des forces d'attraction entre atomes et molécules. L'énergie de surface augmente lorsque la couche d'eau adsorbée est faible (T2) ce qui correspond à des humidités relatives faibles et un retrait à l'échelle macroscopique. La Figure 2-4 représente schématiquement le phénomène de tension de surface. Cependant, à partir d'une certaine humidité relative, le solide est recouvert de plusieurs couches d'eau adsorbées qui induisent une diminution de l'énergie de surface (T1). Ainsi, ce mécanisme ne fonctionne que pour les faibles humidités relatives (*Lura et al., 2003*).

Le mécanisme de variation de la dépression capillaire est le mécanisme majeur par rapport aux autres phénomènes dans le cas du retrait endogène. En effet ce phénomène est le plus significatif dans le cas d'un milieu dont l'humidité relative est élevée (entre 80% et 100%) (*Lura et al.2003*).

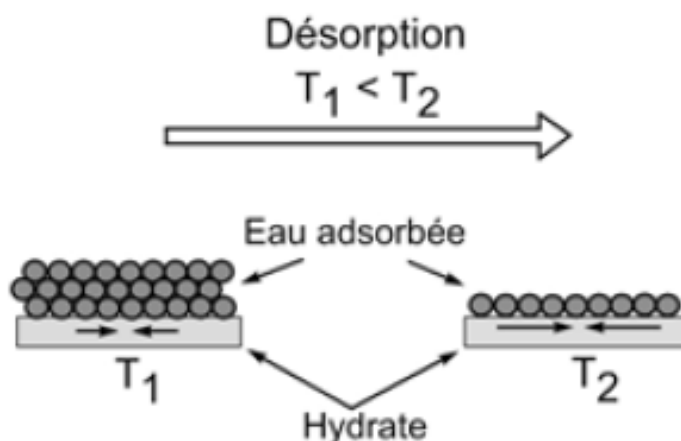


Figure 2-4: Représentation graphique du mécanisme de tension superficielle.

### **2.2.5 Développement du retrait endogène des BHP**

On sait que le retrait évolue proportionnellement à la maturité du béton et se poursuit jusqu'à l'arrêt de l'hydratation (*Bazant et al. 1986*). Pour les BHP, dès le début du durcissement, le retrait se développe rapidement et se stabilise assez vite, c'est-à-dire au bout de trois mois à un an et d'un mois pour les bétons ordinaires (*Laplante 1993*). Le développement rapide du RE au jeune âge pose le problème de mesure (début du durcissement ou fin de prise), âge à partir duquel il n'est pas possible de manipuler l'échantillon pour installer les systèmes de mesure. Cette difficulté a néanmoins été résolue par la technique de mesure avec une jauge noyée, toute fois les résultats ne sont fiables que si la mesure des déformations thermiques est effectuée en parallèle, de manière à entraîner des mesures de retrait d'auto-dessiccation (*Boulay et Paties 1993*).

## **2.3 Retrait exogène**

Le retrait exogène se produit lorsque des surfaces de l'élément sont ouvertes et peuvent échanger de l'humidité avec le milieu extérieur. Ceci provoque une perte d'eau à travers les pores de la pâte, en relation avec la capacité de la microstructure avant de conserver ou de perdre son humidité.

### **2.3.1 Retrait de Dessiccation**

Ce type appelé aussi retrait de séchage, se manifeste à la fin de la prise et après qu'une grande partie du retrait thermique ait déjà eu lieu (*Baron 1971*). Il est dû à la perte d'une partie d'eau de gâchage dans le cas où le béton est conservé dans une atmosphère à humidité relative plus faible que celle de la matrice cimentaire. Freyssinet a donné en 1934 une théorie explicative basée sur les tensions produites par les forces capillaires. Les particules les plus fines du béton sont reliées par des ponts d'eau dont les ménisques exercent des contraintes d'autant plus importantes que les rayons de courbures sont plus petits. Les rayons diminuent lorsque l'eau s'évapore progressivement jusqu'à l'équilibre final. Les contraintes augmentent alors et resserrent les grains entre eux en provoquant une diminution du volume apparent.

Pour les BHP, il est difficile d'établir des règles simples reliant le Retrait de Dessiccation (RD) aux paramètres de composition. Les essais sur cinq BHP, réalisés avec les mêmes composants de base, avec et sans fumée de silice. Les fonctions ajustées décrivant les retrait de dessiccation sont représentés sur la Figure 2-5, les composants et caractéristiques de cinq bétons testés sont représentées dans le Tableau 2-1 (*Auperin et al. 1989*).

Tableau 2-1 : Composants et caractéristiques de cinq bétons testés (Auperin et al. 1989).

	Béton testé				
	G <sub>0</sub>	G <sub>1</sub>	G <sub>2</sub>	H <sub>1</sub>	H <sub>2</sub>
E/C	0,33	0,38	0,41	0,38	0,41
S/C	0,08	0,08	0,08	0	0
f <sub>c28</sub> (MPa)	94,5	83,3	73,8	72,5	64

On constate d'après ces essais que les faibles rapports E/C réduisent l'amplitude observée à six mois, en effet :

$$[E/C] G_0 < [E/C] G_1 < [E/C] G_2 \text{ et } [E/C] H_1 < [E/C] H_2$$

$$[RD] G_0 < [RD] G_1 < [RD] G_2 \text{ et } [RD] H_1 < [RD] H_2$$

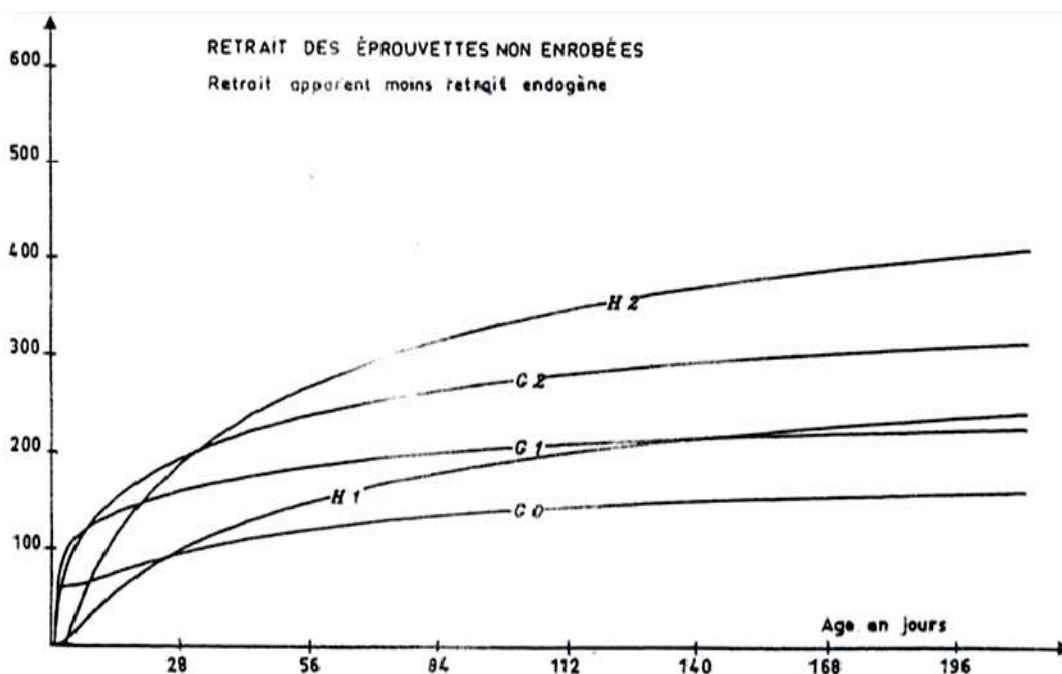


Figure 2-5: Evolution du retrait de dessiccation des BHP en fonction du temps (Auperin et al. 1989).

Par contre, les fumées de silice ne semblent agir que sur la cinétique, puisque la même Figure 2-5 montre un développement plus rapide dans les premiers mois du retrait de dessiccation des bétons G<sub>0</sub>, G<sub>1</sub> et G<sub>2</sub>.

Ces remarques n'ont pas un caractère de généralité, car le séchage se prolonge pendant plusieurs années avant d'atteindre le cœur de l'échantillon.

L'étude des retraits de dessiccation et endogène en fonction de la formulation, est représentée sur la Figure 2-6 pour différents bétons testés en fonction du rapport E/C à une échéance de 400 jours. Les remarques précédentes concernant l'évolution des déformations en fonction du rapport E/C sont globalement confirmées. On constate cependant que le retrait total des BHP peut atteindre celui des bétons ordinaires, pour

des rapports E/C supérieurs à 0,35. Pour des rapports inférieurs à 0,35, les amplitudes des deux retraits se rapprochent (Granger 1995).

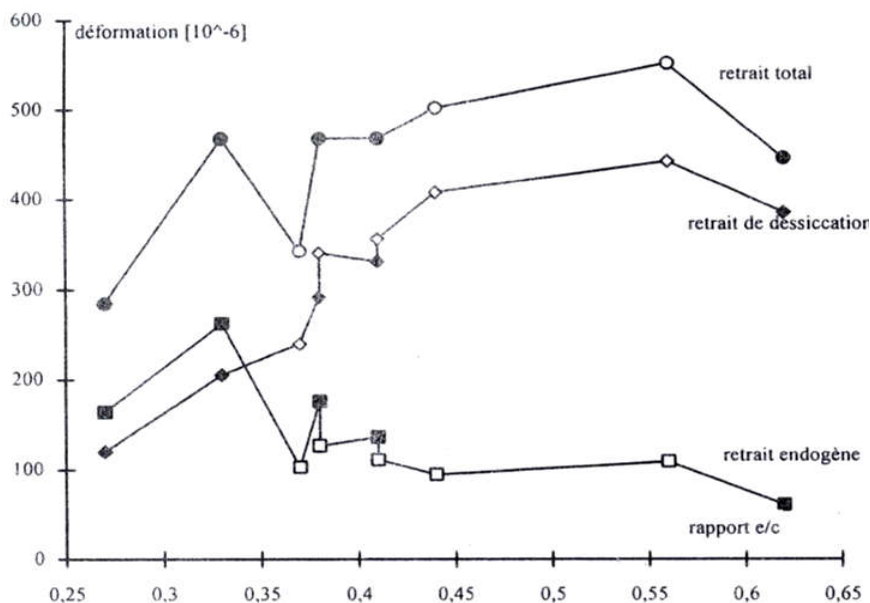


Figure 2-6: Différents valeurs des retraits expérimentaux, à 400 jours, pour des bétons en fonction du rapport E/C (Granger 1995). (Points noirs représentent les bétons avec fumée de silice).

### 2.3.2 Retrait de carbonatation

La couche superficielle du béton subit un retrait supplémentaire dû à cette carbonatation. Notons que les C-S-H, les C<sub>3</sub>S et les C<sub>2</sub>S peuvent également se carbonater (Baron 1982, Baalbaki 1990, Duval 1992, Baroghel-Bouny 1994, Neville 2000). La carbonatation n'augmente le retrait que pour des humidités relatives intermédiaires, mais pas pour les humidités extrêmes de 25% et 100%, du fait du manque ou de l'abondance d'eau interstitielle (Neville 2000).

Bertil Persson a trouvé qu'il n'existe pas de retrait de carbonatation dans le béton à hautes performances avec E/C inférieur 0,3 et avec de 10% de fumée de silice (Persson 2000).

### 2.3.3 Mécanisme du retrait exogène

D'après les chercheurs, on peut assimiler le mécanisme du retrait exogène à celui du retrait d'endogène (Neville 2000).

Le retrait exogène (ou de dessiccation) est la conséquence directe du séchage du matériau cimentaire (Baron 1982, Bazant et Wittmann 1982, Grazia Danial 2000, Neville 2000, Brahma et Bal 2005). La Figure 2-7 montre les fissures dues au retrait plastique (conséquence de l'évaporation de l'eau) qui se manifeste d'abord au voisinage des surfaces exposées (Venuat 1992).



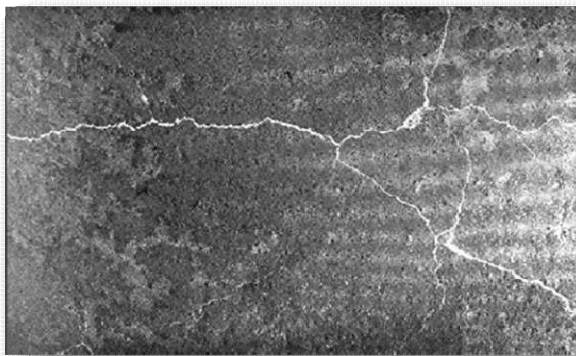


Figure 2-7: Fissuration d'une dalle (Venuat 1992).

La Figure 2-8 montre les fissures dues au retrait de dessiccation lors d'un déséquilibre hygrométrique entre le béton et le milieu environnant quand la traction de peau induite par les gradients de l'humidité est supérieure à la résistance du matériau (Witmann 98).

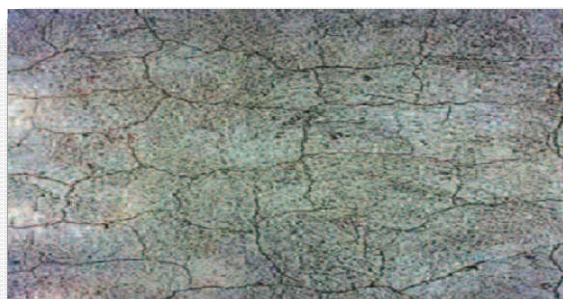


Figure 2-8 : Réseau des fissures de surface, imputables à l'absence ou l'insuffisance du traitement de cure (Witmann 98).

## **2.4 Paramètres influant sur le retrait**

Le dosage des constituants du mélange est la variable essentielle pour le béton. Plusieurs études ont été réalisées sur l'effet de la variation des dosages et des propriétés de ces constituants sur le retrait. D'autres études ont évalué l'effet des conditions hygrométriques (ainsi que de la cure) et la taille des échantillons ou des éléments de structure.

### **2.4.1. Composition du béton**

Le retrait de la pâte de ciment est environ 3 à 5 fois plus grand que celui du béton. Cette différence est due essentiellement à la présence de granulats qui gênent l'évolution libre du retrait

#### **2.4.1.1 Influence de la finesse du ciment**

Tazawa et Miyazawa (Tazawa et Miyazawa 1994) ont étudié l'influence de la finesse du ciment sur le retrait endogène, ils ont choisi E/C égal à 0,3 et quatre valeurs de finesse de Blaine varié entre 3390 cm<sup>2</sup>/g et 7430 cm<sup>2</sup>/g. Ils ont trouvé que la relation

entre le retrait endogène et la finesse de Blaine est proportionnelle, ceci est dû à la diminution de la taille des pores capillaires dans la pâte de ciment ce qui engendre des forces de tension important au niveau de l'eau des capillaire.

### 2.4.1.2 Nature du ciment

Pour les mêmes rapports ( $E/C = 0,25 ; 0,3$ ), il a été obtenu des retraits endogènes différents pour deux pâtes fabriquées avec des ciments différents (*Grazia Daniela 2000*). Le premier ciment était un ciment Portland ordinaire, tandis que le deuxième était un ciment béliitique. Le ciment béliitique, qui se caractérise par une faible teneur en  $C_3A$  engendre un retrait endogène faible par rapport aux ciments Portland ordinaire. Ceci suggère que le retrait endogène est lié à l'hydratation de chaque composant minéral du ciment. Le  $C_3A$  étant un composant très consommateur d'eau qui s'hydrate plus rapidement que les autres composants du ciment, il pourrait avoir beaucoup d'influence sur l'auto-dessiccation et donc sur le retrait de BHP. De même Tazawa et Miyazawa ont trouvé que le ciment riche  $C_3A$  a une importante influence sur le retrait (*Tazawa et Miyazawa 1994*).

### 2.4.1.3 Influence des granulats

La Figure 2-9 représente des résultats de deux types des sables utilisés dans le centre de recherche des matériaux au Canada (*Neville 1987*).

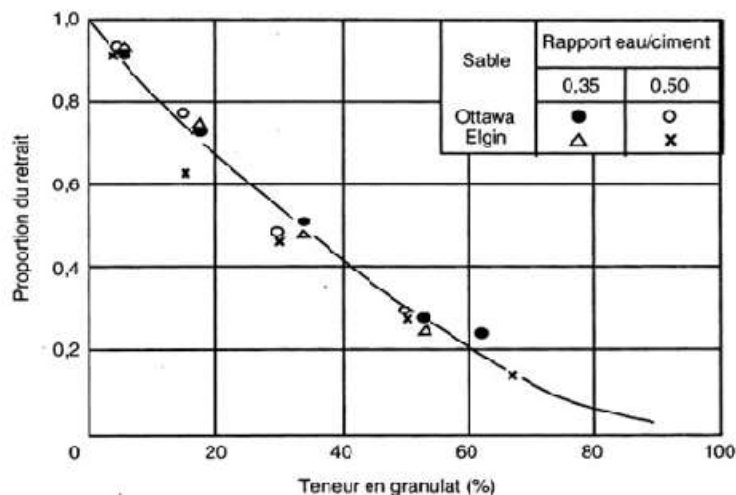


Figure 2-9: Influence de la teneur en granulats dans le béton (en volume) sur le rapport entre retrait du béton et celui de la pâte du ciment (*Neville 1987*).

La Figure 2-10 montre que le retrait décroît en fonction du pourcentage de granulats, le module d'élasticité des agrégats influence aussi sur le retrait. Aussi, le retrait du béton léger est plus grand que celui du béton ordinaire. Le retrait du béton dépend aussi du rapport gravier-sable (G/S) et du type de granulats (granulats granitiques, granulats silico-calcaires, concassés, roulés) (*Berthier 1980*).

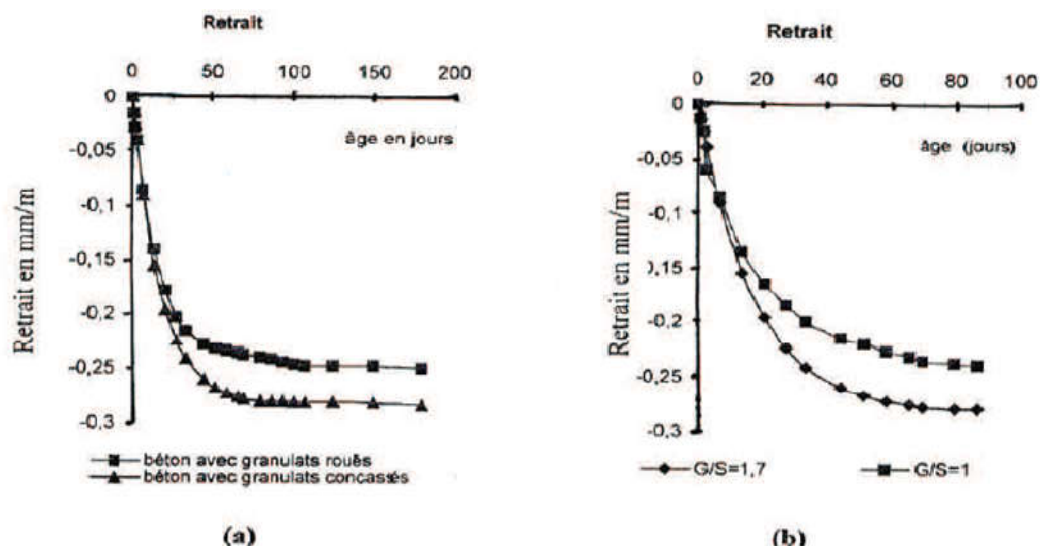


Figure 2-10: Effet des granulats sur le retrait (Berthier 1980).

#### 2.4.1.4 Influence de la pâte du ciment

Les Figures 2-11 et 2-12 présentent l'effet du rapport E/C sur le retrait d'éprouvettes en béton conservées dans un climat tempéré. La Figure 2-11 donne la variation du retrait en fonction du rapport E/C et de la proportion de granulats en volume. Pour une même teneur en granulats, le retrait augmente avec le rapport E/C, la cinétique et l'amplitude du retrait sont plus importantes avec la diminution de la teneur en granulats (Ödman 1968).

D'autre part, pour un même rapport E/C, la diminution de la teneur en granulats augmente le retrait, avec une amplitude de plus en plus importante. La Figure 2-12 présente l'effet du rapport E/C et de la teneur en eau et en ciment sur le retrait d'un béton. Pour un rapport E/C constant, l'augmentation du dosage en ciment a pour effet un accroissement du retrait, du fait d'une plus grande quantité de la pâte de ciment. Néanmoins, pour un dosage en eau constant, le retrait diminue avec l'augmentation du dosage en ciment, car le rapport E/C est réduit (Shoya 1979).

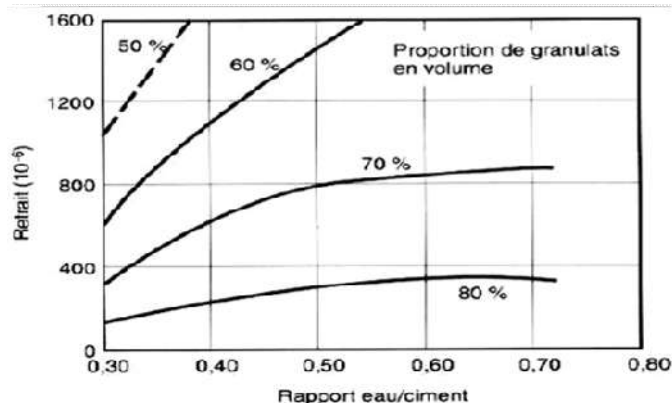


Figure 2-11: Influence du E/C et de la teneur en granulats sur le retrait des matériaux à matrice cimentaire conservés à HR=50% et à T=21°C pendant 6 mois (Ödman 1968).

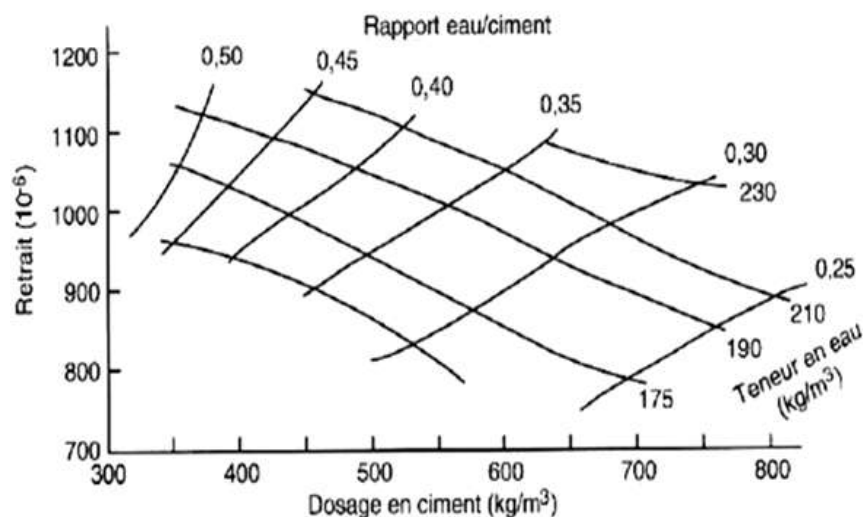


Figure 2-12 : Variation du retrait en fonction des dosages en ciment, en eau et du rapport E/C d'un béton mûri à l'eau pendant 28 jours et séché pendant 450 jours (Shoya 1979).

#### 2.4.1.5 Influence de la fumée de silice

La Figure 2-13 représente le retrait endogène de la petite dalle, on remarque que la déformation due au retrait plastique dans les spécimens en béton à hautes performances était plus importante que celle dans le spécimen en béton ordinaire. Après les 1000 minutes, la déformation due au retrait plastique est de 440  $\mu m$  pour le béton ordinaire et 756  $\mu m$  pour le béton à haute performance.

La Figure 2-14 représente le retrait endogène d'une dalle de 5x5m. On remarque le même résultat trouvé précédemment ; la déformation due au retrait plastique est de 475  $\mu m$  pour le béton ordinaire et 785  $\mu m$  pour le béton à hautes performances. Cette différence est due à l'absence de l'eau de soutirage dans le béton frais de ciment de fumée de silice augmente l'évaporation de l'eau interstitielle du couches superficielles de béton. L'évaporation de l'eau de mélange du béton frais induit le retrait dans lui-même (Al-Amoudi et al. 2007).

Les ajouts minéraux sont utilisés couramment pour améliorer les caractéristiques des bétons. La fumée de silice a gagné une acceptation due à sa réactivité pouzzolanique élevée comparée à d'autres ajouts. Tandis que le béton de ciment de fumée de silice a plusieurs avantages par rapport à d'autres bétons mélangés de ciment. Les Figures 2-14 et 2-15 présentent l'influence de la fumée de silice sur le retrait endogène des dalles de dimensions 300x300x30cm et 500x500x30cm pour confirmer les résultats (Al-Amoudi et al. 2007), les dalles sont coulées avec deux types de béton ; béton ordinaire et béton à hautes performances.

D'autre part, on peut apprécier l'influence de l'échelle sur le retrait endogène. On remarque que le retrait total augmente avec la taille de l'échantillon. La déformation maximale du retrait dans la dalle 5x5m en BO est 475  $\mu m$  tandis qu'il était 400  $\mu m$  dans

les dalles 3x3 m. Les autres valeurs sont 785 $\mu\text{m}$  et 756 $\mu\text{m}$  successivement pour le de 3x3 m et 5x5m. Ceci serait du au volume élevé de la pâte de ciment qui produit un important dégagement de chaleur dans la dalle de 5x5m (Laplante 1993, Al-Amoudi et al. 2007).

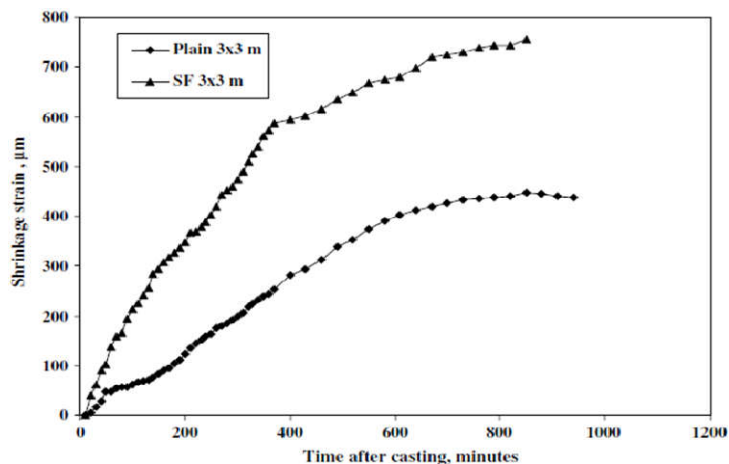


Figure 2-13: Amplitude de retrait endogène dans la dalle 3x3m (Al-Amoudi et al. 2007).

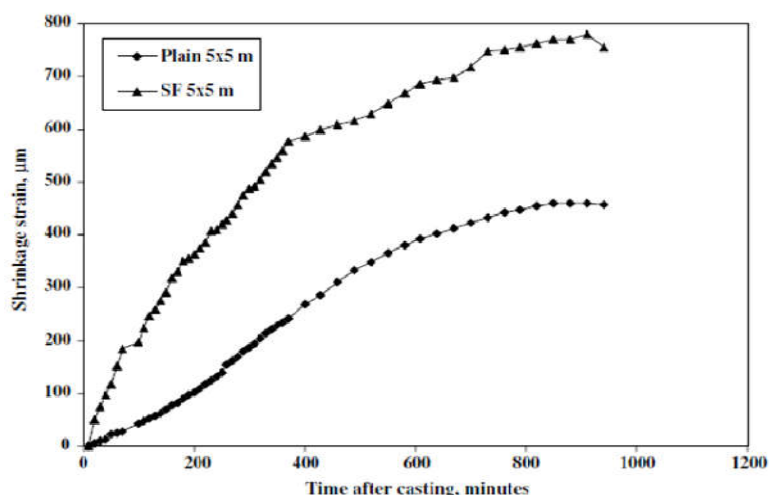


Figure 2-14 : Amplitude de retrait endogène dans la dalle 5x5m (Al-Amoudi et al. 2007).

L'augmentation du retrait dû à la fumée de silice passe par trois mécanismes (Persson 2002) :

- l'ajout de la fumée de silice raffinant (finesse) la porosité de la pâte de ciment ce qui est traduit par des forces de tension capillaire plus élevées.
- La réaction pouzzolanique de la fumée de silice implique une contraction similaire à la contraction Le Chatelier générée par la réaction d'hydratation du ciment.
- La consommation de l'hydroxyde de calcium ( $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ) durant la réaction pouzzolanique permet le retrait du gel de ciment.

### 2.4.1.6 Influence des ajouts minéraux

Trois ajouts minéraux largement utilisés en cimenterie ont été testés durant plus d'une année d'observation lors de leur substitution d'une partie de ciment. Les essais ont été effectués sur des éprouvettes de mortiers normalisés (ou béton) où le ciment a été remplacé par 5, 15 et 25% de calcaire, 10, 20, 30 % de pouzzolane naturelle et 10, 30 et 50% de laitier des hauts fourneaux. La microstructure a été bien améliorée en présence du calcaire et d'un taux modéré du laitier tandis qu'elle reste normale avec la pouzzolane naturelle. Le taux de substitution inférieur à 10%, des ajouts actifs, conduit à une production supplémentaire des hydrates. Cette surproduction qui accompagne le retrait endogène se manifeste beaucoup plus lorsque le ciment est largement remplacé par le calcaire.

Le retrait total évolue très rapidement pour tous les types d'éprouvettes de petite échelle (4x4x16 cm) qui rend une dessiccation favorable. Au jeune âge le retrait est presque indépendant de la composition du béton (*Itim et al. 2011*).

Le retrait total des éprouvettes avec calcaire représenté sur la Figure 2-15 montre une importante déformation dépassant celle du ciment sans calcaire. Après le septième jour, le retrait du mortier témoin évolue beaucoup plus rapidement et se distingue de ceux du calcaire jusqu'à l'âge de six mois. A long terme, le calcaire n'a pas d'effet significatif sur le retrait final où ses valeurs se rejoignent avec celles du ciment ordinaire autour de 1250  $\mu\text{m}/\text{m}$  (*Itim et al. 2011*).

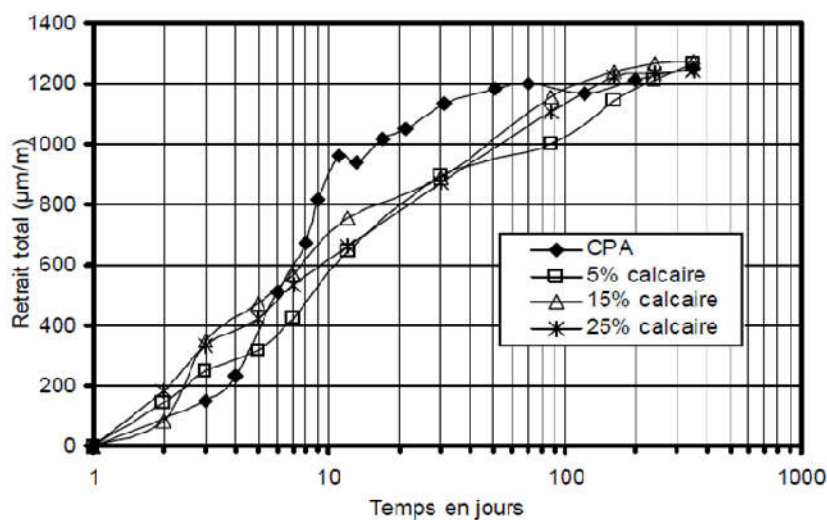


Figure 2-15: Evolution du retrait total des éprouvettes au calcaire (*Itim et al. 2011*).

Sur la Figure 2-16, le retrait des éprouvettes au ciment à la pouzzolane est légèrement supérieur à celle du ciment témoin à cause de la grande porosité engendrée par les ciments pouzzolaniques au jeune âge. Après le cinquième jour, la pouzzolane engendre un retrait moins important que celui du ciment ordinaire après le déclenchement de sa réactivité. Après le dixième jour, l'échantillon à 10% de pouzzolane

déclenche un retrait très important et dépasse celui du mortier témoin. A une année d'observation, le retrait de l'éprouvette à 20% de pouzzolane atteint celui de l'éprouvette témoin tandis que celui à 30% de pouzzolane reste légèrement inférieur (Itim et al. 2011).

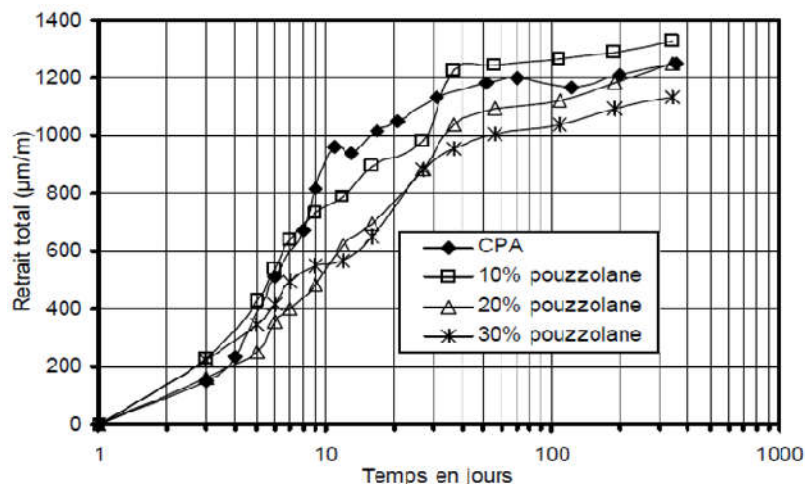


Figure 2-16: Evolution du retrait total des éprouvettes à la pouzzolane (Itim et al. 2011).

Sur la Figure 2-17, le laitier d'El-Hadjar fait diminuer le retrait tel qu'on obtient après une année d'observation 1250, 1163, 1140 et 1030  $\mu\text{m}/\text{m}$  pour le mortier au ciment ordinaire et ceux contenant respectivement 10, 30 et 50% de laitier. Cette diminution de retrait est beaucoup plus prononcée après la première semaine à cause de l'effet filler joué par le laitier et la qualité des pores à long terme (Itim et al. 2011), la présence de laitier ralentit la cinétique d'hydratation, densifie la microstructure cimentaire et raffine la porosité capillaire (Lura et al.2001).

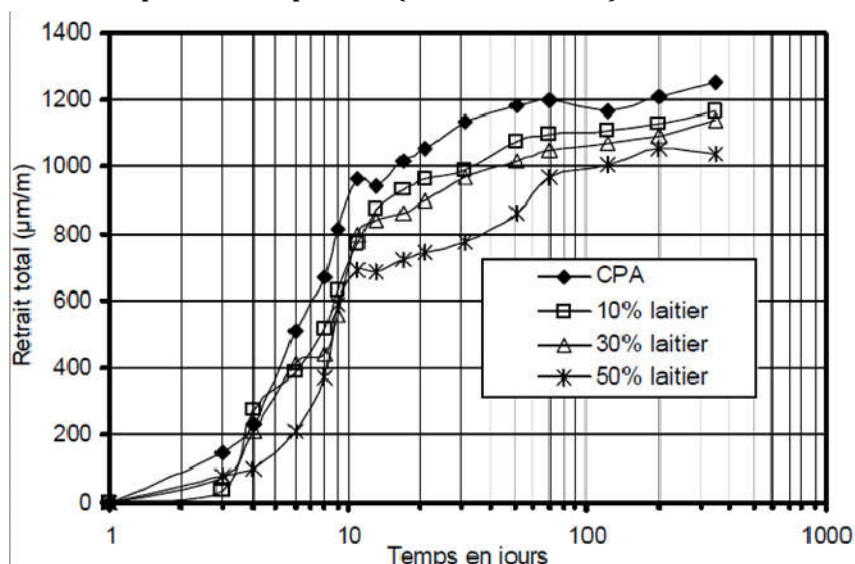


Figure 2-17: Evolution du retrait total des éprouvettes au laitier (Itim et al. 2011).

#### 2.4.1.7 Influence de Fibres

L'utilisation des fibres est considérée comme un mécanisme de renforcement secondaire pouvant diminuer les contraintes développées lors du séchage. L'addition de fibres métalliques permet de fournir une résistance à la traction suffisante pour le béton et contrôler les fissures de retrait. En outre, l'addition des fibres non métalliques tels que le polypropylène, le verre, etc. est rapporté pour réduire la largeur des fissures de béton à long termes (*Sivakumar et Santhanam 2007, Banthia et Gupta 2006*).

Loukili (*Loukili 1996*) a étudié l'influence d'introduire 2 % de fibres métalliques ( $d=0,16$  mm,  $l = 13$ mm) sur le retrait total, retrait endogène et retrait de dessiccation de béton de CRC après 24 h de coulage à 20° C et 50% d'humidité relative pendant 5 mois. Il observait que l'évolution des courbes pour tous les types de retrait est logarithmique. Les résultats de retrait total est 720  $\mu\text{m}/\text{m}$ , retrait endogène dont 600 $\mu\text{m}/\text{m}$  et retrait de dessiccation dont 120  $\mu\text{m}/\text{m}$  pour CRC, le retrait total est 580 $\mu\text{m}/\text{m}$ , retrait endogène dont 500 $\mu\text{m}/\text{m}$  retrait de dessiccation dont 80  $\mu\text{m}/\text{m}$  pour CRC avec présence de fibre métallique. Le retrait endogène est plus important que le retrait de dessiccation pour tous les bétons en raison de la faible quantité d'eau utilisé pour la fabrication de CRC.

L'incorporation de 0,5% de fibres de palmiers augmente la résistance à la compression d'environ 12% mais 1,25 % de fibres métalliques augmente la résistance de 21% et une diminution du retrait endogène. Il est dû au perfectionnement de l'interface fibre-ciment (*Dawood et Ramli 2010*).

Wei & al. (*Sun et al., 2001*) ont étudié l'influence de monofibre et fibre hybride sur le retrait total dans le béton à haute performance pendant 120 jours d'observation. Ils ont utilisé 3 types de fibres métalliques de différent diamètre (0.43, 0.2 et 0.1 mm), leurs longueurs respective est de (25, 10 et 5 mm), module élastique respective (220, 230, 240 GPa) et des fibres polypropylène de diamètre de 0,01 mm. Ils ont trouvé que l'influence des fibres sur le retrait dépend du module élastique de la fibre métallique, qui est en relation avec la forme de la fibre. Le module d'élasticité de la fibre diminue avec l'augmentation de l'élanement ( $L_f/d_f$ ) de la fibre utilisée dans le béton. L'augmentation de module élastique de la fibre réduit le retrait, la fibre métallique empêche le mouvement de la pâte et joue un rôle de gravier. Ils ont trouvé que les fibres en polypropylène réduisent le retrait libre en comparaison aux fibres métalliques. L'espace entre les fibres en polypropylène est petit vu leur densité spécifique de polypropylène et leurs caractéristiques géométriques. Pour le béton avec fibres hybrides, la déformation de retrait est inférieure à celle avec la monofibre.

Fernando & al. (*Fernando et al. 2010*) ont trouvé que le retrait diminue avec l'augmentation de volume de fibre. L'addition des fibres polypropylènes au mortier ordinaire avec différents volumes ( $V_f$ ) = (0,05% et 0,1%) réduit les fissures de 75% et 89% respectivement par rapport du mortier témoin.



Banthia & al. (*Banthia et Gupta 2006*) ont étudié l'influence du volume de fraction et la taille des fibres en polypropylène sur les fissures des dalles en béton à haute résistance, ils ont trouvé que le nombre des fissures diminue avec l'augmentation du volume des fibres en polypropylènes, la réduction varie entre 22 % et 98,9%. Les fibres en polypropylène de grand diamètre créent de fissures importantes que celles de petit diamètre.

Huang & al. (*Huang et al. 2013*) ont trouvé pour le béton fibré à haute résistance de  $E/C=0,3$  que l'addition de fibres métalliques ou polyacrylonitrile ou hybride réduit le retrait total, l'analyse de micro structure montre que les fibres empêchent les microfissures par enveloppement de la pâte de ciment et inhiber les microfissures. L'addition des fibres métalliques ou polyacrylonitrile ou hybride réduisent graduellement le gonflement. Ceci peut contribuer à empêcher la vitesse de l'hydratation et les caractéristiques de différent produit d'hydratation du ciment.

Zhang & al. (*Zhang et Li 2013*) ont montré pour le BHR de 0,32 ; que l'addition des fibres en polypropylène diminue l'ouvrabilité du béton composite contenant de la fumée de silice et cendre volante, telle que l'incorporation de 0,06 % et 0,12% des fibres polypropylènes diminuent l'ouvrabilité de 2% et 8,2% par rapport le béton non fibré respectivement. Les fibres polypropylènes limitent le retrait avec séchage du béton.

Par contre, le retrait total est important avec la présence des fibres métalliques dans le béton (*Bissonnette et Pigeon 1995*). On peut indiquer ces résultats dans la Figure 2-18, les mesures du retrait ont été faites sur des éprouvettes prismatiques de 50x50x400 mm dans des conditions ambiantes sur trois types des bétons de même rapport  $E/C = 0,55$  ; le 1<sup>er</sup> type est un béton ordinaire C55, le 2<sup>eme</sup> type est un béton C55-M fibré avec macro fibre de 16 mm de longueur et le 3<sup>eme</sup> type est un béton C55- $\mu$  fibré avec micro fibre de 3mm de longueur. La mesure de l'air dans le 3<sup>eme</sup> béton leurs donnait 8,8%, cette valeur est relativement très importante (*Bissonnette et Pigeon 1995*). D'après ce graphe, on remarque que le retrait total du béton C55- $\mu$  est important que le béton C55 ; cette augmentation est due la microstructure de la pâte et des fibres.

La comparaison entre C55-M et C55- $\mu$  permet de conclure que le retrait est important dans C55- $\mu$ , cette différence due probablement aux pores capillaires produits grâce à l'air dans le béton de C55- $\mu$  (*Bissonnette et Pigeon, 1995*).

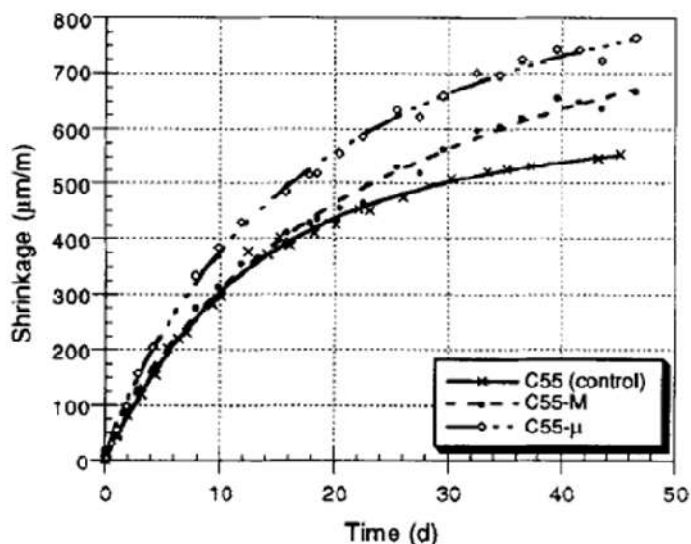


Figure 2-18: Evolution de retrait total dans les bétons fibrés (Bissonnette et Pigeon, 1995).

#### 2.4.2 Superplastifiants

Baroghel-Bouny en 1994 a étudié l'influence de superplastifiant sur le retrait endogène par la méthode de mesure de changement d'humidité relative dans les réseaux poreux de la pâte de ciment. Il a trouvé qu'ils sont riches en alcalis, et influencent la composition chimique de la solution interstitielle et augmentent le retrait endogène (Grazia Daneila 2000).

#### 2.4.3 Période de mûrissement (cure)

Le cure protège le béton frais contre l'évaporation rapide d'eau, et donc favorise l'hydratation du ciment et le développement de la résistance du béton dans le temps. Le retrait du béton augmente lorsque la période de mûrissement diminue (Baron 1971).

#### 2.4.4 Dimensions

Plus le ratio surface sur volume de spécimen est importante, plus le retrait dans le béton à hautes performances est important (cas des dalles), à cause de la formation rapide en sa grande quantité des C-S-H (Sivakumar et Santhanam 2007, AL\_Amoudi et al. 2007).

D'autre part, l'épaisseur de la structure a peu d'influence sur la déformation de retrait total du béton à hautes résistances (Schrage et Springenschmid 1996). Hilaire (Hilaire 2013) a montré que la perte en masse augmente avec la diminution du rapport V/S des éprouvettes prismatiques en béton à hautes performances (Figure 2-19).

Un béton ordinaire de profondeur 600 mm peut prendre 10 ans pour atteindre l'équilibre d'humidité. Par contre, un béton ordinaire de profondeur 75 mm atteint l'équilibre après environs un mois. On a remarqué que le retrait des grands échantillons

est inférieur à celui des petits échantillons, ceci est dû à la migration de l'eau de l'intérieur vers l'extérieur qui diminue quand le chemin à parcourir est plus long (Bryant et Vadhanavikkitt 1987). Mais dans le béton à hautes performances, la relation entre le retrait et les dimensions est proportionnelle, ceci est dû aux contraintes qui résultent de l'hydratation du ciment et des ajouts minéraux (Laplante 1993, Al-Amoudi et al. 2007).

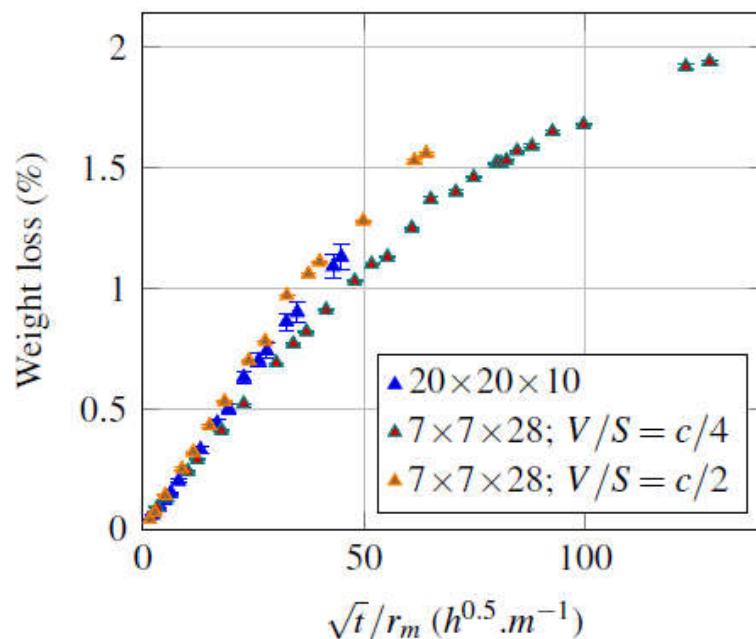
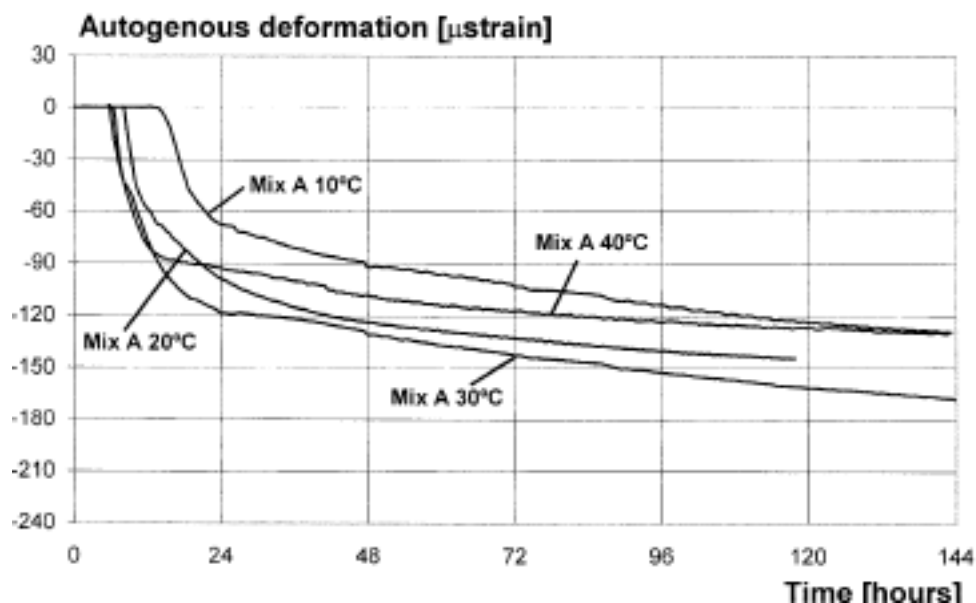


Figure 2-19: Evolution de la perte en masse en fonction de  $\sqrt{t}/r_m$  ( $r_m=V/S$ ) (Hilaire 2013).

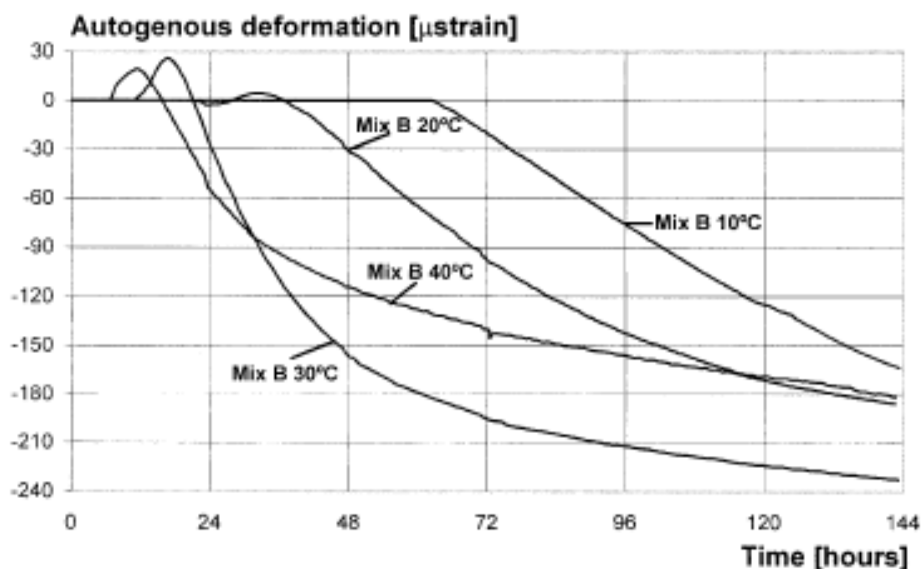
### 2.4.5 Température

L'élévation de la température de cure du béton cause une cinétique plus rapide, provoquant un risque de fissuration (Juig et al. 2014). Le retrait évolue proportionnellement avec la maturité du béton et se poursuit jusqu'à l'arrêt l'hydratation (Bazant et al. 1986). Ce phénomène est une conséquence directe de la thermo-activation de l'hydratation de la pâte de ciment. Par conséquent, l'augmentation de la température de cure contribue à l'accélération de l'évolution du retrait (Pertuè 2008).

Lura & al. (Lura et al.2001) ont étudié l'effet de la température de cure sur le retrait endogène de bétons à hautes performances. La Figure 2-20 montre l'évolution du retrait endogène pour des bétons réalisés avec du ciment Portland (CEM I) et du ciment aux laitiers (CEM III). Ils ont constaté que la température de cure a un effet important sur le développement du retrait. Pour le ciment Portland, le retrait est équivalent à 10°C et 40°C après 6 jours (144 heures), mais il reste inférieur à celui mesuré à 30°C. Il en est de même pour le ciment aux laitiers dont les retraits à 10, 20 et 40°C sont similaires à 6 jours (144 heures), mais restent inférieurs à celui mesuré à 30°C.



(a)



(b)

Figure 2-20: Influence de la température sur l'évolution du retrait endogène pour le CEM I (a) et pour le CEM III (b) (Lura et al. 2001).

Dans chacun des cas, le retrait se développe plus rapidement lorsque la température augmente. En effet, la structuration des hydrates et la formation des pores sont plus rapides (diminution du temps de prise) lorsque la température augmente. Il semble donc qu'une augmentation de la température de cure n'entraîne pas systématiquement une augmentation du retrait endogène (Bjontegaard 1999).

Par contre, Loukili & al. (Loukili et al. 2000) ont montré que le retrait endogène augmente avec la température. Ils obtiennent un retrait de 1000mm/m à 24 heures pour une température isotherme de 20°C et 1,8 fois plus importante pour un historique de

température réaliste avec un pic à 46°C. De même avec un pic à 65°C, ils obtiennent un retrait à 24 heures de 2800 mm/m. Jensen & al. (*Jensen et Hansen 1999*) ont constaté également l'augmentation significative du retrait pour des températures isothermes de 15, 20, 30 et 40°C.

Mounanga & al. (*Mounanga et al. 2006*) ont constaté que le retrait mesuré à une température de 50°C, est plus faible que celui mesuré à 40°C. L'explication donnée par les auteurs est que la température de 50°C fait partie des températures de cure élevées et qu'avec cette température, les évolutions structurelles et physico-chimiques des hydrates sont différentes de celles obtenues à plus faible température.

Bjontegaard & al. (*Bjontegaard et al. 2004*) ont étudié l'influence de différents historiques de température sur le retrait endogène (pics maximaux de température : 29 ; 40 ; 47 et 60°C). Ils ont montré que le retrait endogène augmente avec la température, par contre la température de cure n'influence pas le retrait endogène à long terme ( $t > 168$  h).

Jiang & al. (*Jiang et al. 2014*) ont étudié le retrait de différents bétons à hautes résistances, ils observent que la vitesse et magnitude de retrait endogène varient de manière significative avec la température de cure. En générale, la température élevée résulte un grand RE et augmente la vitesse d'évolution. L'influence de la cure de température est plus importante au jeune âge par rapport à long terme. Aussi l'influence d'élévation de température sur RE est manifestée dans les mélanges de faible E/C que pour des E/C plus grands. Ils ont vu aussi que l'effet de l'élévation dans la cure de température sur le retrait endogène des mélanges de BHR avec différent système du ciment et différent E/C est incompatible, les résultats montrent que l'augmentation de retrait endogène des BHR en ciment ordinaire de E/C =0.2 due l'élévation de la température de cure de 20°C à 30°C est plus grand que celui enregistré pour une élévation de 10°C à 20°C.

Chu & al. (*Chu et al. 2012*) ont conclu que l'élévation de la cure de température au jeune âge résulte d'une augmentation dans le retrait endogène des BHR, mais à long terme l'élévation de la cure de température diminue le retrait endogène.

#### **2.4.6 Humidité relative**

Le retrait est principalement dû à la migration de l'eau de la pâte du ciment vers l'extérieur. L'humidité relative du milieu joue un rôle important sur l'ampleur du retrait final de la pâte de ciment et par conséquent du béton. Le retrait d'un béton augmente si sa perte en eau augmente. La Figure 2-21 montre que le retrait est plus important en valeurs absolue que le gonflement dans l'eau. Le gonflement est 6 fois plus faible que le retrait dans l'air à 70 % d'humidité relative et 8 fois plus faible que le retrait dans l'air à 50 % d'humidité relative (*Troxell et al. 1958*).

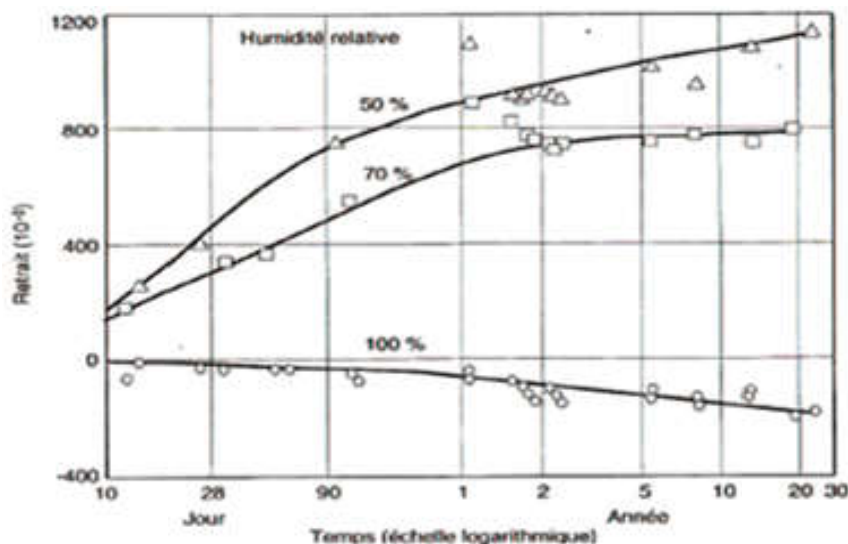


Figure 2-21 : Relation entre le retrait et le temps pour des bétons conservés à différentes humidités relatives (Troxell et al. 1958).

## 2.5 Gonflement

Des auteurs ont étudié le retrait endogène d'un béton ayant  $E/C = 0,25$ , ils ont constaté un gonflement pendant environ 12 heures (Grazia Daneila 2000). L'apparition de gonflement est due à l'échange hydrique avec le milieu extérieur d'environnement et l'intérieur d'éprouvette de béton, cette migration d'eau est expliquée par les phénomènes de capillarité. Mais les chercheurs trouvaient un gonflement local dans des éprouvettes protégées contre les échanges hydriques et gardées dans des conditions isothermes (retrait endogène) (Grazia Daniela 2000, Pertue 2008). D'après ça, il existe trois explications plus explication de capillarité cité précédemment (Pertue 2008).

1. la croissance des produits d'hydratation cristallins ( $Ca(OH)_2$ , AFm et AFt) qui engendrent une pression sur les parois des pores. En effet, les cristaux de la portlandite augmentent avec le rapport  $E/C$  pour un degré l'hydratation donné, autrement dit le gonflement local dû à la formation d'étringite secondaire ou à la croissance des hydrates, liés à la réaction d'hydratation surtout dans des ciments expansifs (riche en aluminates). L'expansion est provoquée par la pression de cristallisation due à la croissance des aiguilles d'étringites et elle apparait dans la pâte de ciment.

2. la réabsorption dans la porosité capillaire de la couche d'eau de ressuage, qui se forme au sommet de l'échantillon avant la prise. En effet, pour les rapports  $E/C$  élevés, il se produit un effet de ressuage. Cette eau de ressuage contribue à la continuité de la réaction d'hydratation.

## **2.6 Concept de maturité**

### **2.6.1 Définition et mécanismes**

La prise et le durcissement des matrices cimentaires s'accompagnent d'un dégagement de chaleur relativement important qui se manifeste par une augmentation de la température qui peut atteindre plusieurs dizaines de degrés dans les pièces de béton massives à fort dosage en ciment. Par ailleurs, les réactions d'hydratation au jeune âge sont thermo-activées : leur évolution dépend fortement de l'historique de température à laquelle est soumis le matériau. L'exothermie et la thermoactivation du processus d'hydratation induisent donc un couplage thermochimique au sein des matrices cimentaires au très jeune âge. Les principaux paramètres de ce couplage sont, d'une part les propriétés thermophysiques qui déterminent le champ de température du matériau, et d'autre part l'affinité chimique du liant pour l'eau et son énergie d'activation apparente qui permettent de quantifier la cinétique d'hydratation du liant et sa sensibilité à la température (*Pertue 2008*).

Historiquement, Arrhenius en 1889 a introduit le terme d'énergie pour désigner l'énergie minimale nécessaire pour qu'une réaction chimique donnée puisse démarrer. L'équation d'Arrhenius exprime la relation existante entre la température, l'énergie d'activation apparente et la vitesse à laquelle se produit la réaction chimique considérée. En 1977, Freiesleben Hansen et Pedersen ont proposé d'utiliser cette équation pour quantifier l'influence de la température sur l'évolution des propriétés mécaniques des bétons (*Pertue 2008*). Aujourd'hui, cette formulation est largement appliquée pour modéliser les effets thermiques sur l'accélération des propriétés des matrices cimentaires aux jeunes et très jeunes âges. La détermination de l'énergie d'activation demeure cependant un sujet d'actualité.

### **2.6.2 Analyse théorique de la maturité**

Actuellement, la prise en compte du double effet de la température et du temps sur la cinétique d'hydratation fait appel aux principes de maturité et de temps équivalent. La maturité et l'âge équivalent sont des notions complémentaires introduites dans les années 50 avec Saul en 1951, Rastrup en 1954 et Mc Intosh en 1956 pour quantifier l'état d'évolution des bétons en prenant en compte l'effet du couplage «temps-température». Le principe de maturité consiste à exprimer l'avancement de l'hydratation du ciment et l'évolution des propriétés du matériau, non pas en fonction de l'âge réel mais en fonction de sa maturité. Pour un béton donné, cette maturité dépend de la température de cure à laquelle il a été soumis. Le concept de maturité a été utilisé dès le début des années 50 comme un moyen de prédiction de l'évolution des propriétés du béton et en particulier de sa résistance (*Carino et Lew 2001*). Considérant un historique de température constant, la maturité  $M(t, T)$  à la température absolue  $T$  et à l'instant  $t$ , peut s'écrire :

$$M(t, T) = K(T).t = K(t_r).t_{eq}(T_r) \quad [2-4]$$

Où  $K(T)$  est un terme en (1/s) proportionnel à la vitesse d'évolution du matériau à un degré d'hydratation donné, à la température absolue  $T$ , à l'instant  $t$  et à l'âge équivalent du matériau  $t_{eq}$ , c'est-à-dire le temps nécessaire pour que le matériau conservé à une température dite de référence,  $T_r$ , acquiert une maturité équivalente à celle obtenue à l'âge  $t$  et à la température  $T$ . Dans le cas des matrices cimentaires, le terme  $K(T)$  est généralement exprimé à partir de la loi d'Arrhenius.

$$K(T) = A \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad [2-5]$$

Avec :

$E_a$  : énergie d'activation apparente (J/mol),

$R$  : constante de gaz parfaits ( $R=8.314$  J/mol.  $K^\circ$ ),

$T$  : température en degré Kelvin,

$A$  : constante (1/s).

La relation qui exprime le temps équivalent est comme suit :

$$t_{eq} = t \exp\left[-\frac{E_a}{R}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_r}\right)\right] \quad [2-6]$$

### 2.6.3 Application du principe de maturité

Plusieurs études ont été réalisées sur l'application du principe d'âge équivalent à l'évolution du retrait des pâtes de ciment. Mais Malheureusement ces travaux sont basés sur l'influence de substitution des ajouts minéraux sur l'énergie d'activation. Dans notre étude, on va baser sur l'application du principe de maturité par la présence des fibres.

## 2.7 Conclusion

Nous avons vu que le béton subit des variations dimensionnelles depuis le jeune âge, qui sont liés soit aux réactions d'hydratation du ciment (retrait endogène) soit au séchage (retrait de dessiccation). Si les causes du retrait sont dans l'ensemble bien connues, Les travaux sur le retrait des BHP et BO montrent que les conditions expérimentales sont différentes d'un essai à un autre. Les caractéristiques géométriques des éprouvettes testées, les conditions de conservation du béton avant et pendant l'essai, ainsi que les techniques de mesure des déformations sont des paramètres parmi d'autres qui influencent sur les résultats obtenus.



***Chapitre 3***  
***Phénomène du fluage***

## Chapitre 3

### Phénomène du fluage

#### 3.1 Introduction

Les déformations différées de fluage sont divisées en deux parties; une première partie, appelée fluage propre, qui représente les déformations dues au chargement du matériau, lorsque celui-ci est protégé vis à vis de l'absorption ou de la désorption d'eau, une deuxième partie, appelée fluage de dessiccation, qui est le complément de déformations du au chargement par rapport au fluage propre, lorsque le matériau est exposé aux variations hydriques du milieu extérieur (Torrenti *et al.* 1993).

Le fluage demeure parmi les phénomènes majeurs qui occupent le souci centenaire des chercheurs sur tous les types des bétons, leurs influences sur les structures restent de nos jours, le sujet principal à recourir et l'origine de la plus part des désordres observés lors de l'exploitation des ouvrages (Loukili 1996).

#### 3.2 Fluage

C'est un phénomène de déformation différée sous l'effet d'une contrainte fixe indéfiniment appliquée où une déformation qui dépend du temps (Jianyong *et Yan* 2001). La Figure 3-1 représente un diagramme approximatif de fluage : OA représente la déformation élastique instantanée au moment de l'application de la charge et AB la déformation différée due au fluage. On admet en général  $OB = 2 \times OA$  (Jean 1998).

Selon la littérature, le fluage se décompose en une partie obtenue sans échange hydrique appelée fluage propre et une autre partie due au séchage, appelée fluage de dessiccation.

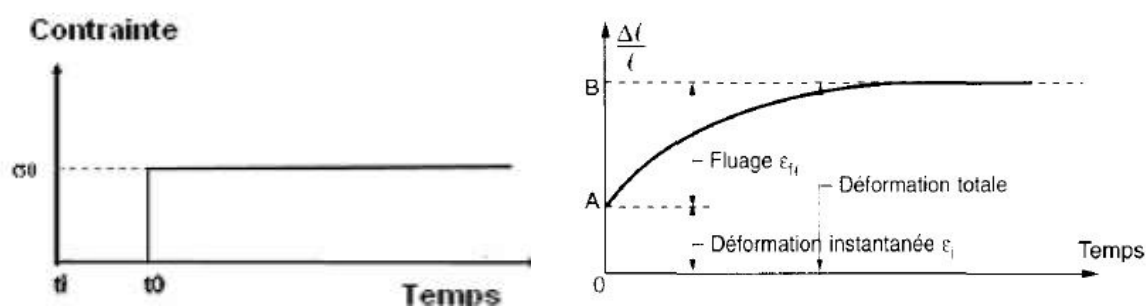


Figure 3-1 : Diagramme du fluage (chargement constant dans le temps) (Jean 98).

##### 3.2.1 Fluage propre

La déformation de fluage propre est définie comme étant la déformation mesurée dans le temps d'une éprouvette chargée à l'instant  $t_0$  en partant d'un état hydrique et thermique uniforme gardé constant tout au long de l'essai. Cette déformation est proportionnelle à la contrainte appliquée pour des niveaux de chargement inférieurs à

50 % de la charge ultime (*Bazant et Wittmann 1982*), jusqu'à une contrainte de 60 % de la contrainte de rupture dans le cas d'un béton ordinaire (*Ulm et al. 1999, Neville 2000*).

Des résultats expérimentaux ont montré que le fluage des BHP est très faible en amplitude que celui des bétons ordinaires. La réduction peut atteindre un rapport 2 à 3, on peut expliquer la réduction du fluage propre des BHR par le nombre plus faible des hydrates formés (*De Larrard et al. 1994*).

Les BHP sans fumée de silice ont un coefficient de fluage inférieur à celui des BO, ce coefficient est très réduit pour les BHP avec fumée de silice.

Le Tableau 3-1 résume les coefficients  $K_{fl}$  calculés à partir des essais de fluage propre pour un BHP avec fumée de silice, un BHP sans fumée de silice et un béton ordinaire. Tous ces bétons ont été chargés à 28 jours sous une humidité relative de 50%. Il faut remarquer qu'un coefficient de fluage équivalent à celui d'un BO ne conduit pas aux mêmes déformations totales ; le module élastique des BHP est en général plus important que celui des BO ; donc  $K_{fl}$ , le fluage spécifique est réduit pour les BHP (*De Larrard 1988, Auperin et al. 1989*).

Tableau 3-1: Valeurs des coefficients de fluage  $K_{fl}$  pour différents BHP et BO chargés à 28 jours (*De Larrard 1988, Auperin et al. 1989*).

Référence béton	BO	L <sub>1</sub> (sans fumée de silice)	G <sub>1</sub> (avec fumée de silice)	BTHP
E/C	0,44	0,38	0,38	0,27
S/C	0	0	0,08	0,10
V <sub>p</sub> (dm <sup>3</sup> )	311	315	338	271
f <sub>c28</sub> (MPa)	55	78	94,5	101
E <sub>i28</sub> (GPa)	36,8	43	45,4	53,4
K <sub>fl</sub>	0,86	1,05	0,73	0,55

L'analyse du phénomène de fluage propre sur des pâtes de ciment et du béton met en évidence deux régimes cinétiques distincts (*Guénot-Delahaie 1997*), ce qui appuie l'hypothèse issue de deux mécanismes physiques différents (*Ulm et Acker 1998*).

### 3.2.1.1. Mécanisme à court terme

On trouve dans la littérature plusieurs descriptions de mécanismes supposés l'origine du fluage propre à court terme. Nous présentons ici le mécanisme le plus connu qui a été proposé par Ruetz (*Ruetz 1968*) et repris ensuite par Wittmann (*Wittmann 1982*) et Ulm (*Ulm et al. 1999*). Ces auteurs attribuent ce mécanisme à la diffusion de l'eau adsorbée dans la porosité capillaire. Cette diffusion est induite par les efforts extérieurs transmis à l'échelle microscopique à travers l'interface des hydrates entourant les pores capillaires (Figure 3-2).

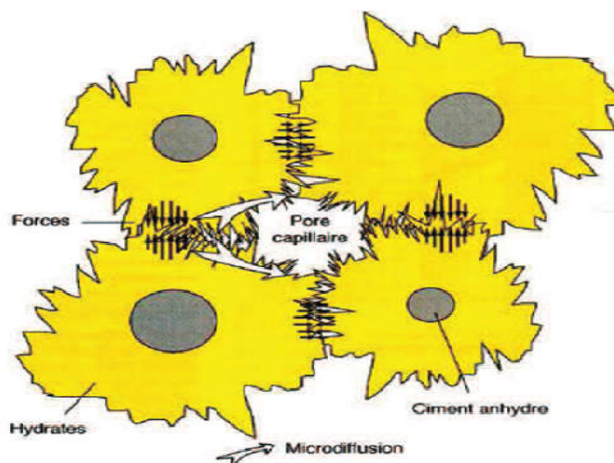


Figure 3-2. Mécanisme physique à l'origine du fluage propre à court terme (Ulm et al. 1999).

### 3.2.1.2 Mécanisme à long terme

Bazant & al. (Bazant 1997) ont proposé une explication de l'origine de ce phénomène basée sur le mécanisme de glissement des feuillets C-S-H (Figure 3-3). Ce processus mécanique de quasi-dislocation résulte de la relaxation des micro-précontraintes à l'échelle des nanopores (nanopores des hydrates qui ont quasiment la même structure quel que soit le type de béton).

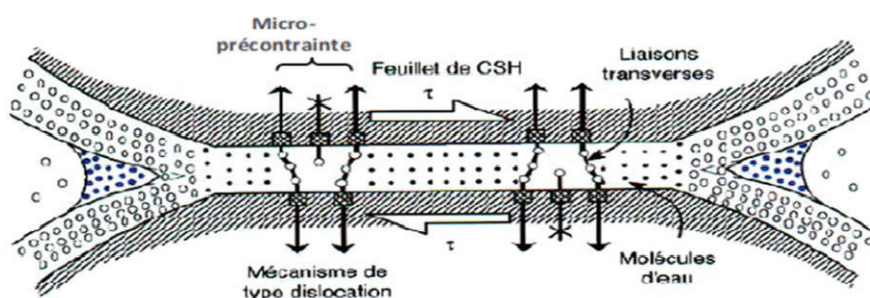


Figure 3-3. Mécanisme physique à l'origine du fluage propre à long terme (Bazant 1997).

### 3.2.2 Fluage de dessiccation

Ce phénomène traduit l'excès de fluage d'une éprouvette chargée par rapport à la somme des déformations d'une éprouvette protégée soumise au même chargement et des déformations de retrait de dessiccation d'une éprouvette non chargée subissant le séchage. Cet excès de déformation a été évoqué par Pickett en 1942, d'où le nom attribué à cet effet (Pickett effect). Avant de découvrir l'interaction entre le fluage et les variations hydriques, on aurait pu s'attendre à une atténuation de fluage suite au séchage, vu les précédentes constatations concernant la proportionnalité entre le fluage propre et l'humidité relative interne du béton. La déformation de fluage qui résulte des effets simultanés de chargement et de séchage peut atteindre 4 fois la déformation du fluage propre (Bou said 2003). Par ailleurs, l'amplitude de ce fluage de dessiccation est

liée à la quantité d'eau libre évaporée ; plus l'eau libre pouvant s'évaporer est importante plus le fluage de dessiccation est élevé.

Des chercheurs ont mis en évidence la proportionnalité entre le fluage de dessiccation et retrait de dessiccation (*Buil 1988*), la conséquence directe est qu'un matériau à faible retrait de dessiccation présente également un faible fluage de dessiccation avec une diminution plus importante pour les matériaux contenant de la fumée de silice et à très faible rapport E/C.

On observe que les BHP avec fumée de silice ne développent aucun fluage de dessiccation et les BHP sans fumée de silice présentent quant à eux un fluage de dessiccation non négligeable et moins élevé que celui des bétons ordinaires (*De Larrard 1988, Auperin et al. 1989*), ces observations sont représentées dans le Tableau 3-1.

Les causes plausibles à l'origine du fluage de dessiccation semblent être nombreuses et diverses (*Granger 1996*). Les différentes explications trouvées dans la littérature peuvent être regroupées selon deux aspects principaux qui sont le fluage de dessiccation relié à un effet de structure et le fluage de dessiccation intrinsèque. Le premier est lié à la diminution de l'effet de structure qui conduit à une réduction des microfissures générées par la dessiccation et le second, qualifié d'intrinsèque, est lié à un couplage entre la contrainte appliquée, le fluage propre et la dessiccation.

### **3.2.2.1 Fluage de dessiccation structural**

Le béton est considéré comme un matériau hétérogène où les granulats, beaucoup moins sensibles aux effets différés, viennent s'opposer aux déformations hydro-viscoélastiques de la pâte de ciment, ce qui génère des contraintes internes et des microfissurations. On retrouve ainsi, comme à l'échelle de l'éprouvette, l'effet des contraintes externes de compression qui permettent de compenser une plus forte protection du retrait de dessiccation de la pâte (*Granger 1996*).

La Figure 3-4a représente l'état de contrainte régnant dans une éprouvette non-fissurée. L'application d'une contrainte de compression uniforme (Figure 3-4 b) sur cette éprouvette vient contrecarrer les contraintes de traction développées (Figure 3-4 c). Ce chargement empêche, complètement (si sa valeur est suffisante) ou partiellement, la formation des microstructures dues à la contrainte longitudinale interne, qui est donc de traction en surface. On mesure ainsi une déformation supérieure à celle que l'on mesure sur une éprouvette en dessiccation non chargée (*Wittmann 1982, Torrenti et al. 1993*) créant donc une microfissuration due à cette contrainte tangentielle dès que la résistance à la traction est atteinte. Il y a alors une part irréductible d'effet de structure (*Granger 1996*). Notons également que les contraintes normales dans la section considérée ne sont pas uniformes (Figure 3-4 c).

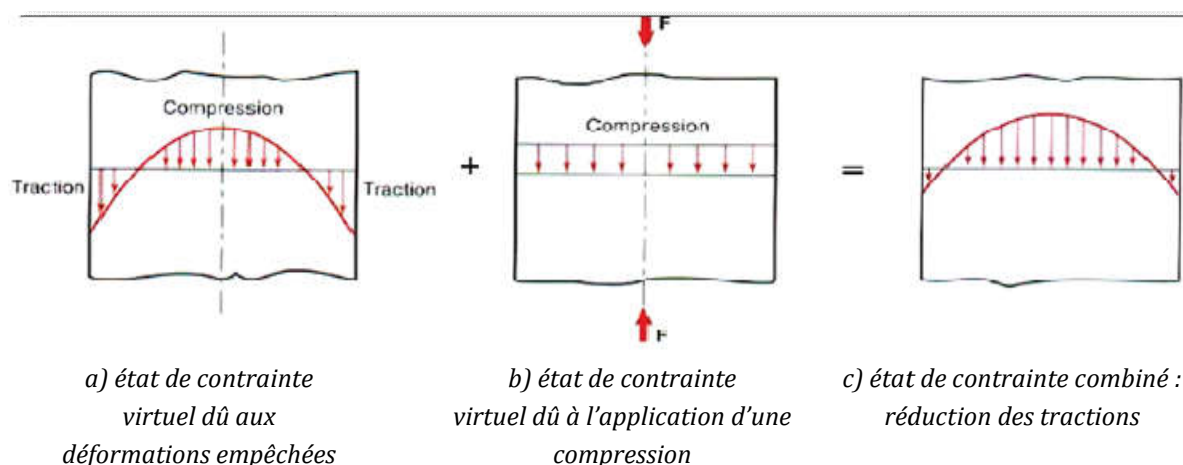


Figure 3-4 : Etat de contrainte d'une éprouvette en dessiccation chargée (Granger 1996).

### 3.2.2.2 Fluage de dessiccation intrinsèque

L'explication du fluage de dessiccation par les effets de structure présentés précédemment n'est pas suffisante pour couvrir l'amplitude de l'excès de déformation constaté expérimentalement (Bazant 1997). Cela est mis en évidence par des essais menés sur des petites éprouvettes en pâte de ciment de faible épaisseur (1.9 mm), qui montrent une importante déformation de fluage de dessiccation, bien que l'effet de structure soit très réduit (Figure 3-5).

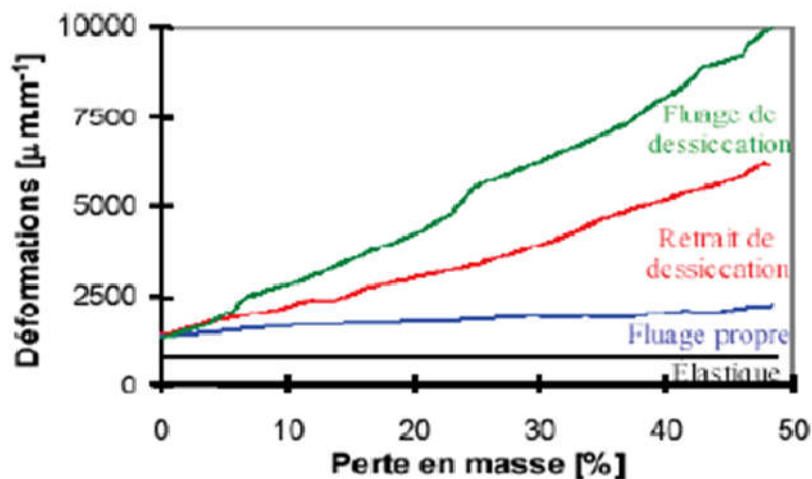


Figure 3-5: Déformation d'une pâte de ciment d'épaisseur 1.9 mm (Bazant 1997).

Wittmann suppose que les tensions surfaciques générées par le séchage au niveau des pores de la pâte de ciment augmentent la compression du squelette solide. Ceci produit une augmentation non linéaire du taux de fluage en fonction de la contrainte. L'analyse thermodynamique de Powers indique que les molécules d'eau dans les zones d'adsorption empêchée sont capables de transmettre d'importantes pressions à l'état d'équilibre (Powers 1968). Ainsi, la diffusion de ces molécules lors du séchage est responsable de ce fluage de dessiccation. Bazant a montré que cette hypothèse n'est pas

compatible avec plusieurs caractéristiques du phénomène de fluage ; il a repris en différenciant entre la macro diffusion au niveau des macropores et la micro-diffusion au niveau des micropores. Il considère que seule la micro-diffusion est responsable de l'excès de fluage et modélise ce phénomène par du retrait induit par des contraintes internes (Bazant et Chern1985).

### 3.3 Comparaison du fluage en compression et en traction

Le fluage en traction est d'un grand intérêt pour l'évaluation des risques de fissuration due au séchage ou à des contraintes thermiques ainsi que pour le calcul de la précontrainte dans les éléments soumis à la flexion. Cependant, l'étude du fluage en traction présente beaucoup des difficultés expérimentales, ce qui explique que peu de chercheurs se soient penchés sur le problème et que les résultats disponibles ne permettent pas de généraliser le comportement différé du béton en traction (Laplante 1993).

Les recherches ont montré que pour des bétons ayant atteint leur maturité conservés aux températures normale, le fluage propre spécifique (déformation de fluage par unité de contrainte,  $10^{-6}$  MPa) en traction est supérieur ou égal au fluage propre spécifique en compression lorsque les bétons sont chargés au même âge (Laplante 1993). Les résultats de comparaison de fluage en traction et en compression ne sont pas très nombreux si l'on se réfère au nombre de travaux disponibles dans la littérature. Ils peuvent être classés en deux catégories : celles qui traitent de la comparaison sur béton au jeune âge et à long terme.

#### 3.3.1 Au jeune âge

Le mécanisme du fluage en traction est le même que celui à la compression, les résultats du en traction sont bien menés au jeune âge (Bissonnette et Pigeon 1995). Les Tableaux 3-2 et 3-3 montrent les caractéristiques des différents bétons soumises aux essais du fluage en traction.

Tableau 3-2: Caractéristiques physiques de deux bétons testés (Bissonnette et Pigeon 1995)

Béton testé	E/C	Contenu d'air	Condition ambiante	Affaissement (mm)
C55	0,55	2,4%	20±2c° 50%	130
C35	0,35	3,1%	20±2c° 50%	75

Tableau 3-3: Caractéristiques mécaniques des deux bétons testés (Bissonnette et Pigeon 1995).

Béton testé	Résistance à la compression (MPa)		Résistance à la traction (MPa)		Module élastique (GPa)	
	1j	7j	1j	7j	1j	7j
C55	9	23	1,3	2,9	17,3	26,7
C35	25	51	3	4,4	28,6	39,4

Le traitement des deux bétons est assuré par l'application d'une sollicitation de traction au jeune âge au moyen du dispositif représenté dans la Figure 3-6 sur des éprouvettes de 50x50x700mm à 1 jour et 7 jours depuis le coulage.

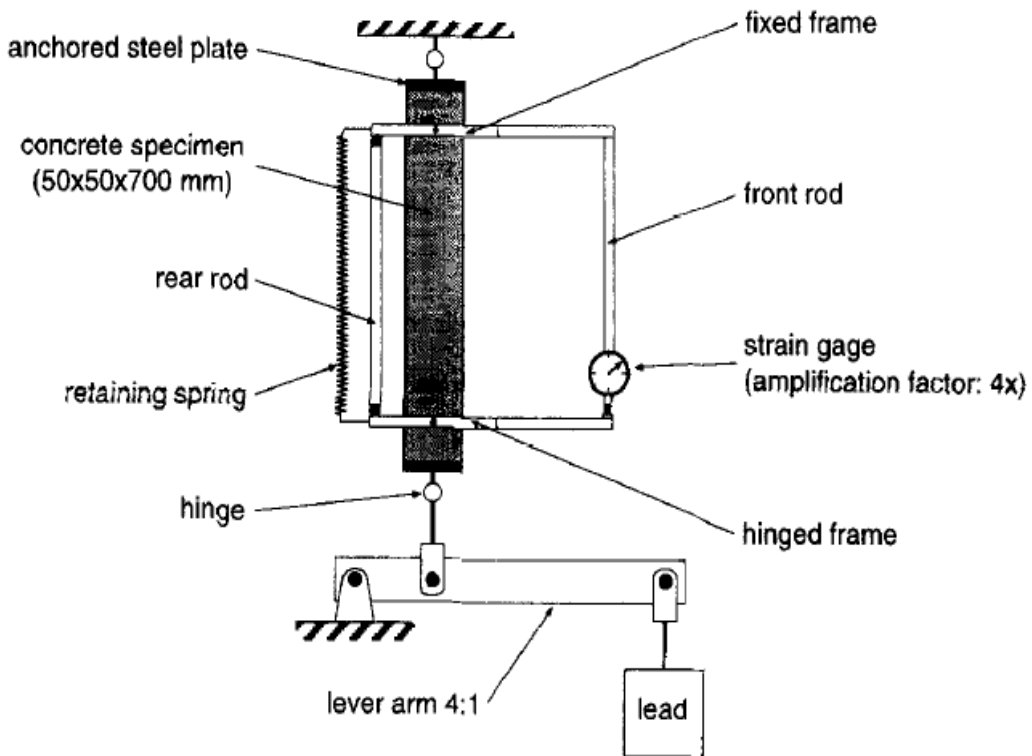


Figure 3-6: Appareillage de mesure le fluage en traction (Bissonnette et Pigeon 1995).



Les résultats sont présentés dans la Figure 3-7 a et la Figure 3-7 b.

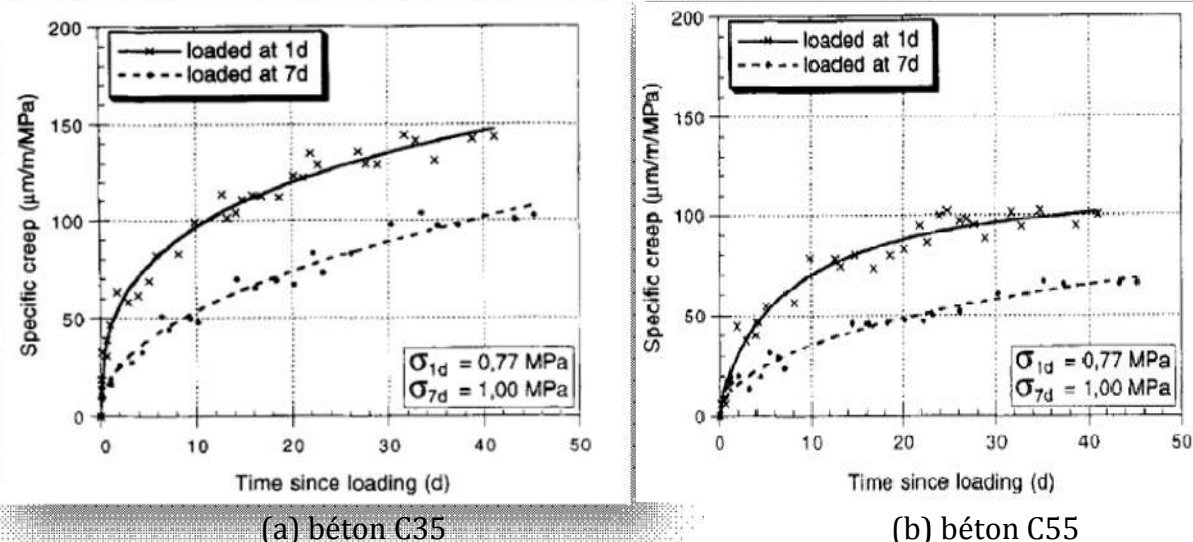


Figure 3-7: Coefficient spécifique de fluage en traction total des bétons testés stockés endroit de 50% (Bissonnette et Pigeon 1995).

D'après les graphes précédents, on remarque que le coefficient spécifique du fluage augmente avec la diminution de la résistance à la traction dans les deux périodes de chargements. Globalement, ces valeurs ont les mêmes ordres de magnitude des valeurs de fluage en compression pour le béton ordinaire. D'autre part, l'influence de l'âge de chargement sur le fluage en traction est le même que le fluage en compression (Bissonnette et Pigeon 1995). Donc le fluage en compression et à la traction ont les mêmes caractéristiques. D'autre part, le mécanisme du fluage en traction, l'un des paramètres à l'origine de la déformation sous chargement de traction est le glissement des C-S-H. Il s'agit de cisaillement entre ces lamelles. C'est un mécanisme qui a pour cause la dislocation des lamelles de C-S-H sous l'action des contraintes (Pertue 2008) (Figure 3-8).

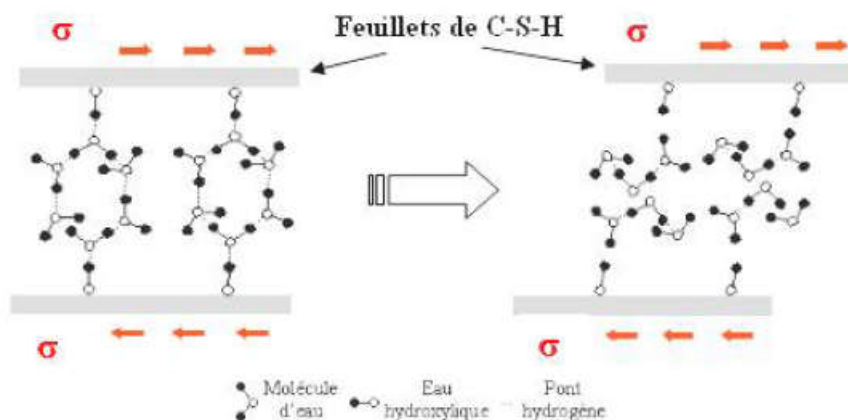


Figure 3-8 : Principe de glissement des C-S-H (Pertuè 2008).

### **3.3.2 A long terme**

Dans l'étude de Brooks & Neville (*Ranaivomanana 2013*), le fluage en compression est réduit lorsque le chargement est effectué plus tard, alors que le vieillissement ne semble pas avoir de conséquence sur le fluage en traction qui reste toujours aussi important. D'autres chercheurs ont observé que le fluage en compression est très important qu'en traction pour les éprouvettes ayant subi un séchage avant chargement (*Rossi et al. 2012, Ranaivomanana 2013*).

### **3.4 Paramètres influant sur le fluage**

Différents paramètres peuvent contribuer de façon significative à une modification du comportement des bétons vis-à-vis des déformations différées du fluage. Ils peuvent être classés en deux catégories : ceux influant la microstructure du matériau (rapport E/C, volume de pâte par rapport à la teneur en granulats, teneur en fibres, taille des granulats et des fibres, traitement thermique éventuel), et ceux dépendant des conditions extérieures ou de chargement (taux de chargement, âge du chargement, évolution de la température pendant le chargement, taux d'humidité relative extérieure).

#### **3.4.1 Composition du béton**

Concernant la composition du béton, les paramètres influant sur la déformation de fluage sont le rapport E/C, la résistance du béton à la compression et à la traction et le type de granulats. Il faut savoir que c'est essentiellement la pâte de ciment hydratée qui subit le fluage (*Smadi et al. 1987*).

##### **3.4.1.1 Influence des granulats**

Le rôle des granulats se limite à gêner les déformations, car ils ne sont pas responsables du fluage sous les niveaux de contrainte existant dans le béton (*Smadi et al. 1987*). De ce point de vue, la situation est donc similaire à celle du retrait. Leur taille et leur qualité sont particulièrement influentes. L'augmentation de la taille améliore la raideur du matériau (module d'élasticité) en réduisant la capacité de déformation, en bloquant la déformation du liant, l'initiation de fissures et la vitesse de séchage. Par exemple, le béton de sable développe des déformations de fluage environ deux fois plus importantes que le béton de granulats. Les propriétés mécaniques des granulats sont également influentes. Pour un béton de granulats de basalte, la déformation correspond environ au double de celle d'un béton de quartzite (Figure 3-9) (*Troxell et al. 1958*).

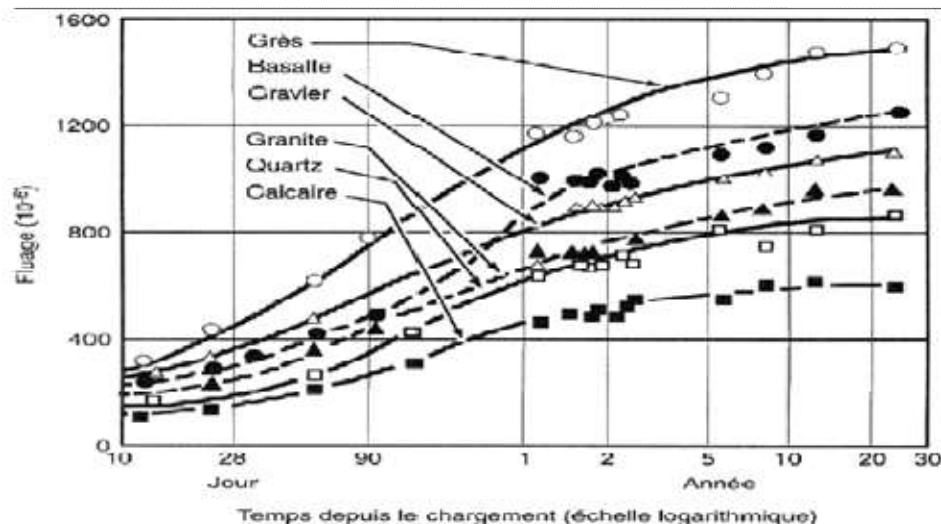


Figure 3-9 : Effet des types de granulats sur le fluage des bétons (Troxell et al. 1958).

### 3.4.1.2 Influence de la résistance en compression et en traction du béton

Le rapport E/C n'influence pas vraiment les déformations de fluage au très jeune âge. Après quelques jours à rapport E/C croissant, il se constitue un facteur d'affaiblissement de la résistance en traction et d'accroissement du fluage spécifique.

Les bétons avec un rapport E/C élevé contiennent en effet un pourcentage élevé de pores et possèdent donc une capacité de rétention importante d'eau dans le béton. Or, plus la teneur en eau (évaporable) est importante, plus les déformations du fluage en compression comme en traction sont considérables. Cette amplitude dépend aussi de la qualité du ciment et de la quantité de la pâte effective du béton. A rapport E/C constant, on note une légère diminution des déformations avec un plus fort dosage de ciment. A l'inverse, à quantité d'eau équivalente mais pour des dosages en ciment plus faibles, les déformations de fluage augmentent (L'Hermitte 1978).

D'autre part, l'influence de la résistance à la compression reste le point le plus étudié par les chercheurs. La Figure 3-10 montre l'amplitude du fluage dans certains bétons avec différentes résistance à la compression (Russell et al. 1987).

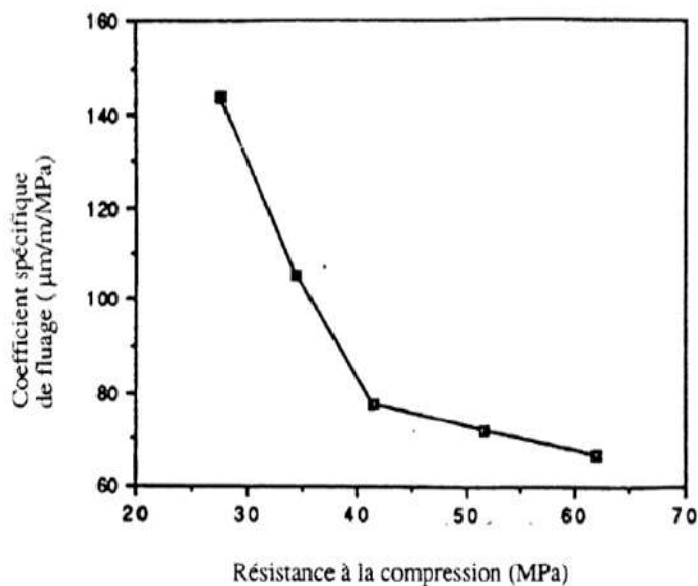


Figure 3-10. Relation entre la résistance à la compression à 28 jours et le coefficient spécifique du fluage (Russell et al. 1987).

### 3.4.1.3 Effet des fibres métalliques sur le fluage en traction au jeune âge

La Figure 3-11 montre les résultats du fluage en traction. La mesure de la résistance à la traction au jeune âge (7j) des bétons testés est 2,9 MPa pour C55 et C55- $\mu$  et 3,5 MPa pour C55-M. On peut conclure que les mêmes résultats sont remarquables dans les essais du retrait et donc les causes restent les mêmes (Bissonnette et Pigeon 1995).

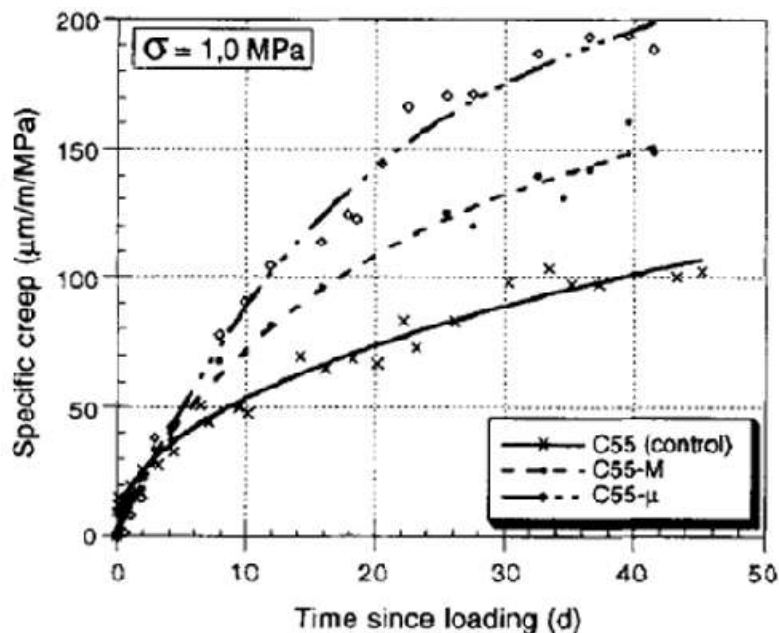


Figure 3-11. Evolution du fluage en traction des bétons fibrés (Bissonnette et Pigeon 1995)

Edington & al. (Loukili 1996) ont trouvé que l'addition d'une faible quantité de fibres métalliques dans le béton ne réduit pas les déformations de fluage.

Brooks & al. (Loukili 1996) ont mesuré le fluage sur des éprouvettes prismatiques du BHR (5×5×10 cm) ayant subi un traitement thermique après leur prise. Les éprouvettes ont été chargées à l'âge de 9 mois à 30 et 60 % de leur résistance à la compression de 195,4 MPa. Après 9 mois de mesure, les auteurs ont observé que l'adjonction de 6 % de fibres métalliques réduit la déformation totale de 10% et diminue le coefficient de fluage de 30 %.

Loukili (Loukili 1996) a trouvé que l'addition de 6 % de fibres métalliques dans béton à hautes résistances entraîne une diminution du fluage d'environ 20 %, vis-à-vis d'un béton identique sans fibres.

### **3.4.2 Température**

L'influence de la température sur le fluage du béton a fait l'objet de plusieurs recherches, cette influence devient plus complexe lorsque le béton n'a pas atteint sa maturité complète. L'hydratation du ciment est une réaction chimique et thermique, donc une élévation de température du béton au jeune âge (faible degré d'hydratation) produira un accroissement plus rapide de la maturité, qui tendra à diminuer le fluage propre du béton. Au jeune âge, la température élevée provoque deux effets contraires :

- L'augmentation du fluage due à l'augmentation de température.
- La diminution du fluage due à l'augmentation élevée d'hydratation.

Le fluage est doublement influencé par la température, l'augmentation de la température entraîne une rupture rapide des hydrates mais accélère en même temps la rigidifiassions du matériau.

Marzouk (Marzouk 1991) a étudié l'influence de la température sur le fluage du béton ordinaire et béton à hautes résistances. Pour les deux types de bétons, il a trouvé que la déformation de fluage sous température de cure de 0 °C est plus importante que celle sous une température de -10 °C et de +20 °C. La diminution du fluage sous une température de cure de -10 °C peut être expliquée par le changement de viscosité de la pâte de ciment au jeune âge, l'énergie de liaison et la tension superficielle d'eau absorbée dans le gel de ciment. La grandeur de fluage sous température de +20 °C est faible que celui sous température de cure 0 °C, ceci peut être expliqué par le degré d'hydratation du ciment portland qui résulte en une rigidité importante par rapport à une température de cure de 0 °C.

### 3.4.3 Age de chargement de la compression

La relation entre le coefficient spécifique de fluage (fluage par unité de contrainte) et la résistance à la compression est plus significative. Russell et Corley (Neville 2000) ont publié des résultats concernant différents bétons de différentes résistances à la compression (Figure 3-12). On remarque que pour les différents âges de chargement, le coefficient de fluage diminue si la résistance à la compression augmente (Aitcin 1998, Aitci 2001).

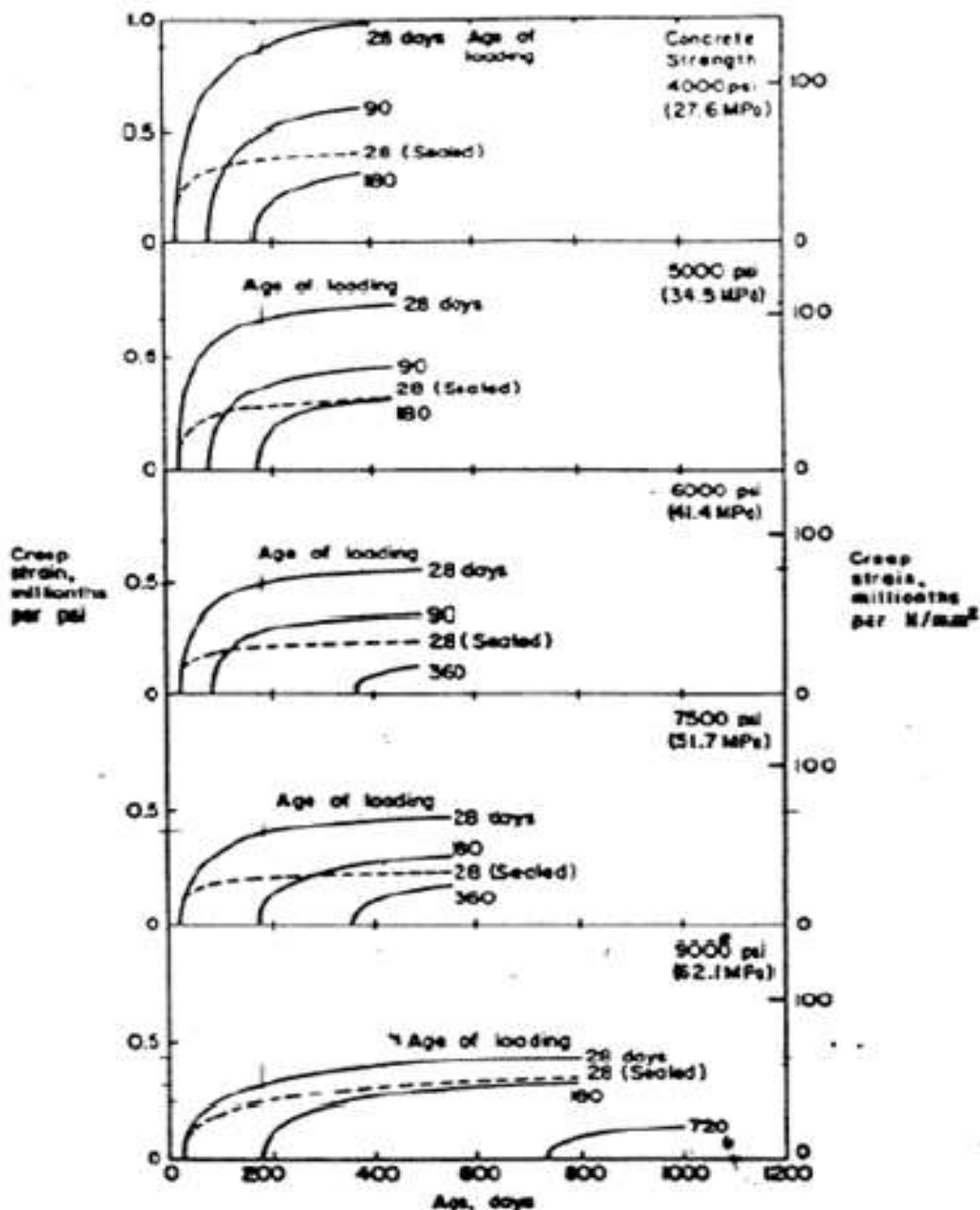


Figure 3-12: Effet de l'âge de chargement et de la résistance à la compression sur le coefficient spécifique de fluage (Neville 2000).

### 3.4.4 Humidité relative

L'humidité relative du milieu est le paramètre externe qui a le plus d'influence sur le fluage. Pour un béton donné, le fluage est d'autant plus important si l'humidité relative est faible. La Figure 3-13 illustre le comportement d'éprouvettes mûries à une humidité relative de 100% puis chargées et exposées à différents taux d'humidité. Le séchage sous charge augmente le fluage du béton, surtout le fluage additionnel de dessiccation (Troxell et al. 1958).

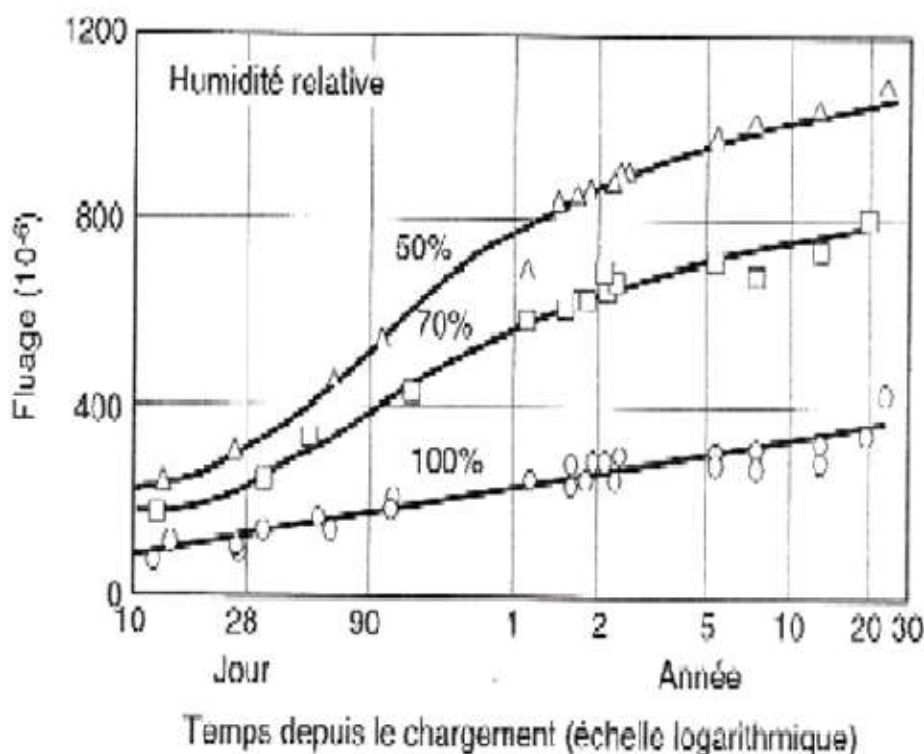


Figure 3-13: Effet de l'humidité sur le fluage (Troxell et al. 1958).

### 3.4.5 Effet de dimensions

La taille de l'échantillon influence l'ampleur du fluage. Bryant et Vadhanavikkit ont montré que plus la section transversale augmente plus le fluage diminue (Figure 3-14) (Bryant et Vadhanavikkit 1987).

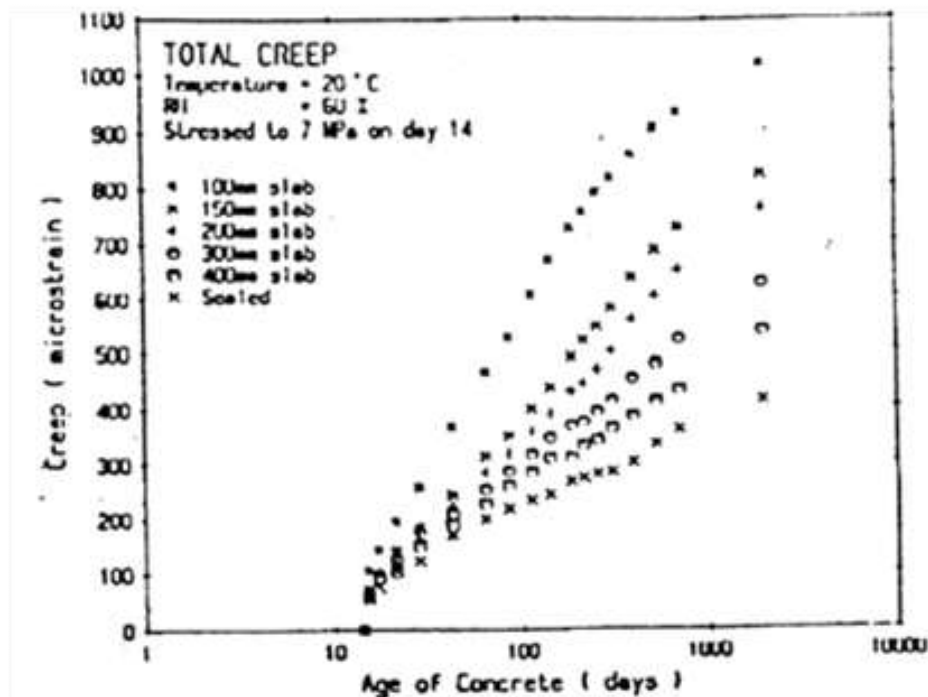


Figure 3-14 : Effet de la taille de l'échantillon sur le fluage (Bryant et Vadhanavikkit 1987).

L'effet de l'échelle peut être exprimé en termes de rapport volume/surface d'un élément de béton. Les vitesses de développement du fluage et du retrait sont alors les mêmes, montrant que les deux phénomènes obéissent à la même relation.

### 3.5 Conclusion

Les mécanismes qui régissent le fluage propre sont controversés. Les phénomènes du fluage se basent sur les réactions chimiques de ciment et leurs conséquences structurales (les hydrates, les pores et position d'eau).

- Le fluage diminue avec l'âge de chargement du béton.
- l'humidité relative diminue le fluage de dessiccation.
- Le fluage total augmente avec la diminution de la surface soumise à la contrainte.
- La présence des fibres métalliques entraîne une diminution du fluage d'environ 20% vis-à-vis d'un béton identique non fibré.
- Augmentation du fluage due à l'augmentation de température.
- Le fluage de dessiccation des BHP contenant de la fumée de silice et ayant un faible rapport E/C est pratiquement inexistant.

Toutes ces différences dans les amplitudes sont rendues aux mécanismes de microstructures des bétons, c'est-à-dire le retrait est influencé par les pores capillaires et la présence d'eau. Le fluage est influencé par la résistance et l'hydratation de ciment.



## **Partie 2 : Etude expérimentale**

### **Chapitre 4**

#### **Caractérisation mécanique des bétons**

## **Chapitre 4**

### **Caractérisation mécanique des bétons**

#### **4.1 Introduction**

Un programme expérimental pour l'étude du comportement différé des bétons à long terme a été mis au point. Dans cette étude, c'est l'influence des paramètres internes liés à la composition des mélanges et un paramètre externe qui est la cure de température qui seront étudiés.

#### **4.2 Désignations des bétons testés**

Bétons testés	Désignations
Béton ordinaire	BO
Béton à haute résistance	BHR
Béton à hautes résistances avec de la fumée de silice	BHRFS
Béton ordinaire fibré	BOF
Béton fibré à hautes résistances	BHRF
Béton fibré à hautes résistances en présence de la fumée de silice	BHRFSF

#### **4.3 Choix des paramètres d'étude**

D'après la bibliographie, il y a plusieurs paramètres qui influencent les caractéristiques physico-mécaniques des bétons. L'importance de chaque paramètre est encore sujette à des contradictions dans la littérature. Dans cette partie, on étudiera l'effet des paramètres ci-dessous sur les caractéristiques mécaniques (résistance à la compression et la résistance à la traction par flexion) et les caractéristiques physiques (retrait total et fluage total):

- Rapport Eau/Ciment (0.5 pour béton ordinaire et 0.4 pour béton à hautes résistances),
- Présence de la fumée de silice,
- Fibres : Type (métalliques et polypropylènes et hybrides), dosages, élanement,
- Température de cure (20, 35, 50 °C).

##### **4.3.1 Rapport Eau/Ciment**

Le retrait apparaît surtout dans des bétons de faible rapport Eau/Ciment (E/C). Par ailleurs, le rapport Eau/Ciment semble être un des facteurs qui influence le plus le comportement du béton à différents âges. Pour bien comprendre l'influence du rapport Eau/Ciment, on choisit d'étudier des bétons fabriqués avec deux rapports Eau/Ciment 0,5 pour le béton ordinaire (BO) et le rapport Eau/Ciment 0,4 pour le béton à hautes résistances.

#### 4.3.2 Fumée de silice

L'ajout de fumée de silice serait le facteur qui influence le plus sur le retrait total et le fluage total de béton à haute résistance. Deux types de ciment ont fait l'objet de cette étude, un ciment Portland composé de type CEM II/A 42.5, produit dans la cimenterie d'Oued Sly (Chlef) dont l'ajout est le calcaire et un ciment prémélangé avec fumée de silice (8% en poids du ciment).

#### 4.3.3 Fibres

Les fibres utilisées sont des fibres métalliques (FM) ayant deux élancements (55 et 80), polypropylènes (FP) et hybrides (FH). Deux dosages de fibres ont été utilisés, 0.5% et 1% pour les fibres métalliques, 0.1% et 0.2% pour les fibres en polypropylène et une hybridation de 0.5% de FM et 0.1% de FP (*Mora-Ruacho et al. 2009, Nili et Afroughsabet 2010*). L'hybridation des fibres métalliques et non-métalliques donne le phénomène de "Synergy". Les avantages d'attraction d'hybridation des fibres se présentent en trois catégories (*Juarez et al. 2015*).

**a. un hybride basé sur la réponse constitutive des fibres :** l'une des fibres est plus résistante et plus rigide, ce qui permet d'améliorer la résistance ultime et d'augmenter la résistance contre les premières fissures, l'autre, plus flexible et ductile, conduit à améliorer la dureté et la résistance post-fissuration.

**b. un hybride basé sur les dimensions des fibres :** l'une des fibres est petite (microfibre), ce qui permet d'inhiber les microfissures et stopper leurs propagations et accroissements. L'autre, plus longue (macro-fibre), permet d'arrêter la propagation et l'accroissement des macrofissures car elles peuvent sensiblement permettre d'améliorer la dureté du composite. Cette dernière reporte l'effritement de la fissuration de la pâte de ciment et de béton et augmente la résistance à la traction apparente du béton.

**c. un hybride basé sur la fonction de la fibre :** un premier type de fibre est prévu pour améliorer les propriétés à l'état frais et les propriétés du béton au jeune âge et à long terme, le deuxième, améliore les caractéristiques mécaniques du béton.

#### 4.3.4 Température de cure

La température augmente le retrait total qui évidemment favorise la fissuration et accélère la détérioration des ouvrages en béton armé et la corrosion des aciers. Un programme a été mené afin d'examiner les meilleurs fibres pour contrôler le retrait des BHR et BO dans trois conditions climatiques selon la variation de la température en Algérie. Les températures utilisées sont 20 ,35 et 50 °C ( $\pm 2$ ).

#### 4.4 Matériaux utilisés

Le ciment utilisé est de type CEM II/A 42.5, produit par la cimenterie d'Oued Sly (Chlef) dont l'ajout est le calcaire, de densité 3,1 et de surface spécifique 3298 cm<sup>2</sup>/g. La fumée silice "CONDENSIL S95 DS" utilisée par substitution du ciment (8% par masse du ciment), et conforme à la norme EN 13263- 1, de densité 2,4 et de surface spécifique

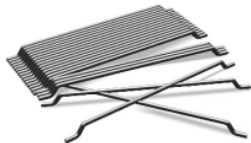

220000 cm<sup>2</sup>/g. Les caractéristiques chimiques et minéralogiques du ciment et de la fumée de silice sont présentées dans le Tableau 4-1. Le superplastifiant (SP) utilisé pour assurer une bonne ouvrabilité, est un Polycarboxylate à base de copolymère acrylique "SIKA VISCOCRETE TEMPO12" conforme à la norme EN 934-2. Le sable utilisé est un sable roulé de densité spécifique 2,60, de module de finesse 2,67. Le gravier utilisé est un gravier concassé calcaire de densité spécifique 2,70.

Deux types de fibres ont été utilisés: métalliques à crochets d'élanements 55 et 80 et polypropylène. Le Tableau 4-2 présente les caractéristiques des fibres utilisées.

Tableau 4-1 : Propriétés du ciment et de la fumée de silice.

Composition chimique	Ciment II/A	Fumée de silice
SiO <sub>2</sub>	20,58	93
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	4,90	0,47
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	4,70	0,91
CaO	62,8	0,8
SO <sub>3</sub>	2,28	0,35
MgO	0,53	0,93
K <sub>2</sub> O	0,42	1,20
Na <sub>2</sub> O	0,12	0,40
CaO libre	2,17	0,8
Composition minéralogique		
C <sub>3</sub> S	57,79	-
C <sub>2</sub> S	20,47	-
C <sub>3</sub> A	7,20	-
C <sub>4</sub> AF	11,49	-

Tableau 4-2 : Caractéristiques des fibres utilisées.

Caractéristiques	Fibre métallique		Fibre en polypropylène
	55	80	
Longueur L <sub>f</sub> (mm)	50	30	12
Diamètre d <sub>f</sub> (mm)	0,62	0,55	0,034
Élancement (L <sub>f</sub> /d <sub>f</sub> )	80	55	353
Densité	7,8	7,8	0,91
Résistance en traction (MPa)	1100	1100	450
Module élastique (GPa)	200	200	5
Morphologie			

#### 4.5 Formulations et confection des bétons

La fabrication des gâchées a été effectuée dans un malaxeur à axe incliné, d'une capacité maximale de 50 litres. Le gravier, le sable, le ciment et la fumée de silice sont malaxés à sec pendant une minute. On introduit 2/3 de la quantité d'eau dans le malaxeur, le malaxage humide est poursuivi pendant deux minutes. Le superplastifiant (SP) est introduit dans le 1/3 restant d'eau et le malaxage se poursuit pendant deux autres minutes. Pour les bétons fibrés (béton ordinaire fibré et béton fibré à haute résistance), le malaxage est augmenté d'une minute. L'ouvrabilité des bétons a été mesurée à l'aide de l'affaissement au cône d'Abrams "Slump test" conformément à la norme EN 12350-2. Le Tableau 4-3 présente les formulations des bétons ordinaires étudiés, le Tableau 4-4 présente les formulations des bétons à hautes résistances et le Tableau 4-5 présente des bétons à hautes résistances en présence de la fumée de silice.

Tableau 4-3 : Formulations des bétons ordinaires étudiés (kg par m<sup>3</sup>).

Béton étudiés	Ciment	Sable	Gravier	Eau	SP	Fibres métalliques		
						(%)	$l_f/d_f=80$	$l_f/d_f=55$
BO	400	668	1003	199	1.2	-	-	-
BOFM-0,5 -55	400	668	1003	199	2	0,5	-	38.42
BOFM-1-55	400	668	1003	199	3.2	1	-	76.84
BOFM-0,5 -80	400	668	1003	199	2	0,5	38.42	-
BOFM-1 -80	400	668	1003	199	3.2	1	76.84	-

BOFM-0,5-55: Béton ordinaire avec fibre métallique de dosage 0,5% et d'élançement 55.

Tableau 4-4 : Formulations des bétons à haute résistances (kg par m<sup>3</sup>).

Béton étudiés	Ciment	Sable	Gravier	Eau	SP	Fibres métalliques			Fibres polypropylène	
						(%)	$l_f/d_f=80$	$l_f/d_f=55$	(%)	
BHR	450	668	1003	177,5	3,15	-	-	-	-	-
BHRFM-0,5-55	450	668	1003	177,5	4,1	0,5	-	38,28	-	-
BHRFM-1-55	450	668	1003	177,5	5,85	1	-	76,56	-	-
BHRFM-0,5 -80	450	668	1003	177,5	4,1	0,5	38,28	-	-	-
BHRFM-1-80	450	668	1003	177,5	5,85	1	76,56	-	-	-
BHRFP-0,1	450	668	1003	177,5	4,1	-	-	-	0,1	0,889
BHRFP-0,2	450	668	1003	177,5	4,2	-	-	-	0,2	1,78
BHRFH	450	668	1003	177,5	4,1	0,5	-	38,28	0,1	0,889

BHRFM-0,5-55 Béton à haute résistance avec fibre métallique de dosage 0,5% et d'élançement 55.

Tableau 4-5 : Formulations des bétons à haute résistances en présence de la fumée de silice.

Béton étudiés	Ciment	Fumée de silice	Sable	Gravier	Eau	SP	Fibres métalliques			Fibres polypropylène	
							(%)	$l_f/d_f=80$	$l_f/d_f=55$	(%)	
BHRFS	415	36	668	1003	177,5	5	-	-	-	-	-
BHRFSFM-0,5-55	415	36	668	1003	177,5	5,9	0,5	-	37,78	-	-
BHRFSFM-1-55	415	36	668	1003	177,5	7,65	1	-	75,65	-	-
BHRFSFM-0,5-80	415	36	668	1003	177,5	5,9	0,5	37,78	-	-	-
BHRFSFM-1-80	415	36	668	1003	177,5	7,65	1	75,65	-	-	-
BHRFSFP-0,1	415	36	668	1003	177,5	5,9	-	-	-	0,1	0,884
BHRFSFP-0,2	415	36	668	1003	177,5	5,9	-	-	-	0,2	1,77
BHRFSFH	415	36	668	1003	177,5	5,9	0,5	-	37,78	0,1	0,884

BHRFSFM-0,5-55 : Béton à haute résistance en présence de la fumée de silice avec fibre métallique de dosage 0,5% et d'élanement 55.

#### 4.6 Fabrications des éprouvettes

Pour mesurer la résistance à la compression (Figure 4-1), on a confectionné des éprouvettes cubiques 100×100×100 mm, conformément à la norme EN 12390-4 et pour mesurer la résistance à la traction par flexion (Figure 4-2) on a confectionné des éprouvettes prismatiques 70×70×280 mm conformément à la norme EN 12390-5. Les éprouvettes sont recouvertes d'une toile de jute humide afin d'empêcher toute évaporation au très jeune âge. Après 24 heures, les éprouvettes sont démoulées et conservées dans une chambre sous une température de 20°C ±2 avec une humidité de 50 %±5. Les résultats sont présentés en moyenne de trois éprouvettes à chaque âge.



Figure 4-1 : Dispositif de l'essai de compression.



Figure 4-2 : Dispositif de l'essai de traction par flexion.

#### 4.7 Propriétés des bétons frais

Les propriétés des bétons frais sont présentées dans le Tableau 4-6 selon les types de bétons étudiés.

Tableau 4-6 : Propriétés des bétons frais.

Bétons étudiés	Affaissement (mm)
<b>1) Les bétons ordinaires</b>	
BO	180
BOFM-0,5 -55	170
BOFM-1-55	170
BOFM-0,5 -80	160
BOFM-1 -80	160
<b>2) les bétons à hautes résistances</b>	
BHR	210
BHRFM-0,5-55	190
BHRFM-1-55	175
BHRFM-0,5 -80	170
BHRFM-1-80	160
BHRFP-0,1	160
BHRFP-0,2	110
BHRFH	130
<b>3) Les bétons à hautes résistances avec de la fumée de silice</b>	
BHRFS	220
BHRFSFM-0,5 -55	200
BHRFSFM-1-55	180
BHRFSFM-0,5-80	170
BHRFSFM-1-80	165
BHRFSFP-0,1	170
BHRFSFP-0,2	105
BHRFSFH	130

#### **4.8 Discussion des propriétés du béton frais**

L'effet des fibres sur l'ouvrabilité des mélanges du béton est indiqué dans Le Tableau 4-6. En général, l'inclusion des fibres dans tous les bétons réduit l'ouvrabilité. La comparaison entre les bétons témoins (BO, BHR et BHRFS) et les bétons fibrés (BOF, BHRF et BHRFSF) montre que l'ouvrabilité diminue légèrement avec l'augmentation du dosage des fibres malgré l'augmentation du pourcentage du superplastifiant et ceci parce que l'augmentation des dosages des fibres empêche le mouvement de la pâte du ciment (*Zhang et Li 2013*). De même, l'augmentation de l'élançement réduit légèrement l'ouvrabilité, ceci est dû à l'espace réduit entre les fibres métalliques en raison de leurs caractéristiques géométriques. La fibre de type 55 a un pourcentage de vides plus petit que celui de 80 ce qui permet un meilleur écoulement du béton fibré (*Sivakumar et Santhanam 2007, Sun et al. 2001*). L'inclusion de 0.1 % de fibres polypropylènes dans les bétons BHRFP-0,1 et BHRFSFP-0,1 donne des bétons ouvrables d'affaissements égal à 160 mm. Cette ouvrabilité chute jusqu'à 110 mm et 105 mm respectivement pour un dosage de 0.2 %. La chute importante de l'ouvrabilité est due au type de fibre organique qui absorbe l'eau de gâchage (*Sivakumar et Santhanam 2007*). L'addition des fibres hybrides dans les bétons BHRFH et BHRFSFH donne un affaissement égal à 130 mm pour les deux bétons.

#### **4.9 Caractérisation mécaniques des bétons étudiés**

Pour l'étude de l'évolution mécanique des bétons étudiés, on a mesuré les résistances à la compression et à la traction par flexion. Pour chaque essai, on a analysé l'influence des trois paramètres de l'étude : le rapport Eau /Ciment, fumée de silice et les fibres (type, dosage et élançement). Ces caractéristiques sont importantes dans le cas de notre étude pour l'analyse des phénomènes qui entrent en jeu dans la fissuration des matrices cimentaires (béton). En effet, le matériau se fissure lorsque le champ de contraintes internes devient plus important que la résistance à la traction.

##### **4.9.1 Influence du rapport Eau/Ciment**

La Figure 4-3 représente l'évolution de la résistance à la compression de bétons ordinaires (BO) et bétons ordinaires fibrés (BOF), béton à haute résistance (BHR) et béton fibré à haute résistance (BHRF) à 20 °C de conservation au sein de laboratoire. Pour déterminer la résistance à la traction par flexion des bétons, on a réalisé une série d'essais de flexion 3 points. La Figure 4-4 représente l'évolution de la résistance à la traction par flexion des bétons ordinaires (BO) et bétons ordinaires fibrés (BOF), béton à haute résistance (BHR) et béton fibré à haute résistance (BHRF).



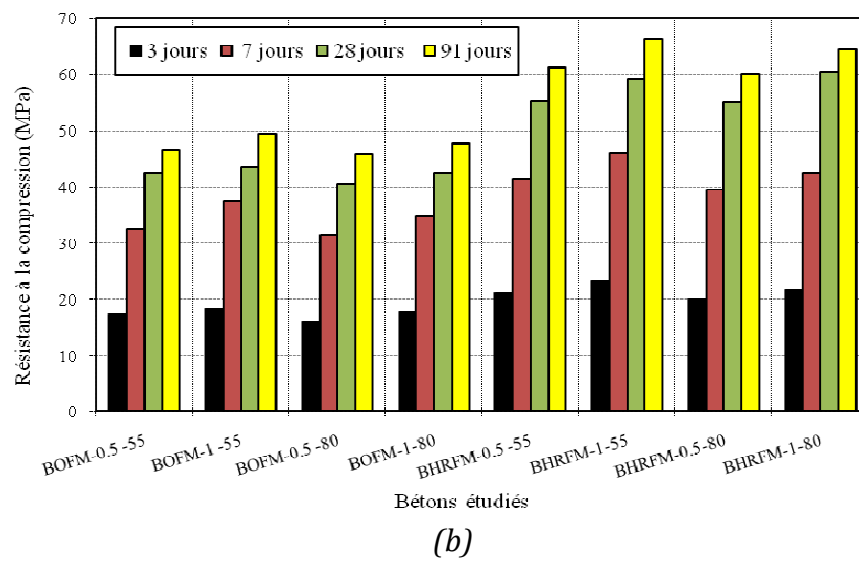
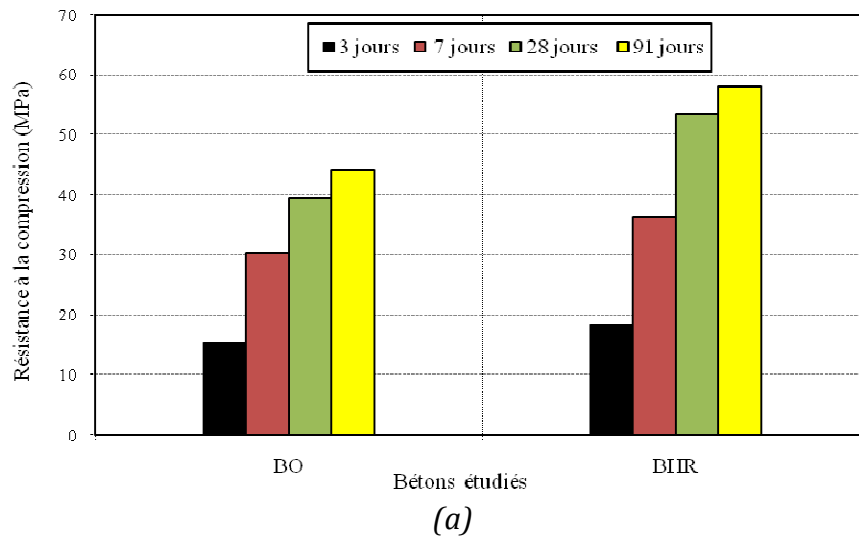


Figure 4-3 : Evolution de la résistance à la compression : (a) BO et BHR ; (b) BOF et BHRF.

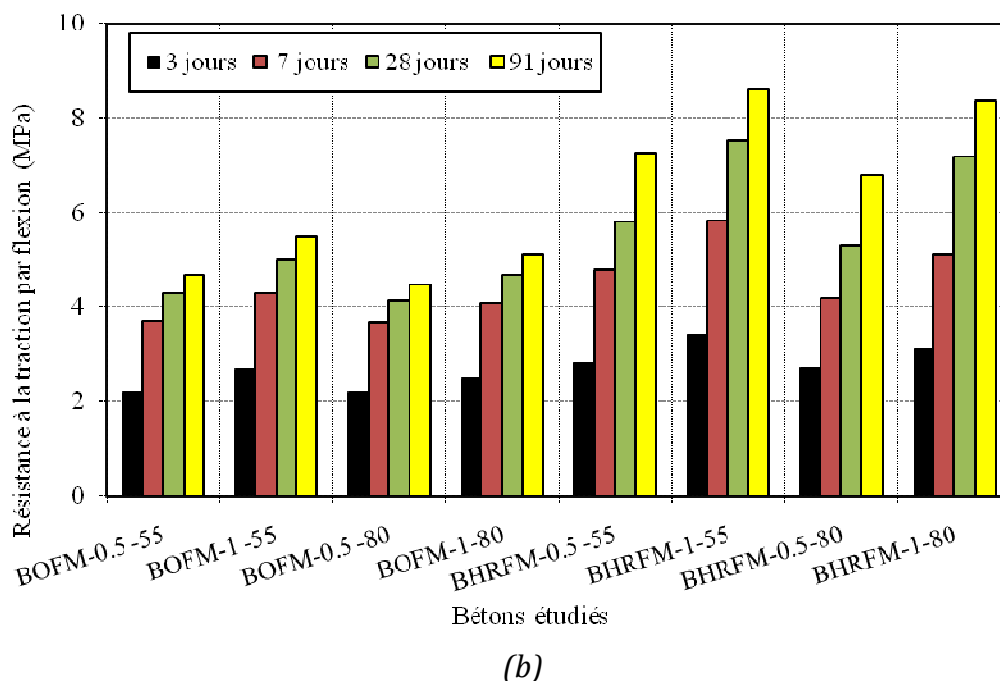
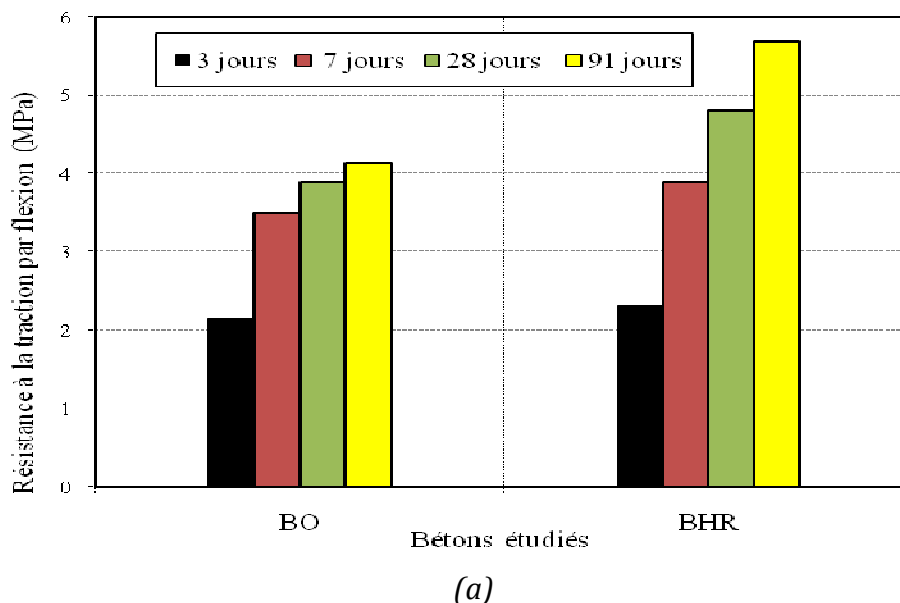


Figure 4-4: Evolution de la résistance à la traction par flexion : (a) BO et BHR ; (b) BOF et BHRF.

On remarque que la résistance à la compression du béton à hautes résistances est améliorée de 20 % au jeune âge et 35 % à long terme par rapport au béton ordinaire. Pour la résistance à la traction par flexion, les gains sont 11% au jeune âge et 23 % à long terme. Pour les bétons fibrés, on trouve que l'addition de 0,5 % de fibre métallique améliorent la résistance à la compression des BHRF de 23 % au jeune âge et 37 % à long terme par rapport au BOF. Pour la résistance à la traction par flexion les améliorations sont 29 % au jeune âge et 52% à long terme, et concernant l'inclusion de 1% de FM les gains sont 27 % au jeune âge et 42 % à long terme la résistance à la compression et 36 % au jeune âge et 64 % à long terme pour la résistance à la traction par flexion.

On constate que les résistances s'améliorent beaucoup plus long terme qu'à jeune âge, ceci est due les formations des hydrates avec le temps. Ainsi plus la quantité d'eau de gâchage est importante, plus la résistance à la compression est faible quelque soit le type de fibres incluses. Le rapport E/C exerce une grande influence sur la porosité de la pâte de ciment hydratée car il gouverne directement l'espacement initial entre les grains de ciment en suspension dans l'eau de gâchage (Sun et al. 2001, Pertue 2008); plus le rapport Eau/Ciment est faible, plus la porosité diminue. Ceci se traduit directement par une augmentation des propriétés mécaniques de la matrice cimentaire.

On remarque que les fibres sont efficaces dans les BHR qu'en BO. Ceci est dû à la bonne adhérence fibre-matrice.

#### 4.9.2 Influence de la fumée de silice

La présence de la fumée de silice a un effet important sur l'évolution des résistances à la compression et à la traction par flexion. La Figure 4-5 montre l'évolution de la résistance à la compression des bétons à hautes résistances et béton à hautes résistances en présence de la fumée de silice (Eau/Ciment = 0,4) et la Figure 4-6 montre l'évolution de la résistance à la traction par flexion pour les mêmes bétons.

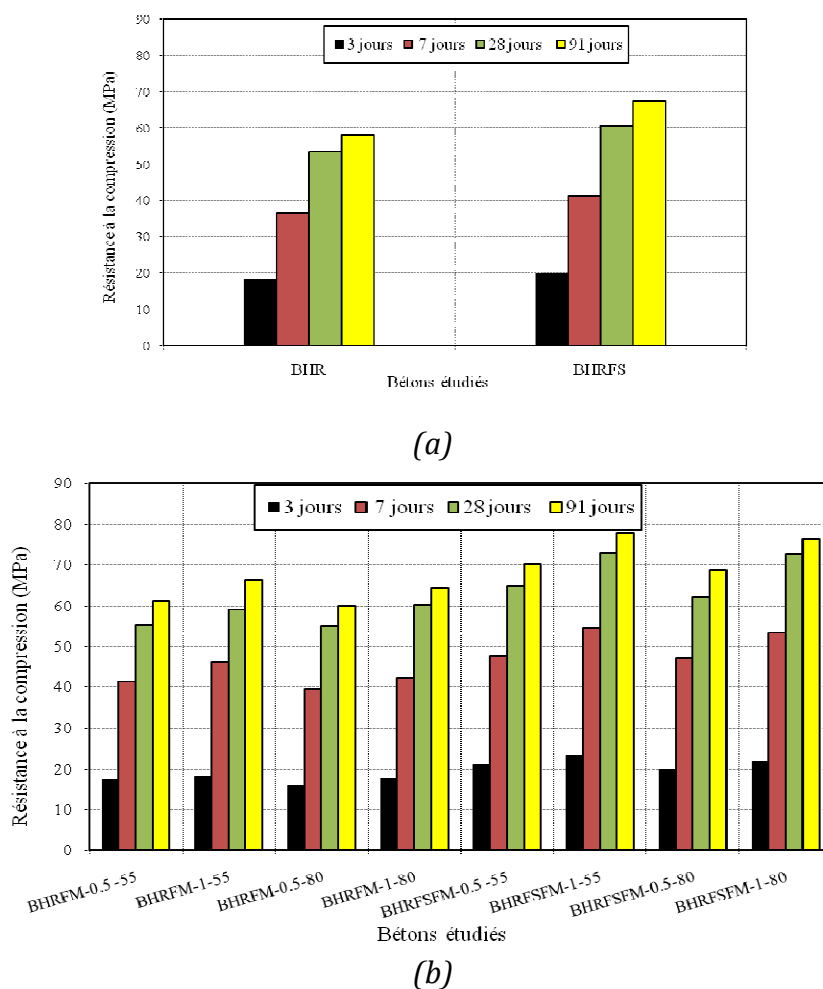
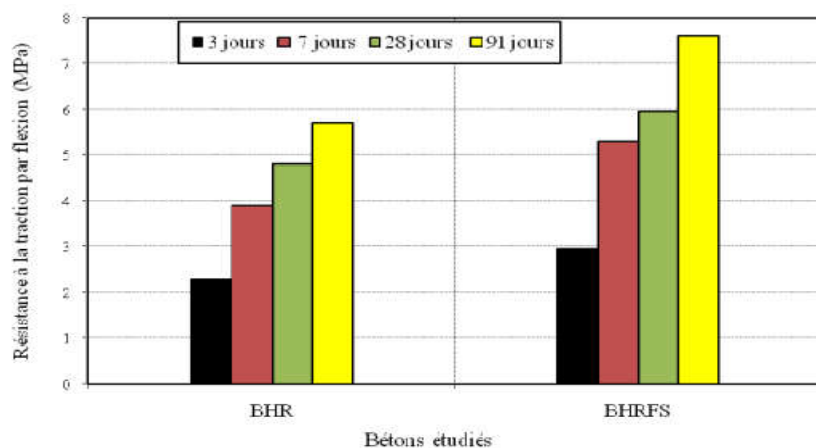
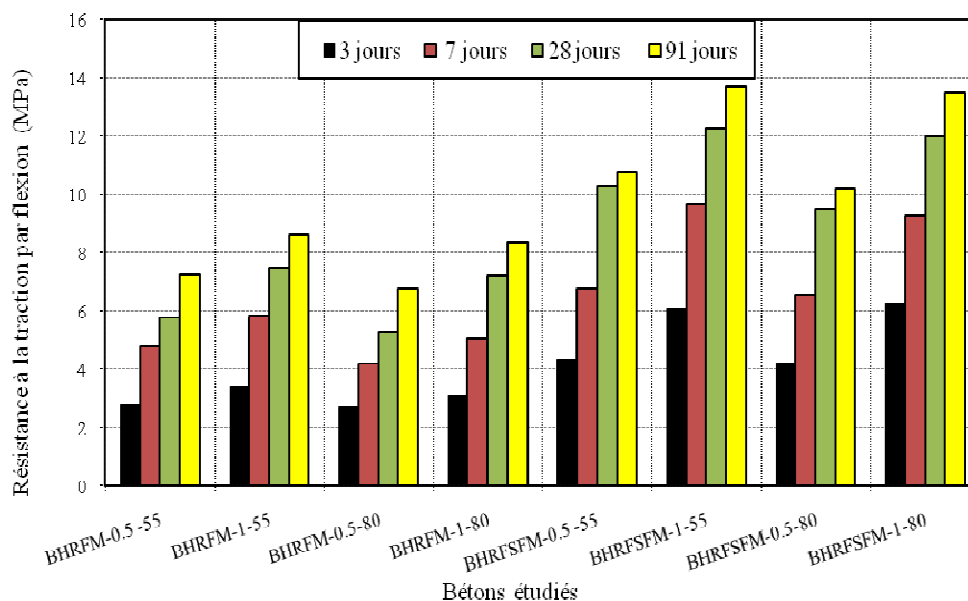


Figure 4-5 : Résistance à la compression : (a) BHR et BHRFS ; (b) BHRF et BHRFSF.



(a)



(b)

Figure 4-6 : Résistance à la traction par flexion: (a) BHR et BHRFS ; (b) BHRF et BHRFSF.

les graphes de résistance à la compression (Figure 4-5), on constate que la fumée de silice améliore la résistance à la compression de 13 % au jeune âge et 19% à long terme, et pour la résistance à la traction par flexion, la résistance est amélioré de 18% au jeune âge et 33 % a long terme.

Pour les bétons fibrés de BHRF et BHRFS, l'addition de 0,5 % des fibres métalliques améliore la résistance à la compression au jeune âge à environ 19 % au jeune âge et 22 % à long terme. Lorsqu'on ajoute 1 % des fibres métalliques, les gains de résistances à la traction sont de 23 % au jeune âge et 28% à long terme par rapport au béton à haute résistance sans fibre. Pour la résistance à la traction par flexion les gains sont 67% au jeune âge et 102% à long terme.

On constate que l'amélioration de la résistance est peu importante à long terme qu'au jeune âge, ceci est due à l'amélioration de la zone d'interface ciment-agrégat, du

fait que la fumée de silice améliore les résistances à long terme par l'augmentation de cette adhérence avec l'âge d'éprouvette (Zhang et Li 2013).

Donc que la fumée de silice améliore beaucoup plus la résistance à la traction que la résistance à la compression en particulier pour les bétons fibrés. Ceci est due probablement à la fumée de silice qui donne une bonne dispersion des fibres en présence de FS, qui permettant ainsi de reporter la formation des microfissures, en plus, de l'amélioration de la liaison dans la zone de transition (Nili et Afroughsabet 2010, Dawood et Ramli 2011, Zhang et Li 2013).

### 4.9.3 Influence des fibres

L'incorporation des fibres métallique et fibres en polypropylène a un effet important sur l'évolution de la résistance à la compression. La Figure 4-7 montre l'évolution les résistances mécaniques des bétons ordinaires fibrés.

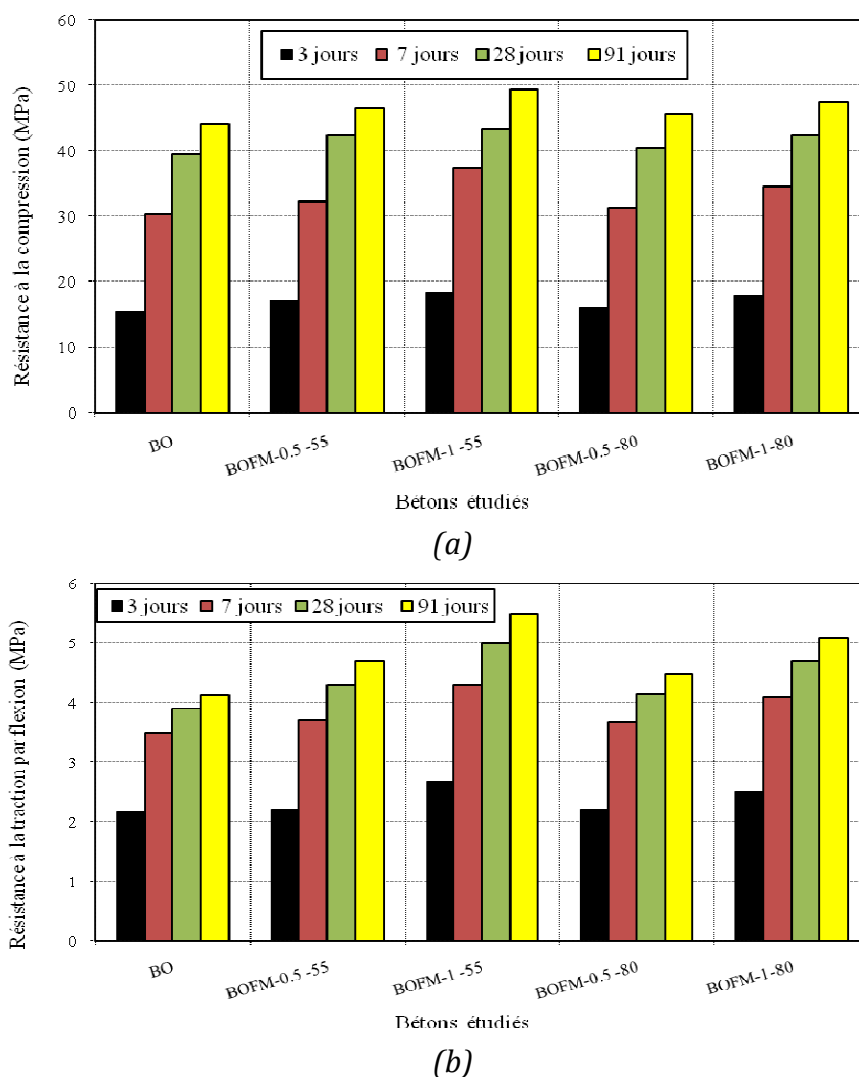
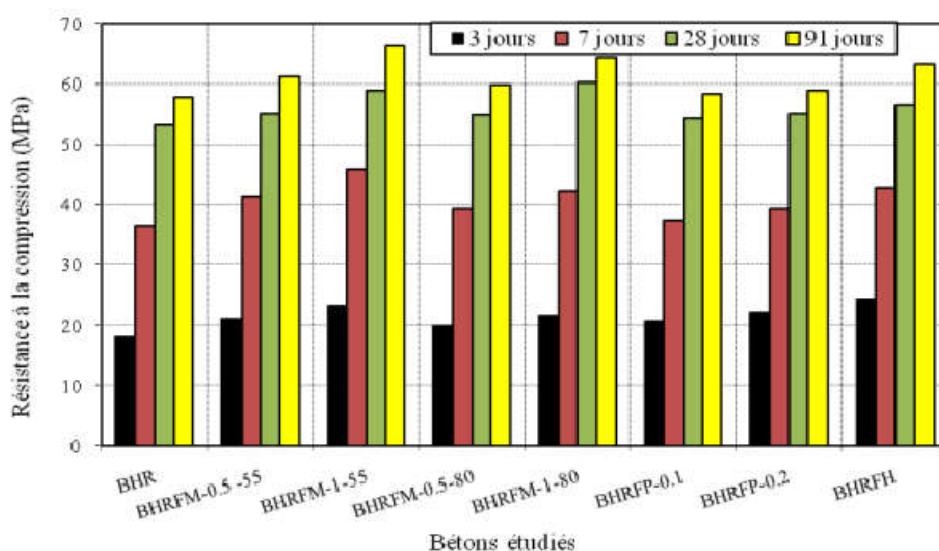
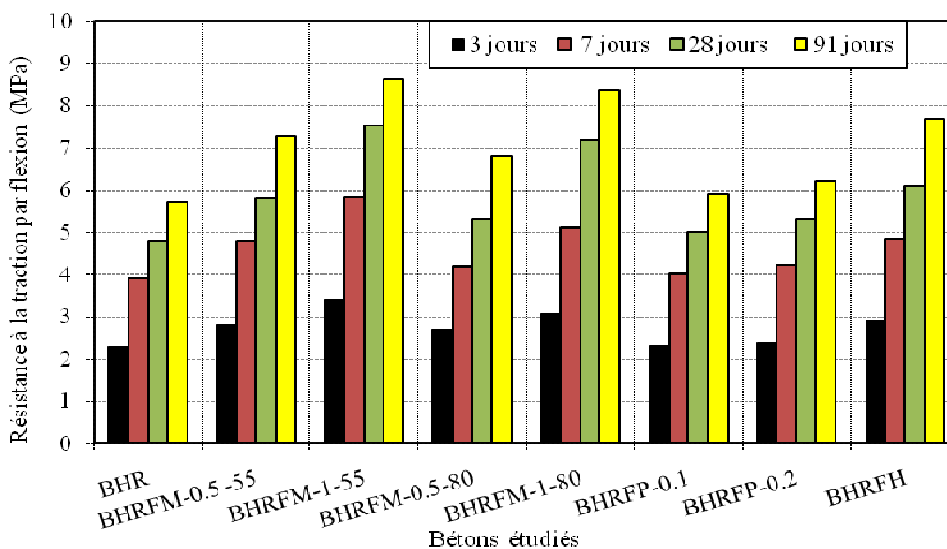


Figure 4-7: Résistance des bétons ordinaires fibrés (BOF): (a) résistance à la compression ; (b) résistance à la traction par flexion.

L'addition de 0,5% de fibres métalliques améliore la résistance à la compression de (BOF) par rapport au béton de référence (BO) de 7% au jeune âge et 10 % à long terme, et pour la résistance a la traction par flexion l'amélioration est de 12% au jeune âge et 14 % à long terme. L'inclusion de 1% de FM améliore la résistance à la compression de 17 % au jeune âge et 23% à long terme. Pour la résistance à la traction par flexion, les gains sont 23% et 33% respectivement. La Figure 4-8 montre l'évolution des résistances mécaniques des bétons fibrés à hautes résistances (BHRF).



(a)



(b)

Figure 4-8 : Résistances des bétons fibrés à haute résistance (BHRF): (a) résistance à la compression ; (b) résistance à la traction par flexion.

Dans la présente étude, l'incorporation de 0.5 % de FM améliore la résistance à la compression et la résistance à la traction par flexion de 13 % et 22 % par rapport au béton de référence (BHR) respectivement au jeune âge. A long terme, les gains de

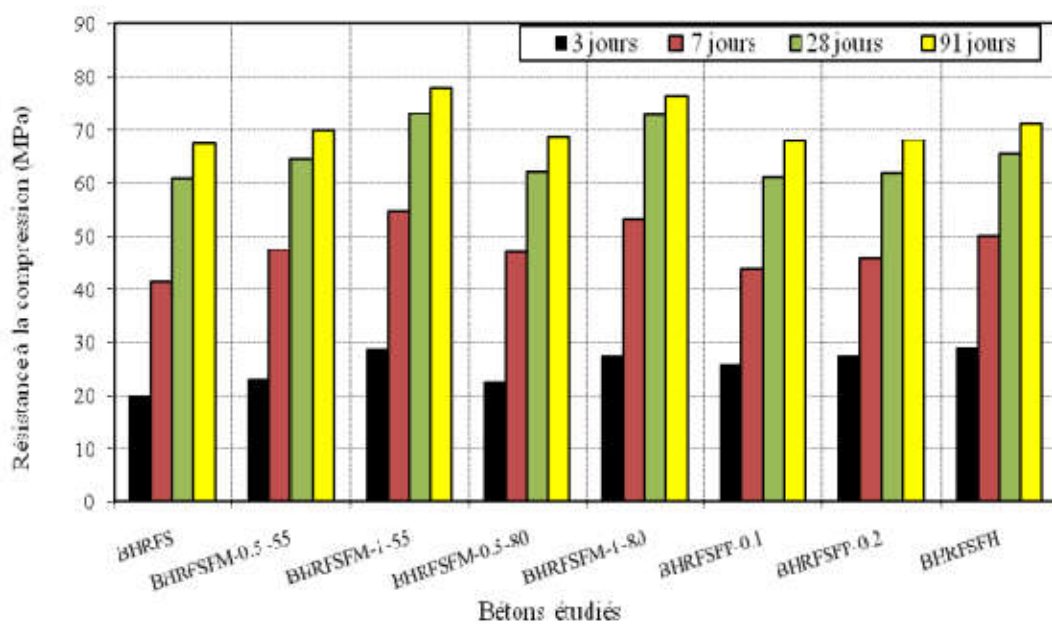
résistances sont 18% et 28 % respectivement. Pour l'addition de 1%, l'amélioration des résistances sont 18 % et 40 % pour la résistance à la compression et la résistance à la traction par flexion respectivement au jeune âge, et à long terme les améliorations des résistances sont 28% et 58 % pour la compression et traction respectivement. L'addition de 0,1 % de FP améliore la résistance à la compression jusqu'à 4% et 9 % pour la résistance à traction par flexion au jeune âge, à long terme les gains sont 8% et 10 %. Cependant l'addition de 0,2 % de FP améliore la résistance à la compression jusqu'à 8% et 16% pour la résistance à la traction par flexion au jeune âge, à long terme les pics sont 15 % et 22 % respectivement. L'hybridation des fibres améliore la résistance à la compression de 16 % et pour la résistance à la traction par flexion le gain est de 24% pour les BHR au jeune âge et à long terme, elles sont de 28 % et 40 % respectivement.

La Figure 4-9 montre l'évolution des résistances mécaniques des bétons fibrés à hautes résistances en présence de la fumée de silice (BHRFSF).

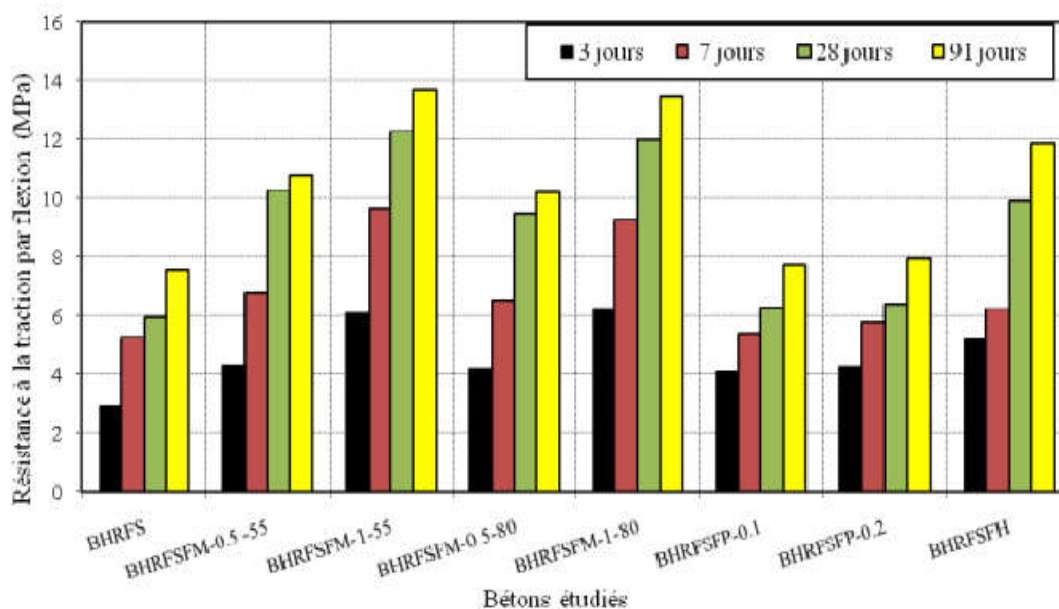
D'après l'analyse des résultats obtenus, l'addition de 0,5% de fibres métallique améliore la résistance à la compression de (BHRFSF) par rapport au béton de référence (BHRFS) de 20% au jeune âge et de 29 % à long terme. Pour la résistance à la traction par flexion, l'amélioration est de 28% au jeune âge et 47 % à long terme. L'inclusion de 1% de (FM) améliore la résistance à la compression de 32 % au jeune âge et 40 % à long terme et pour la résistance à la traction par flexion les gains sont 80 % et 106 % respectivement.

L'addition de 0,1 % de FP améliore la résistance à la compression jusqu'à 12% et 22% pour la résistance à traction par flexion au jeune âge, à long terme les gains sont 18% et 30%. Cependant l'addition de 0.2 % de FP améliore la résistance à la compression jusqu'à 16% et 30% pour la résistance à la traction par flexion au jeune âge et à long terme les pics sont 22 % et 39 % respectivement.

L'hybridation des fibres améliore la résistance à la compression de 33 %, pour la résistance à la traction par flexion le gain est de 56% par rapport BHR au jeune âge et à long terme, ils sont de 46 % et 76 % respectivement.



(a)



(b)

Figure 4-9: Résistance des bétons fibrés à hautes résistances en présence de la fumée de silice (BHRFSF): (a) résistance à la compression ; (b) résistance à la traction par flexion.

La synthèse des résultats de tous les bétons étudiés (BOF, BHRF et BHRFSF) montre que l'addition des fibres améliore la résistance à la compression et la résistance à la traction à différents âges (Nili et Afroughsabet 2010, Dawood et Ramli 2011, Dawood et Ramli 2010, Chern et Yount 1989), les fibres permettent de reporter la formation des microfissures, en plus, de leur dispersion qui permet d'améliorer la liaison agrégat-pâte du ciment dans la zone de transition.

On remarque que les améliorations de la résistance à long terme sont plus importantes qu'au jeune âge. Ceci est dû à la zone d'interface ciment-agrégat et à



l'augmentation de l'adhérence entre les fibres et la matrice avec l'âge du béton (*Zhang et Li 2013, Pelisser et al. 2010*).

On constate que les améliorations de résistance à la traction par flexion sont très importantes par rapport à celles de la résistance à la compression (*Bendjilalai et al. 2013*), ceci est due la bonne dispersion des fibres, qui permettant ainsi de reporter la formation des microfissures, et d'améliorer la liaison dans la zone de transition (*Nili et Afroughsabet 2010, Dawood et Ramli 2011, Zhang et Li 2013*).

Les gains de résistances dûs à l'addition des fibres métalliques sont importants par rapport aux fibres en polypropylènes ; ceci est dû aux caractéristiques mécaniques des fibres utilisées.

Les résultats trouvés montrent que les résistances sont améliorées avec la diminution de l'élançement ; le gain de résistance dans les bétons renforcés de fibres métalliques d'élançement 80 est moins important que celui de fibres d'élançement 55. Ceci est dû à l'ouvrabilité qui donne une bonne dispersion, une bonne distribution et une bonne orientation des fibres métalliques d'élançement 55 (*Boulekbache et al. 2010, Boulekbache et al. 2012*).

Concernant l'hybridation des fibres, on remarque que la sommation entre les gains des résistances de la fibre métallique et la fibre en polypropylène est inférieure au gain des résistances de la fibre hybride. Cette amélioration dans la résistance à la compression résultant de l'hybridation des fibres est appelée phénomène "Synergy" (*Banthia et Gupta 2007, Juarez et al. 2015*).

#### **4.10 Conclusion**

Au cours de ce chapitre, on a quantifié l'influence des paramètres d'étude (rapport E/C, fumée de silice et fibres) sur l'évolution des propriétés des bétons à l'état frais et des propriétés mécaniques des bétons étudiés. Il a été constaté que chaque paramètre avait un effet spécifique sur le comportement des bétons :

- L'augmentation du dosage des fibres diminue l'ouvrabilité des bétons fibrés. Cette perte est importante pour les bétons avec fibres en polypropylènes. L'utilisation des fibres hybrides diminue l'ouvrabilité par rapport aux mono-fibres.
- l'addition de la fumée de silice diminue l'ouvrabilité, ceci est dû aux caractéristiques géométriques des ses grains qui permettent d'absorber de l'eau de gâchage.
- le béton à hautes résistances avec fumée de silice (BHRFS) présente une cinétique d'hydratation et un développement des propriétés mécaniques plus rapide que le béton à hautes résistances (BHR). Cet écart de comportement entre les deux types de bétons augmente au court du temps. La fumée de silice augmente la résistance à la traction par flexion par rapport à la résistance à la compression, ceci est dû à la zone d'interface ciment-agrégat.

- L'amélioration des propriétés mécaniques par l'addition des fibres est importante. En effet, les fibres peuvent améliorer la liaison dans la zone de transition du béton fibré. Les résultats montrent que les fibres métalliques sont plus efficaces que les fibres en polypropylène. L'amélioration de la résistance à la traction par flexion est plus considérable par rapport à la résistance à la compression (Tahenni et al. 2016).
- L'augmentation de l'élanement des fibres diminue les résistances à la compression et à la traction par flexion.
- l'hybridation des fibres améliorent les propriétés mécaniques par rapport aux mono-fibres. Ces observation nous permettent d'analyser les résultats des essais des déformations (retrait total et fluage total) et de les relier à l'évolution physico-chimique et mécanique des bétons (matrice cimentaire) à différent âge.

***Chapitre 5***  
***Evolution du retrait total***

## **Chapitre 5**

### **Evolution du retrait total**

#### **5.1 Introduction**

Ce chapitre concerne l'étude de l'évolution du retrait total libre. En effet, les matrices cimentaires manifestent des déformations de différentes origines (thermique, hydrique et physico-chimique). Le retrait étudié dans ce travail est le retrait total. Il se développe avec échange d'eau avec le milieu extérieur et en conditions quasi-isothermes. Ce chapitre constitue la deuxième étape pour la compréhension des phénomènes de fissuration des matrices cimentaires à différents âges. En effet, le retrait total libre est le mécanisme-moteur de la fissuration des matrices cimentaires en conditions isothermes. L'empêchement des déformations engendre le développement de contraintes de traction au sein du matériau.

Les facteurs pris en compte pour la mesure du retrait total sont identiques à ceux de l'étude des caractéristiques mécaniques (chapitre 4) : il s'agit du rapport Eau/Ciment, de la fumée de silice, des fibres et de la température de cure.

#### **5.2 Bétons étudiés au retrait total libre**

Les bétons étudiés au retrait total libre sont : BO ; BOFM-0,5 -55 ; BOFM-1-55; BOFM-0,5-80; BOFM-1-80; BHR ; BHRFS ; BHRFSFM-0,5 -55; BHRFSFM-1-55; BHRFSFM-0,5-80; BHRFSFM-1-80; BHRFSFP-0,1; BHRFSFP-0,2 ; BHRFSFH.

#### **5.3 Mesure du retrait total**

Les éprouvettes sont coulées dans des moules prismatiques 100×100×400mm, munis de deux plots en cuivre espacés de 15,5 cm. Les éprouvettes ont été recouvertes d'une toile de jute humide afin d'empêcher toute évaporation au très jeune âge et laissées dans le laboratoire à la température constante de 20 °C ±2 et d'humidité de 90%±5. Après 24 heures, les éprouvettes sont démoulées, et préparées pour les mesures de retrait total. Les éprouvettes sont munies d'une mince couche de bitume entourée d'une bande adhésive aux deux bouts pour éviter les effets de bord et assurer un milieu sans échange hydrique avec le milieu extérieur. Elles sont conservées par la suite dans des étuves à vapeur dans une position verticale à différentes températures avec une humidité relative de 50 %±5.

Les mesures du retrait sont prises à l'aide d'un comparateur digital ayant une précision de 1µm comme le montre la Figure 5-1. Elles sont prises selon quatre échéanciers (*Zhang et Li 2013*):

- Le 1<sup>e</sup> : chaque heure au très jeune âge;
- Le 2<sup>e</sup> : trois fois par jour pendant deux semaines ;
- Le 3<sup>e</sup> : une fois par jour pendant deux autres semaines ;

- Le 4<sup>e</sup> : une fois par semaine après un mois jusqu'à l'obtention de résultats raisonnables

Les valeurs mesurées correspondent à la moyenne des résultats obtenus sur trois éprouvettes fabriquées à partir d'un même mélange avec les mêmes conditions de conservation. Il a été constaté une variation d'erreurs acceptable ne dépassant pas les 5% pour toutes les mesures (*Itim et al. 2011*). La déformation de retrait est déterminée par la formule suivante :

$$\varepsilon_{\text{retrait}} = \Delta l / l \quad [5-1]$$

$$\Delta l = l_i - l_0 \quad [5-2]$$

où :

$l$  : distance entre les faces des deux plots de mesure en contact avec le béton, soit 15,5 cm pour nos éprouvettes,

$l_0$  : mesure de référence, soit la distance initiale mesurée lors de la première échéance,

$l_i$  : mesure relevée à un instant  $t$ .

Par convention, le retrait est pris positif pour une diminution de la hauteur de l'éprouvette. Il est exprimé en  $\mu\text{m}/\text{m}$  et représenté graphiquement en fonction du temps. Avant chaque série de mesure, il est impératif de faire le zéro mécanique de l'appareil de mesure. Les plots doivent être nettoyés avant chaque mesure. Pour la lecture, il faut tourner l'éprouvette de droite à gauche jusqu'à ce que la lecture se stabilise. L'ensemble des mesures de retrait est effectué dans les mêmes conditions atmosphériques.



Figure 5-1: Eprouvettes dans l'étuve à vapeur.

## 5.4 Analyse des résultats

### 5.4.1 Influence du rapport Eau/Ciment

La Figure 5-2 représente l'évolution du retrait total du béton ordinaire et béton à haute résistance sous une température isotherme de cure de 20 °C pendant 180 jours de

mesure pris comme bétons de référence. Dans la Figure 5-3 est représentée l'évolution du retrait total du béton ordinaire et béton à haute résistance sous une température de cure de 35 °C et dans la Figure 5-4 est représentée l'évolution du retrait total du béton ordinaire et béton à haute résistance sous une température de cure de 50°C. On observe un comportement différent de ces deux bétons du point de vue de leurs déformations du retrait total libre.

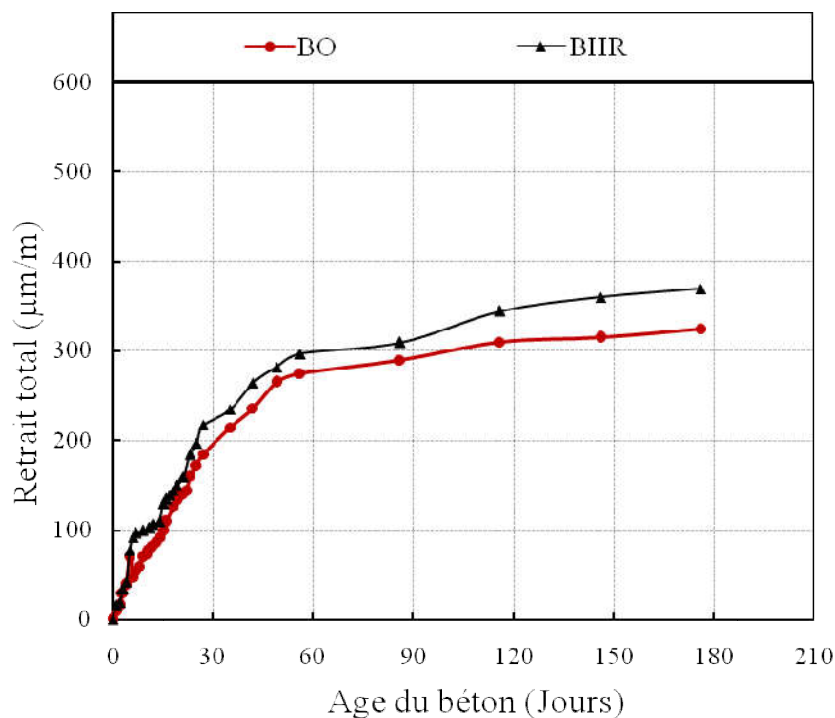


Figure 5-2 : Evolution du retrait total des bétons de référence (BO et BHR) sous température de cure (20°C).

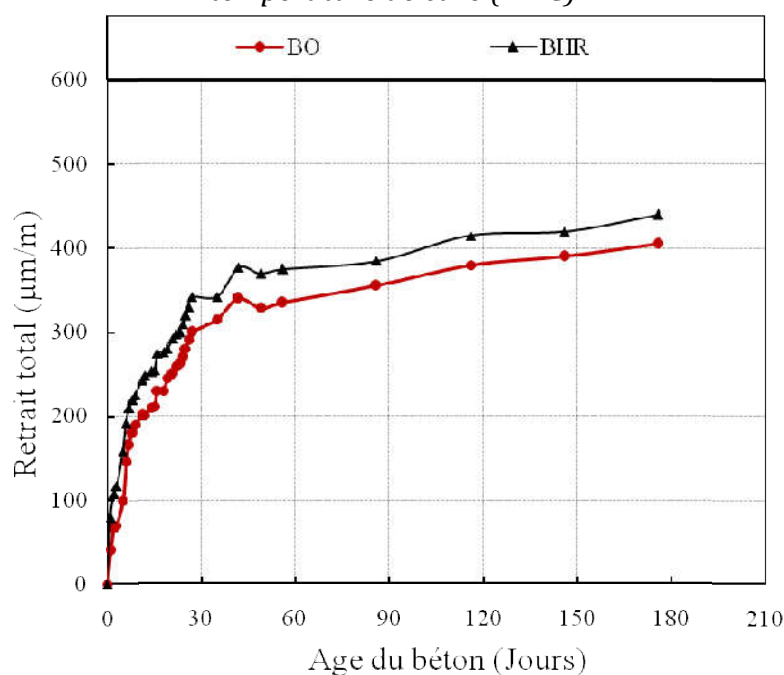


Figure 5-3 : Evolution du retrait total des bétons de référence (BO et BHR) sous température de cure (35 °C).

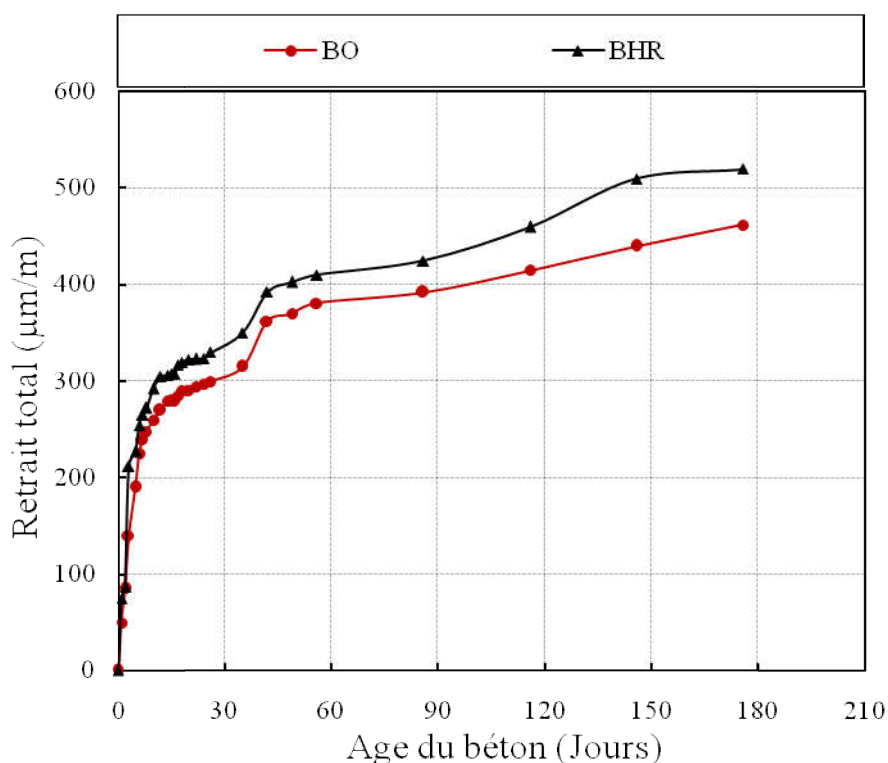


Figure 5-4 : Evolution du retrait total des bétons de référence (BO et BHR) sous température de cure (50 °C).

On observe que l'évolution du retrait total du BHR est plus importante que celui de BO sous différentes températures de cure avec une légère différence de déformation entre les deux rapports E/C au jeune âge, cette différence est importante à long terme. En effet, on constate que sous une température de cure 20 °C, la déformation mesurée pour le BHR est supérieure à celle du BO à partir du 30<sup>e</sup> jour. Pour la conservation sous température de cure 35 °C, la différence de déformation a été remarquée à partir 18<sup>e</sup> jours et à partir 10<sup>e</sup> jours pour 50 °C.

En effet, la dépression capillaire est influencée par la taille des pores. Pour des rapports E/C (0,5), la taille des pores capillaires est plus importante que celles des rapports E/C (0,4) faibles (Pertue 2008, Baroghel-Bouny 2006), ce qui induit un retrait plus important. Khelidj & al. (Jiang et al. 2005) ont montré qu'il existait une linéarité entre l'humidité relative et le retrait.

#### 5.4.2 Influence de la fumée de silice

Dans ce chapitre on étudie l'influence de la fumée silice sur le retrait total libre sous trois températures de cure. Les Figures 5-5, 5-6 et 5-7 représentent l'évolution de la déformation du retrait total des bétons de référence (BHR et BHRFS) sous les températures de cure de 20 °C, 35 °C et 50 °C respectivement.

On peut distinguer que le retrait total du BHRFS est plus important que celui du BHR de 9 %, 14 % et 17% à long terme sous températures de cure 20°C, 35°C et 50 °C respectivement. L'écart entre le retrait des deux bétons n'est pas linéairement compatible (Jiang et al. 2014). Le retrait total du BHRFS est plus élevé que celui du BHR, ceci est dû à la taille des pores capillaires dans le cas des matrices cimentaires à base de ciment à la fumée de silice traduit par une dépression capillaire intense (Lura et al. 2001).

Aly & al. (Pertue 2008) ont déterminé la valeur moyenne du diamètre des pores pour une pâte de ciment Portland et une pâte de ciment aux laitiers. Ils obtiennent pour le ciment Portland une moyenne de 38,5 nm et pour une pâte de ciment à base de laitiers une moyenne de 26,5 nm après un jour d'hydratation avec un rapport E/C = 0,6. La présence de laitier influe donc sur la cinétique d'hydratation mais également sur la microstructuration de la matrice cimentaire et la morphologie des hydrates formés. Les matrices à base de ciment aux laitiers présentent une microstructure plus dense que celle à base de ciments Portland, l'effet du laitier peut être assimilé à la fumée de silice.

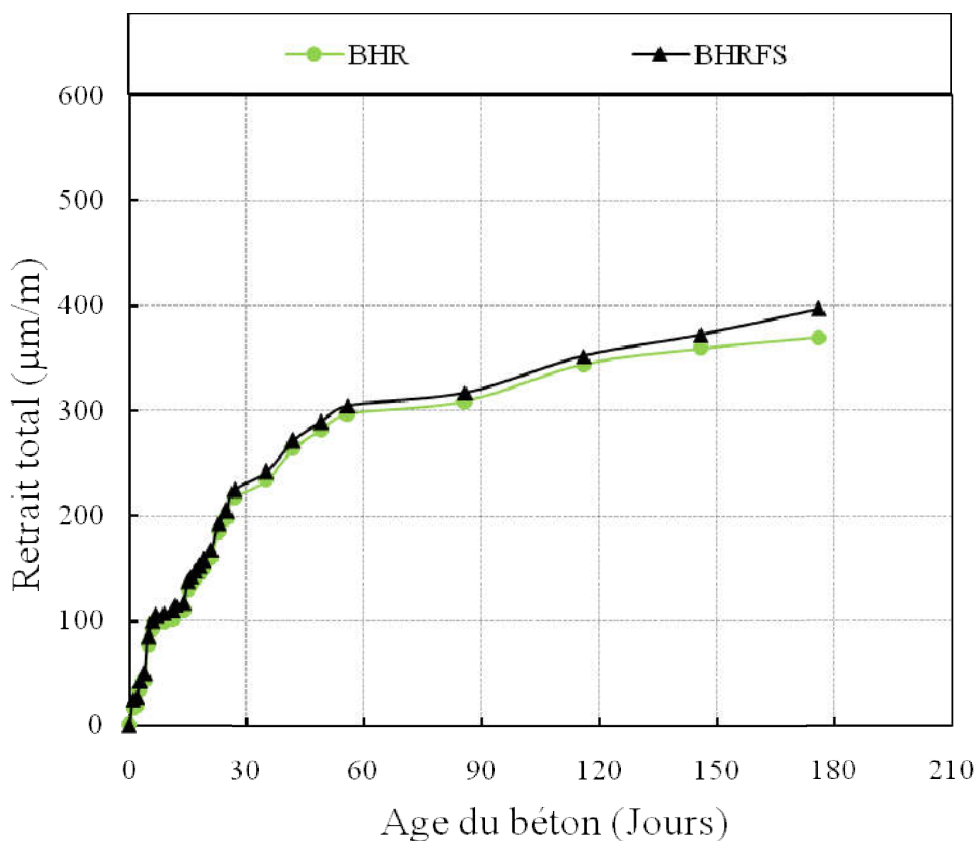


Figure 5-5 : Evolution du retrait total des bétons de référence (BHR et BHRFS) sous température de cure de (20°C).



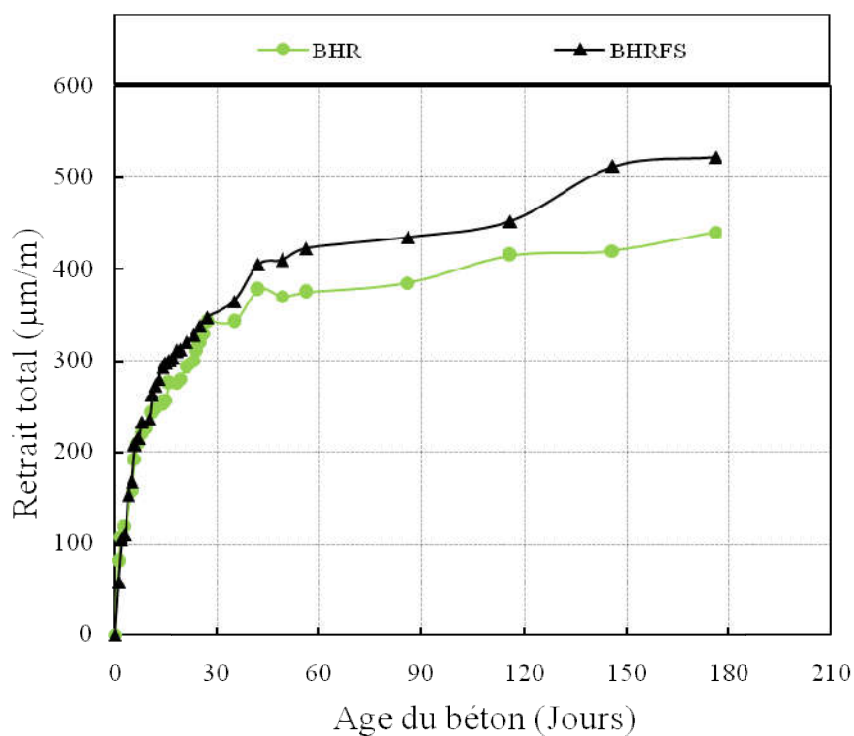


Figure 5-6 : Evolution du retrait total des bétons de référence (BHR et BHRFS) sous température de cure de (35°C).

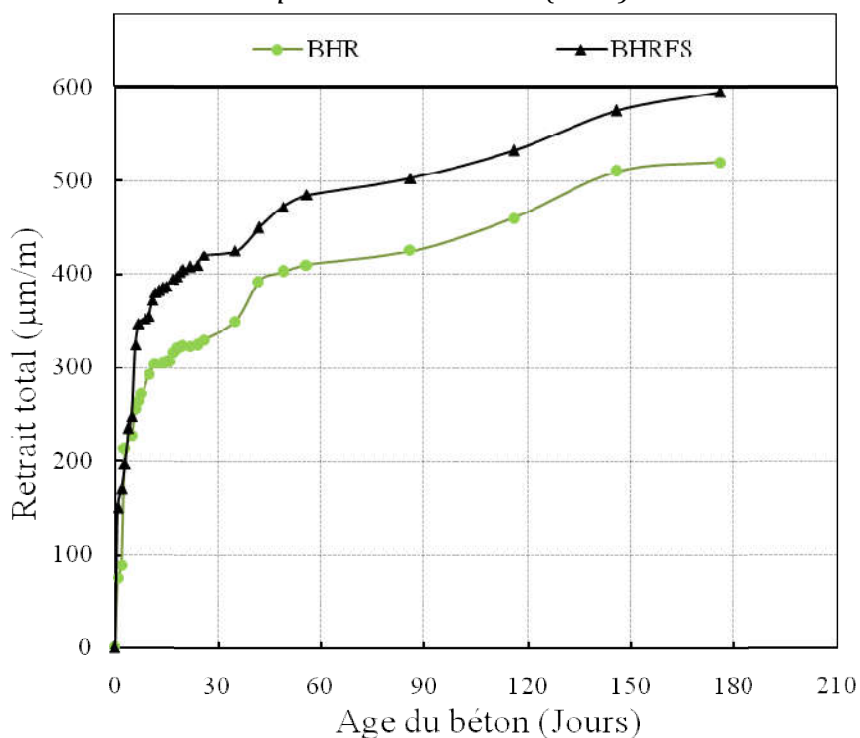


Figure 5-7 : Evolution du retrait total des bétons de référence (BHR et BHRFS) sous température de cure de (50°C).

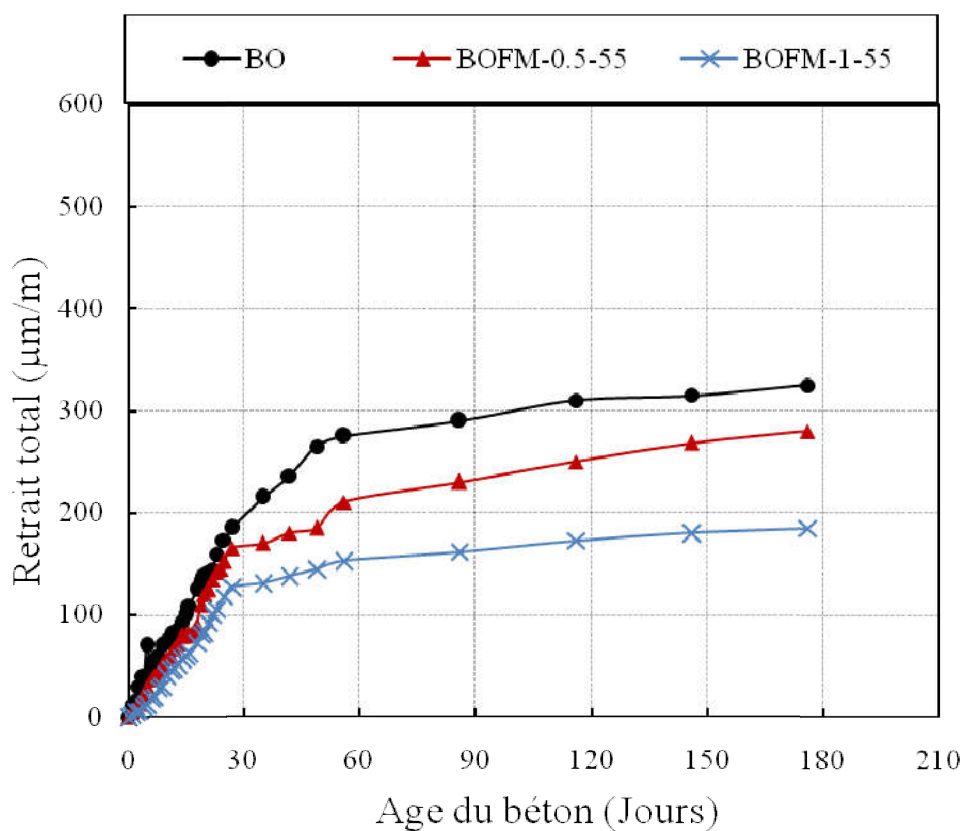
Jiang & al. (Jiang et al. 2005) ont montré que la présence d'ajouts minéraux accélère la chute de l'humidité relative dans les matrices cimentaires. En effet, la

présence de la fumée de silice accélère l'hydratation du ciment, et diminue l'humidité interne et donc le retrait total se trouve augmenté.

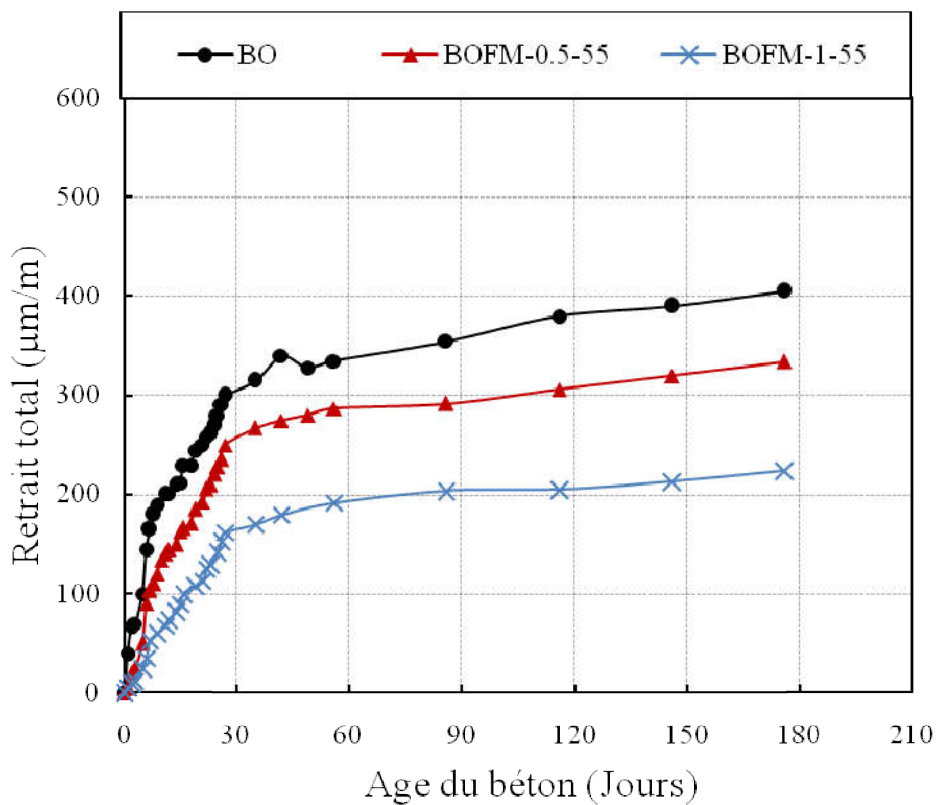
### 5.4.3 Influence des fibres

#### 5.4.3.1 Influence du dosage des fibres sur le retrait total

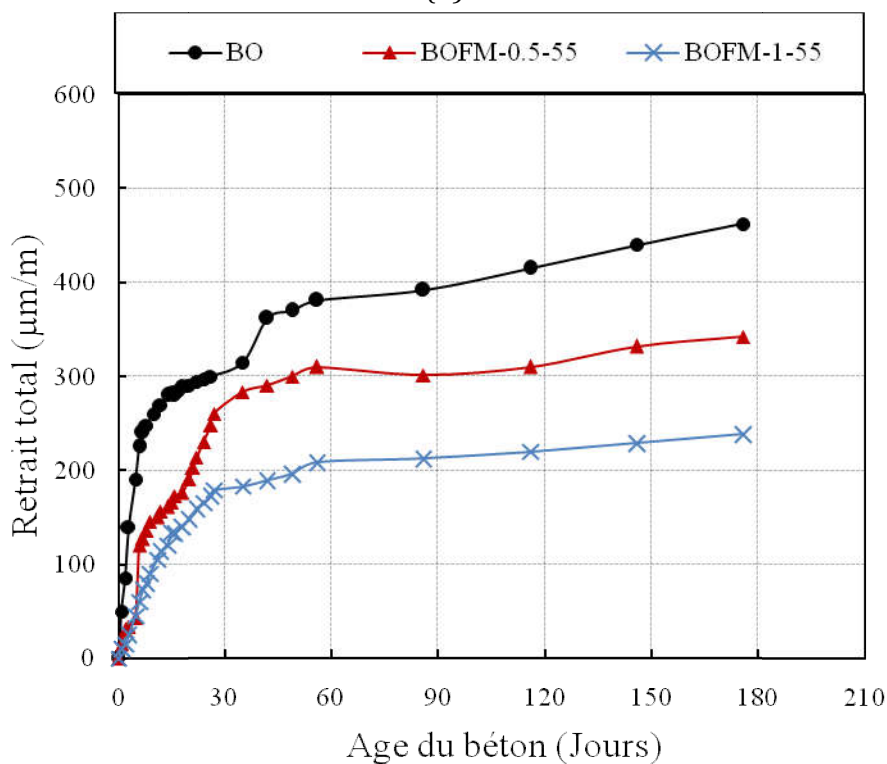
La Figure 5-8 montre l'effet du dosage des fibres métalliques d'éclancements 55 sur le retrait total de béton ordinaire fibré sous différentes températures de cure (20°C, 35°C et 50°C), la Figure 5-9 montre l'effet du dosage des fibres métalliques d'éclancements 80 sur le retrait total.



(a)



(b)



(c)

Figure 5-8 : Effet du dosage de fibres métalliques d'éclancement 55 sur le retrait total de béton ordinaire fibré : (a) température de cure 20°C ; (b) température de cure 35°C ; (c) température de cure 50 °C.

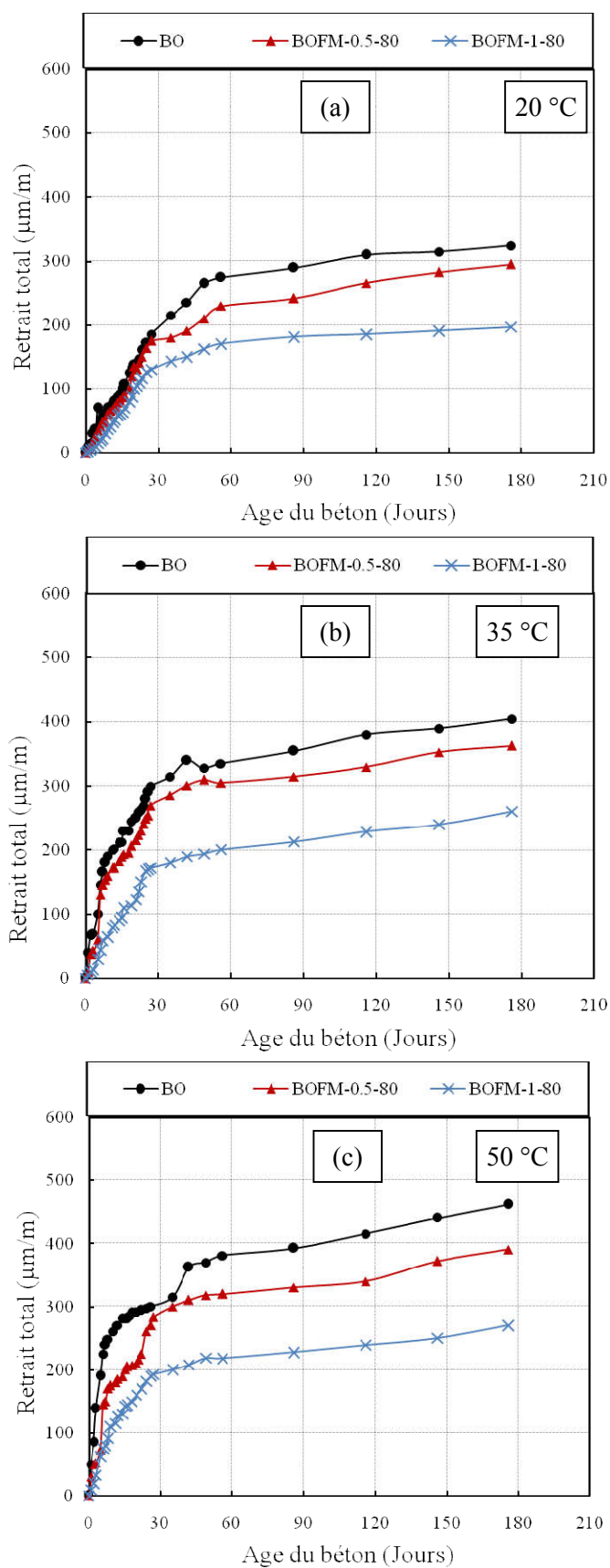


Figure 5-9 : Effet du dosage de fibres métalliques d'élançement 80 sur le retrait total de béton ordinaire fibré : (a) température de cure 20 °C ; (b) température de cure 35 °C ; (c) température de cure 50 °C.

En général, l'addition de 0,5 % de fibres métalliques réduit le retrait au jeune âge jusqu'à 15%, 36% et 20 % par rapport au béton sans fibres sous les températures de cure de 20 °C, 35 °C et 50°C respectivement. A long terme les réductions sont de 3%, 10% et 13% sous les conditions isothermes de 20°C, 35 °C et 50 °C respectivement.

Pour l'addition de 1% de fibres métalliques, les réductions du retrait total au jeune âge sont de 39 %, 58% et 50% pour les conditions isothermes de 20 °C, 35 °C et 50 °C respectivement. A long terme, les réductions sont 18 %, 26% et 33% sous les températures de cure de 20 °C, 35 °C et 50°C respectivement.

La Figure 5-10 montre l'effet du dosage des fibres métalliques d'éclancements 55 sur le retrait total de béton à haute résistance en présence de la fumée de silice sous les températures de cure (20 °C, 35 °C et 50 °C). La Figure 5-11 montre l'effet du dosage des fibres métalliques d'éclancements 80 sur le retrait total.

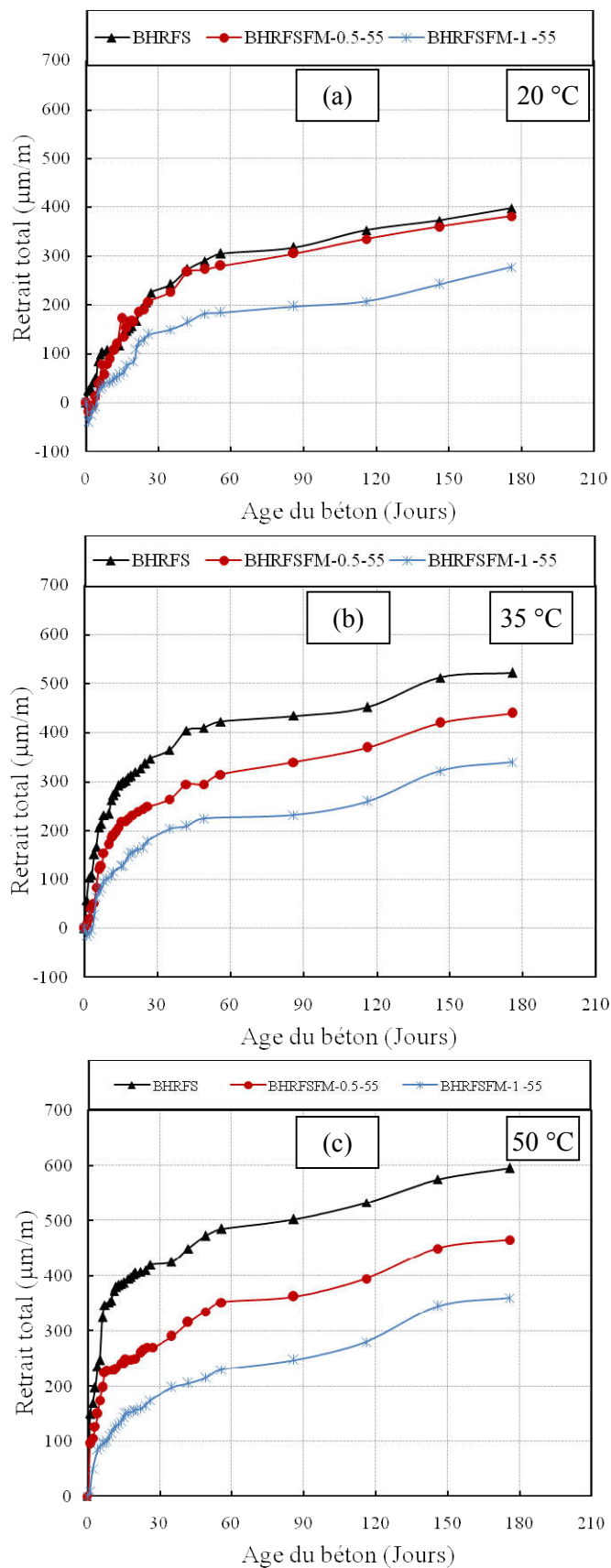


Figure 5-10: Effet du dosage de fibres métalliques d'élancement 55 sur le retrait total de béton à haute résistance en présence de la fumée de silice : (a) température de cure 20 °C ; (b) température de cure 35 °C ; (c) température de cure 50 °C.

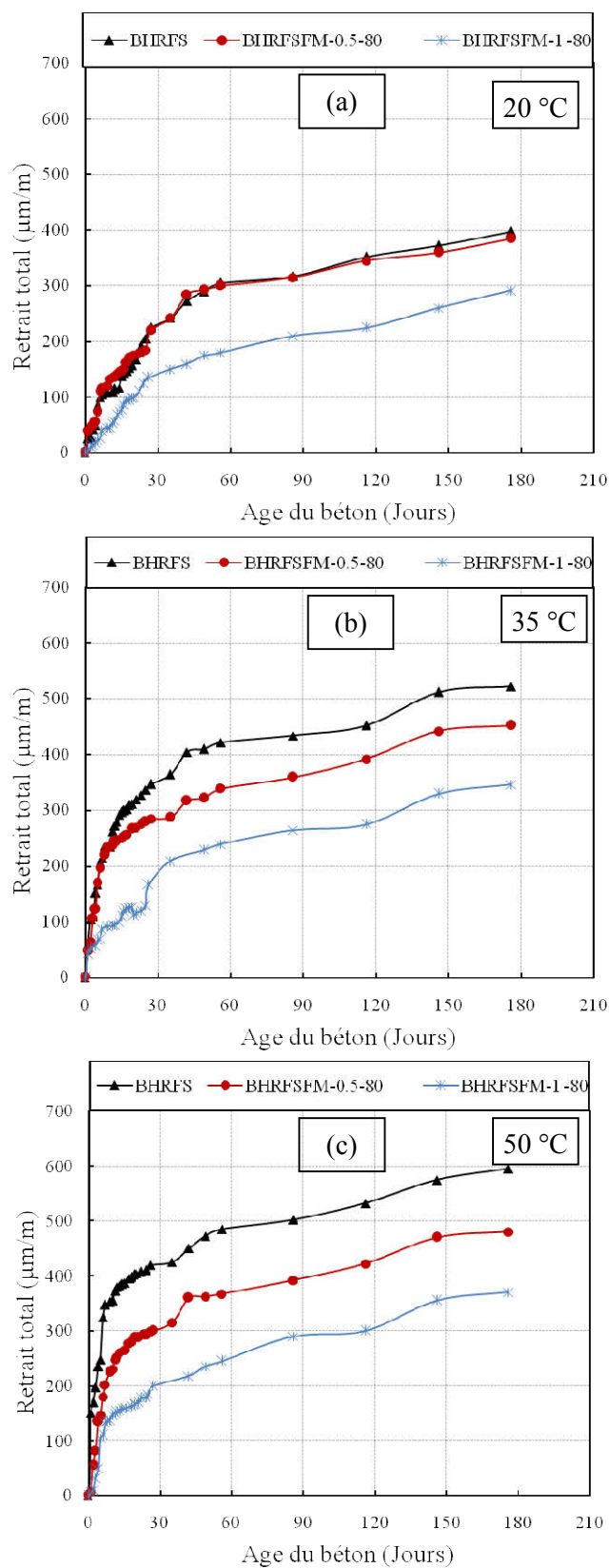


Figure 5-11 : Effet du dosage de fibres métalliques d'élançement 80 sur le retrait total de béton à haute résistance en présence de la fumée de silice : (a) température de cure 20 °C ; (b) température de cure 35 °C ; (c) température de cure 50 °C.

L'analyse des résultats de BHRFS et BHRFSFM montre que pour l'addition de 0,5% de fibres métalliques, les réductions de retrait total au jeune âge sont de 27 %, 46% et 29% pour les conditions isothermes de 20 °C, 35 °C et 50 °C respectivement. A long terme, les réductions sont 3 %, 10% et 13% sous les températures de cure de 20°C, 35°C et 50°C respectivement.

L'inclusion de 1% de FM dans BHRFS réduit le retrait total au jeune âge de 50 %, 70% et 65% pour les conditions isothermes 20 °C, 35 °C et 50 °C respectivement. A long terme, les réductions sont 25 %, 32 % et 42 % sous les températures de cure de 20 °C, 35 °C et 50°C respectivement.

Le retrait diminue avec l'augmentation du dosage de fibres métalliques quelque soit le type de bétons (BO ou BHRFS). Le retrait génère des contraintes de traction internes dans la pâte de ciment, lorsqu'elles dépassent la résistance à la traction apparente du béton, elles induisent des microfissures (*Bissonnette et Pigeon 1995, Lura et al. 2001*). Cette microfissuration conduit à une relaxation de l'éprouvette ce qui crée un nouveau retrait dans la pâte de ciment (*Loukili 1996*). La présence des fibres métalliques permet d'augmenter la résistance à la traction du béton fibré, de couvrir les microfissures et résister aux tensions capillaires par l'empêchement du mouvement de la pâte de ciment grâce à la rigidité élevée des fibres métalliques. Ceci explique pourquoi le pourcentage de la réduction du retrait au jeune âge est plus grand que celui à long terme.

On remarque que les réductions de retrait total de (BHRFSFM) sont plus importantes que béton ordinaire fibré, ceci est dû que la fumée de silice (très fine) améliore la dispersion des fibres dans la matrice cimentaire et augmente d'adhérence d'interface fibre-ciment (*Nili et Afroughsabet 2010*).

La Figure 5-12 illustre l'effet du dosage des fibres en polypropylènes sur le retrait total de béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFP) sous les températures de cure (20 °C, 35 °C et 50 °C).



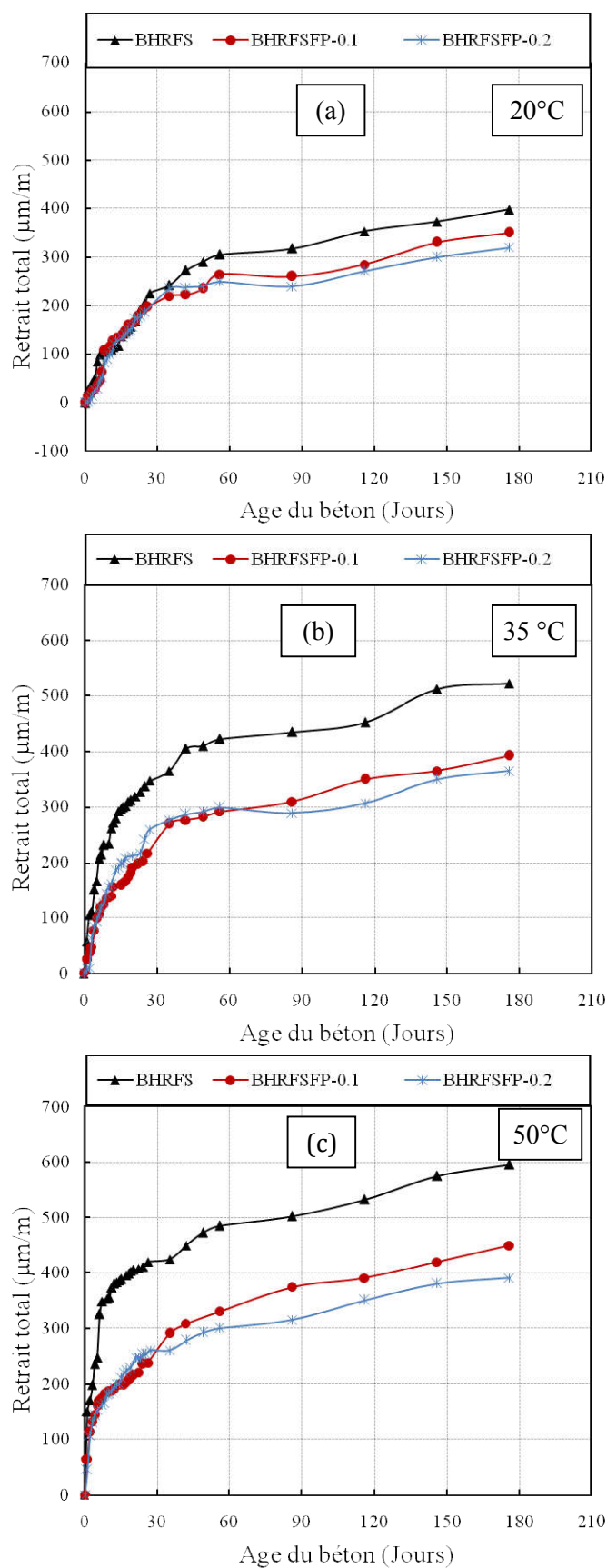


Figure 5-12 : Effet du dosage de fibres en polypropylènes sur le retrait total de béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice : (a) température de cure 20 °C ; (b) température de cure 35 °C ; (c) température de cure 50 °C.

La Figure 5-12 montre que le retrait total diminue avec l'augmentation du dosage des fibres en polypropylène. L'addition de 0,1 % de fibres en polypropylènes réduit le retrait total au jeune âge jusqu'au 35%, 69% et 47 % sous température de cure de 20°C, 35°C et 50°C respectivement. A long terme les réductions de retrait total sont 12%, 20% et 29% sous les conditions isothermes de 20°C, 35 °C et 50 °C respectivement.

Pour l'addition de 0,2 % de fibres en polypropylènes, les réductions de retrait total au jeune âge sont de 60%, 92 % et 56 % pour les conditions isothermes de 20 °C, 35 °C et 50 °C respectivement. A long terme, les réductions sont 31 %, 40% et 45 % sous les températures de cure de 20 °C, 35 °C et 50°C respectivement.

Les fibres polypropylènes ne peuvent pas empêcher l'écoulement de la pâte cimentaire au jeune âge et conservent la stabilité du volume du béton fibré en raison de son faible module élastique (5 GPa). Ce type de fibre peut inhiber seulement les microfissures et leurs propagations au jeune âge.

Les résultats montrent que les fibres en polypropylène sont plus efficaces sur le retrait total par rapport aux fibres métalliques.

#### **5.4.3.2 Comparaison du retrait total entre mono-fibre et hybridation**

La Figure 5-13 montre l'évolution du retrait total en cas de mono-fibre (0.1% de fibre polypropylène et 0.5% de fibre métallique d'éclatement 55) et de fibre hybride sous différentes températures de cure.

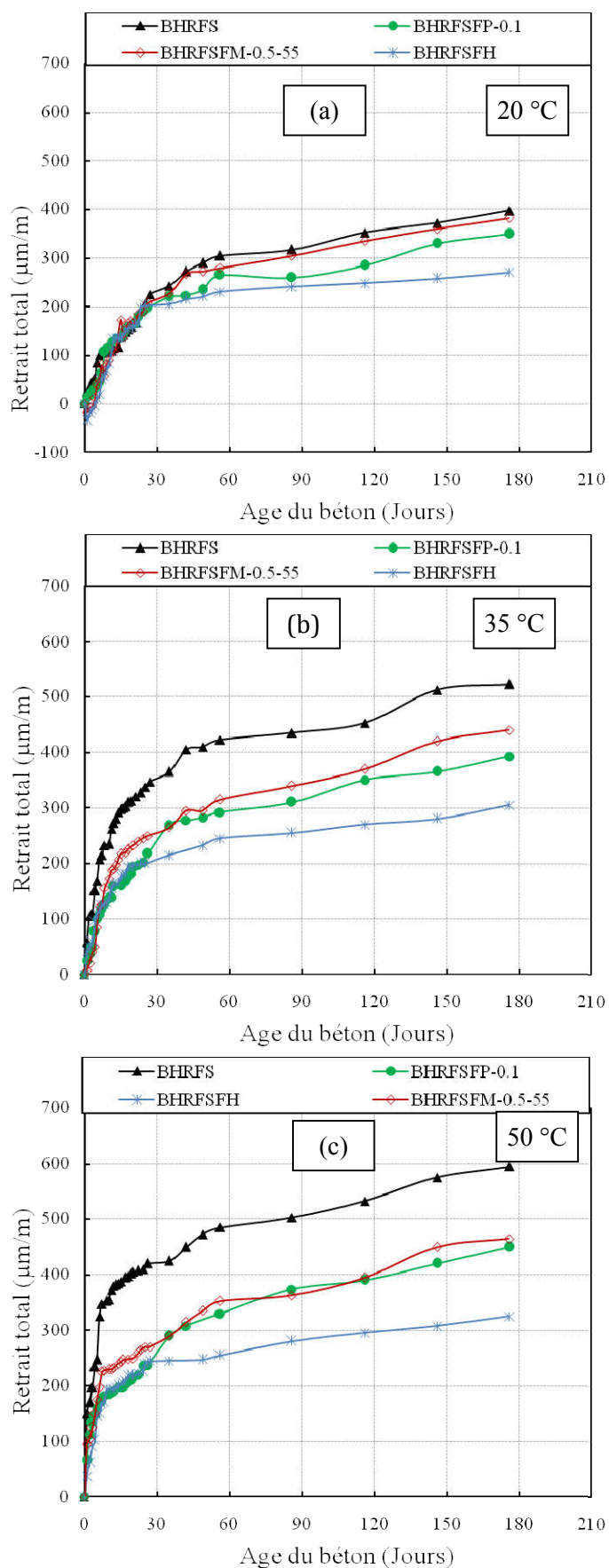


Figure 5-13 : Evolution du retrait total de mono-fibre et fibre hybride : (a) température de cure 20 °C ; (b) température de cure 35 °C ; (c) température de cure 50 °C.

D'après les figures, le mélange BHRFSFH, les réductions sont de 60%, 71% et 63% à température isotherme de 20°C, 35°C et 50°C respectivement. A long terme, les réductions sont 30%, 42% et 48% sous les températures de cure de 20 °C, 35 °C et 50°C respectivement. L'hybridation de fibre réduit le retrait total de manière significative par rapport à la mono-fibre. Ceci est expliqué par l'effet combiné des deux fibres utilisées dans l'hybridation. Les fibres métalliques empêchent les macro-fissures et résistent à la dépression capillaire et les fibres polypropylènes inhibent les microfissures (Bouziadi et al. 2016, Sant Dawood et Ramli 2011, Nili et Afroughsabet 2010, Pelisser et al. 2010).

### 5.4.3.3 Influence l'élancement sur le retrait total libre

La Figure 5-14 est dédiée à l'effet de l'élancement ( $l_f/d_f$ ) sur la déformation du retrait total dans le béton ordinaire fibré par l'addition de 0,5 % de FM et la Figure 5-15 représenté l'influence de ( $l_f/d_f$ ) sur le retrait total de même béton avec une inclusion de 1 % de fibres métalliques.

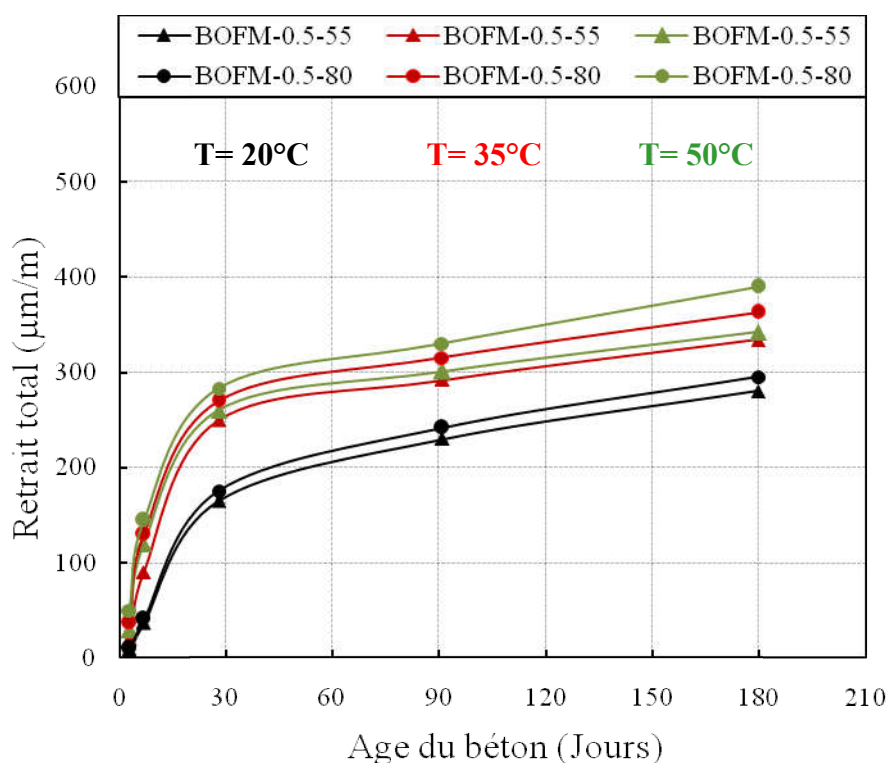


Figure 5-14 : Effet de l'élancement de fibres métalliques sur le retrait total de béton ordinaire fibré par l'addition de 0,5 % de FM.

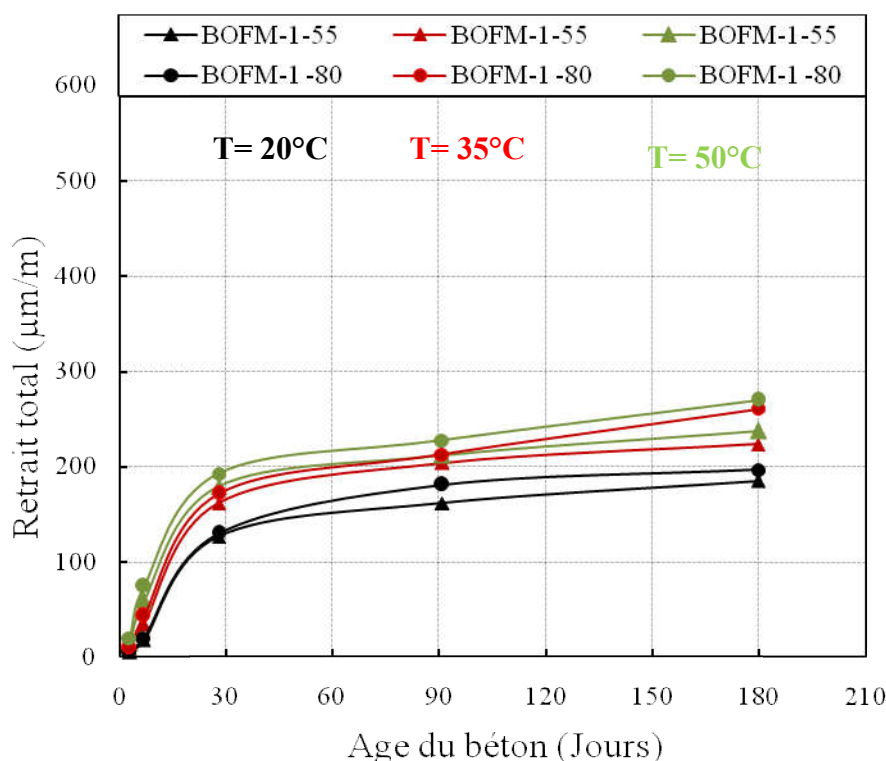


Figure 5-15 : Effet de l'élancement de fibres métalliques sur le retrait total de béton ordinaire fibré par l'addition de 1 % de FM.

Les résultats montrent que l'élancement des fibres a une légère influence sur le retrait total. L'influence de l'élancement sur le retrait total n'apparaît qu'après 30, 13 et 7 jours sous les conditions isothermes 20°C, 35°C et 50°C respectivement. Le taux de réduction du retrait pour ( $l_f/d_f=55$ ) par rapport au béton ordinaire (BO) est 10%, 20% et 35% sous les conditions isothermes 20°C, 35°C et 50°C respectivement et pour ( $l_f/d_f=80$ ) les réductions sont 5%, 15% et 25% sous les conditions isothermes 20°C, 35°C et 50°C respectivement.

L'addition du dosage de 1 % de FM d'élancement 55 donne des réductions de retrait total à long terme de 25%, 35% et 48% à température de cure de 20°C, 35°C et 50°C respectivement et pour l'élancement 80, les réductions sont de 18%, 26% et 36% respectivement. L'apparition de l'écart de différence entre deux type d'élancement est ressentit à partir de 30, 12 et 5 jours sous les conditions isothermes 20°C, 35°C et 50°C respectivement.

La Figure 5-16 représente l'effet de l'élancement ( $l_f/d_f$ ) sur le retrait total dans le béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM) par l'addition de 0,5 % de FM et la Figure 5-17 est représentée influence de ( $l_f/d_f$ ) sur le retrait total de même béton en inclusion de 1 % de FM.

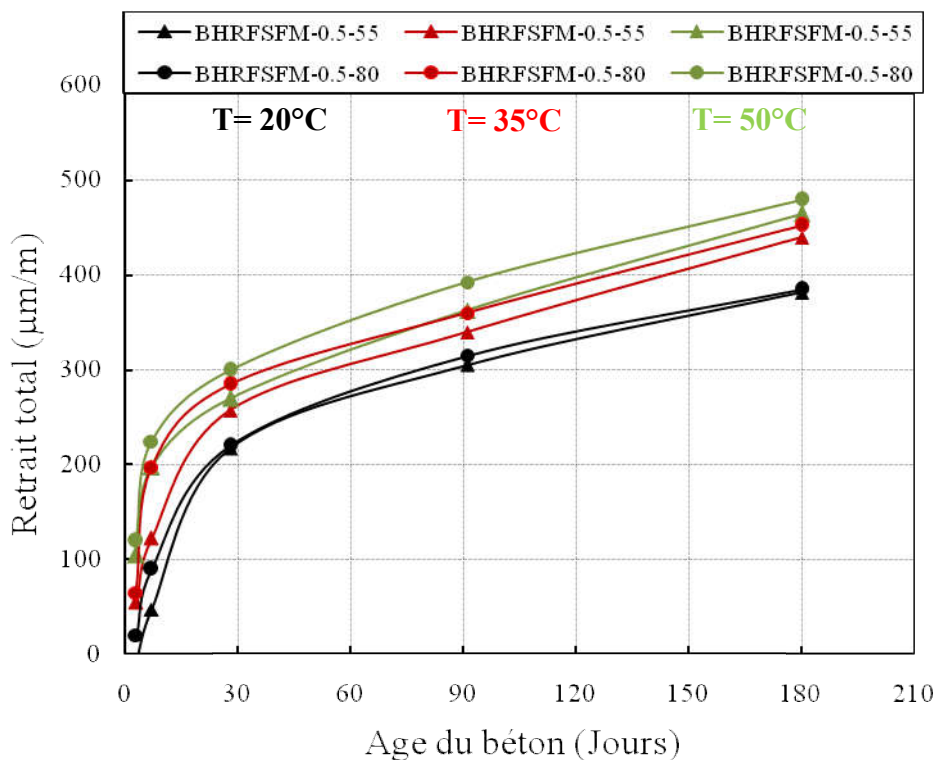


Figure 5-16 : Effet de l'éclancement de fibres métalliques sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM) addition de 0,5 % de FM.

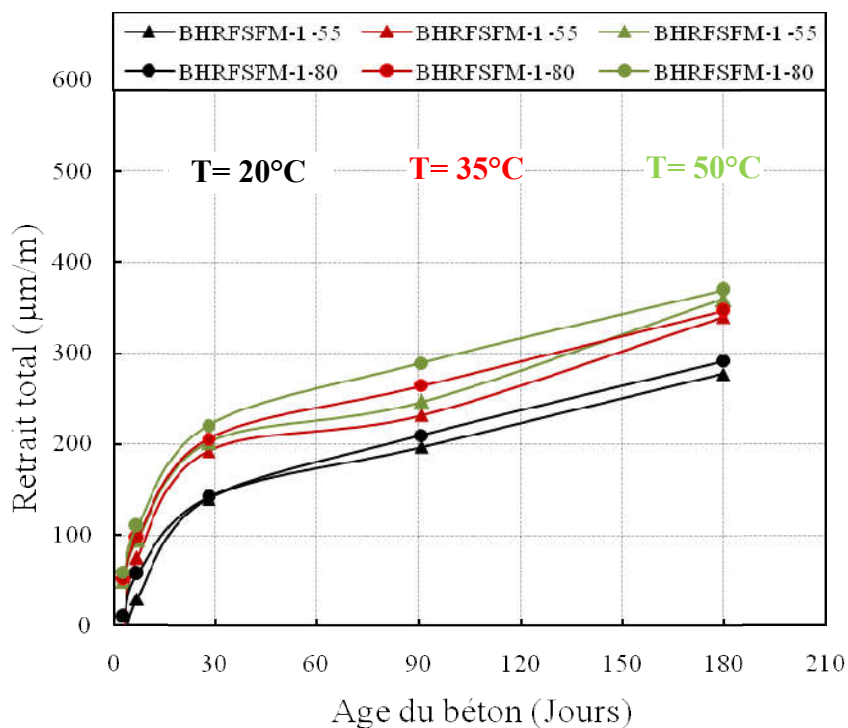


Figure 5-17 : Effet de l'éclancement de fibres métalliques sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM) addition de 1 % de FM.

On trouve les mêmes résultats expérimentaux pour le béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM). L'influence de l'élançement total sur le retrait total n'apparaît qu'après 60, 28 et 7 jours sous les conditions isothermes 20°C, 35°C et 50°C respectivement.

Pour l'inclusion de 0,5 % de fibres métalliques d'élançement 55, les réductions de retrait total par rapport au béton de référence (BHRFS) sont 20%, 32% et 41% sous les conditions isothermes 20°C, 35°C et 50°C respectivement. Pour les FM ( $l_f/d_f=80$ ), les réductions sont 13%, 22% et 31% sous les conditions isothermes 20°C, 35°C et 50°C respectivement.

Par l'addition de 1% de fibres métalliques d'élançement 55, les réductions de retrait total par rapport au béton de référence (BHRFS) sont 35%, 43% et 59% sous les conditions isothermes 20°C, 35°C et 50°C respectivement. Pour les FM ( $l_f/d_f=80$ ), les réductions sont 23%, 36% et 46% sous les conditions isothermes 20°C, 35°C et 50°C respectivement.

On constate que la réduction dans les fibres d'élançement de 55 est supérieure à celui de l'élançement 80 quelque soit le type de béton (BOFM ou BHRFSFM). En effet, les mélanges avec les fibres d'élançement 55 ont une bonne ouvrabilité que ceux avec des fibres d'élançement 80, l'augmentation dans l'ouvrabilité conduit à réduire le retrait par une bonne orientation et une bonne distribution *de fibres* (Boulekbache et al. 2012, Boulekbache et al. 2010). En d'autres termes, on peut expliquer l'influence de l'ouvrabilité sur le retrait par le phénomène d'hétérogénéité mécanique, e.g , où les zones de faible concentration des fibres métalliques, la pâte de ciment est plus exposée à la microfissure; donc la fibre métallique d'élançement 55 à une bonne concentration dans le cœur de l'éprouvette du béton fibré grâce à sa bonne distribution par rapport à la fibre métallique d'élançement 80 (Bouziadi et al. 2016).

#### **5.4.4 Influence de la température de cure**

##### **5.4.4.1 Bétons ordinaires**

Les Figures 5-18, 5-19, 5-20, Figure 5-21 et 5-22 montrent l'évolution du retrait total en fonction de la température de cure pendant 180 jours sous différentes températures de cure pour le béton ordinaire (BO) et béton ordinaire fibré (BOFM).

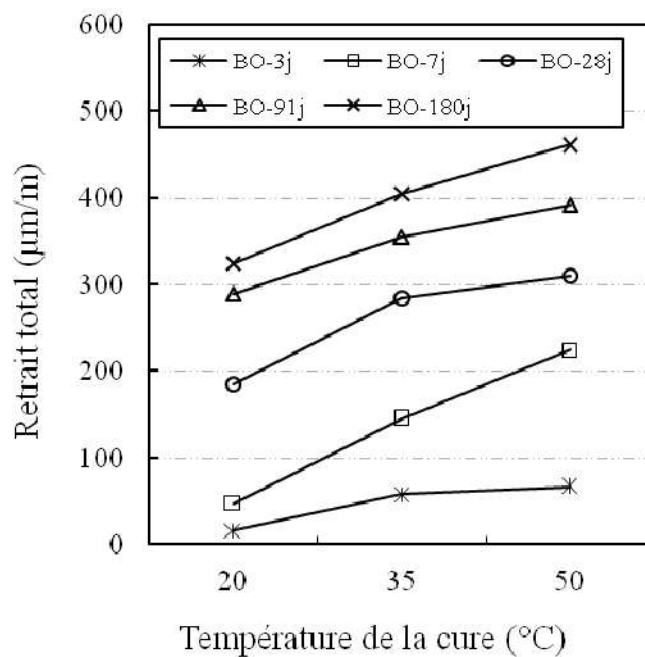


Figure 5-18 : Effet de la température de cure sur le retrait total du béton ordinaire (BO)

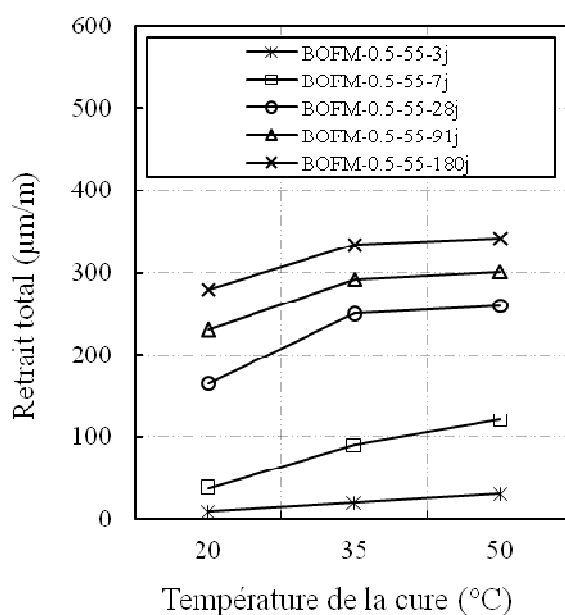


Figure 5-19 : Effet de la température de cure sur le retrait total du béton ordinaire fibré (BOFM-0,5-55).



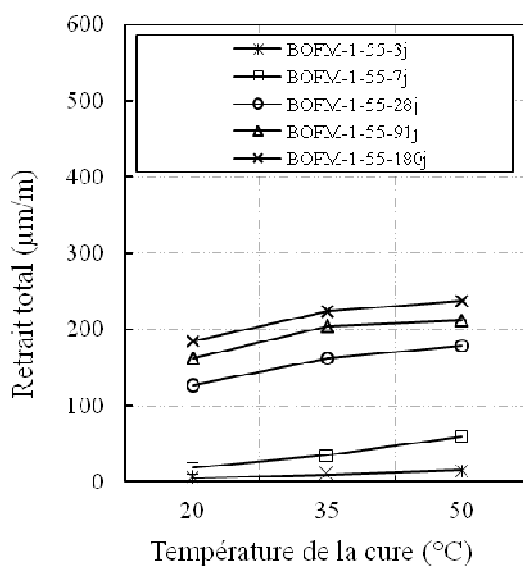


Figure 5-20 : Effet de la température de cure sur le retrait total de béton ordinaire fibré (BOFM-1-55).

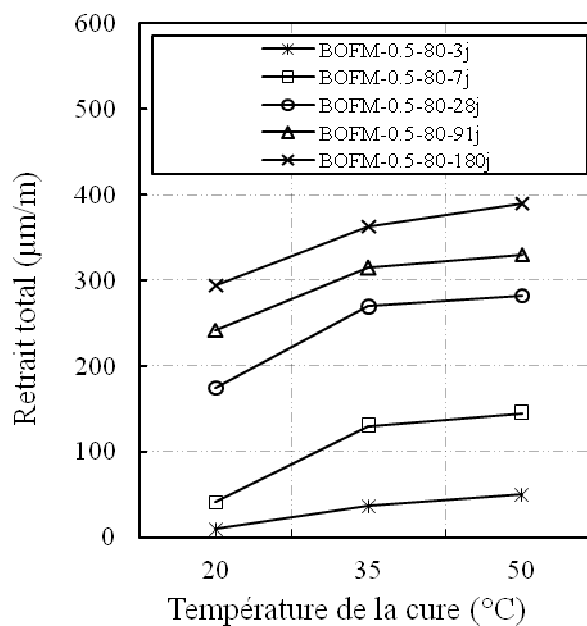


Figure 5-21 : Effet de la température de cure sur le retrait total de béton ordinaire fibré (BOFM-0,5-80).

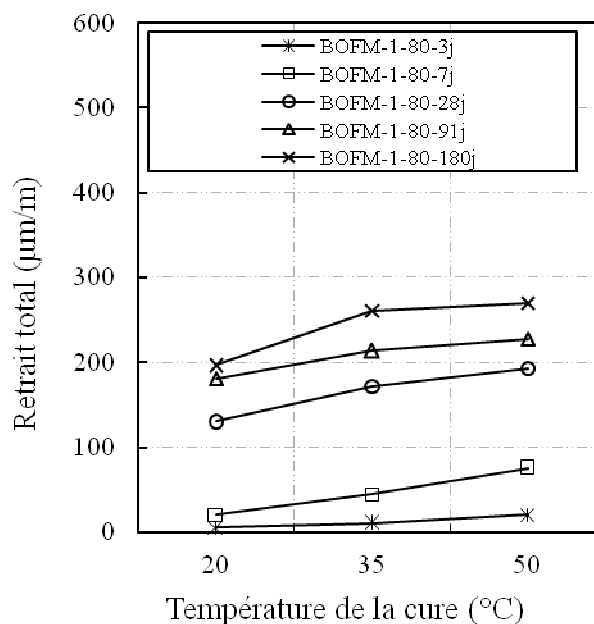


Figure 5-22 : Effet de la température de cure sur le retrait total de béton ordinaire fibré (BOFM-1-80).

La cinétique et la magnitude du retrait total varient de manière significative avec la température de cure. En général, une température élevée induit un retrait total important et augmente sa vitesse d'évolution. L'influence de la température de cure est plus importante au jeune âge qu'à long terme dû à la création de microfissures.

Au jeune âge, en général on remarque que la cinétique du retrait total est accélérée par l'augmentation de la température, la pente initiale de déformation du retrait total va être stabilisée à partir du 14<sup>e</sup> jour pour 50  $^{\circ}\text{C}$ , du 45<sup>e</sup> jour pour 35 $^{\circ}\text{C}$  et du 80<sup>e</sup> jour pour 20 $^{\circ}\text{C}$ .

#### 5.4.4.2 Bétons à hautes résistances

La Figure 5-23 montre l'évolution du retrait total en fonction du température de cure pendant 180 jours sous différentes températures de cure pour le béton à haute résistance (BHR) et la Figure 5-24 est représentée l'évolution du retrait total en fonction du température de cure pendant 180 jours sous différentes températures de cure pour le béton à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFS).

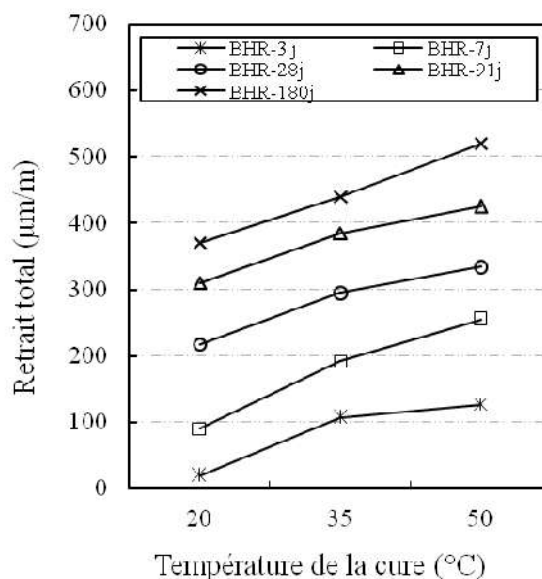


Figure 5-23 : Effet de la température de cure sur le retrait total du béton à haute résistance (BHR).

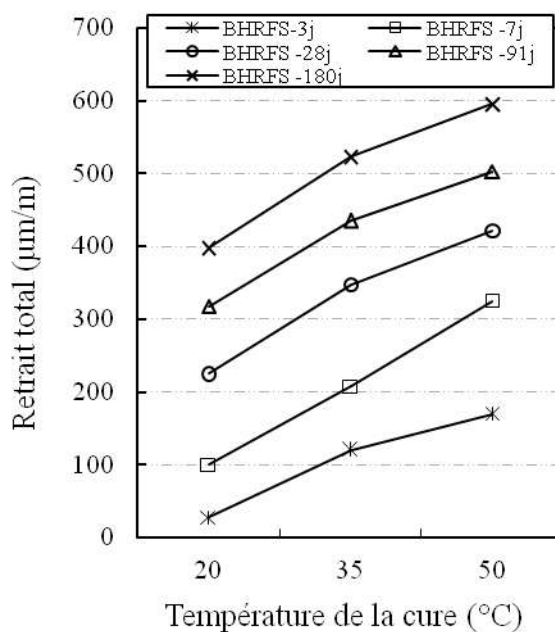


Figure 5-24 : Effet de la température de cure sur le retrait total du béton à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFS).

Les figures montrent que quelque soit le type du béton, l'augmentation de la température de cure provoque un accroissement du retrait total durant les 180 jours. Au jeune âge, on constate que la pente initiale de l'accélération des déformations augmente avec la température de cure. Loukili & al. (Loukili et al. 2000) ont montré que l'amplitude du retrait était fortement affectée par l'historique de température durant les premiers jours d'hydratation.

Jensen & Hansen (Jensen et Hansen 1999) ont également travaillé sur l'évolution de l'humidité relative au cours du temps en fonction de la température. Ils ont observé les mêmes tendances pour le retrait endogène, ce qui laisse dire que les deux paramètres sont dépendants. Cela est dû à la vitesse d'hydratation du ciment qui a tendance à s'hydrater plus rapidement à des températures élevées. Cette variation d'hydratation est directement liée à la densité des C-S-H. En effet, plus la température est élevée, plus les C-S-H se densifient (Pertue 2008). Cette élévation de densité entraîne une modification de la taille des pores capillaires (Mounanga et al. 2006, Turcry et al. 2002).

Le nombre de pores de faible rayon étant plus important pour des températures élevées, la tension capillaire est plus importante et donc le retrait enregistré est également plus élevé (Pertue 2008).

Dans les Figures 5-25, 5-26, 5-27 et 5-28 sont représentées l'évolution du retrait total en fonction du température de cure pendant 180 jours sous différentes températures de cure pour le béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice en addition des fibres métalliques (BHRFSFM).

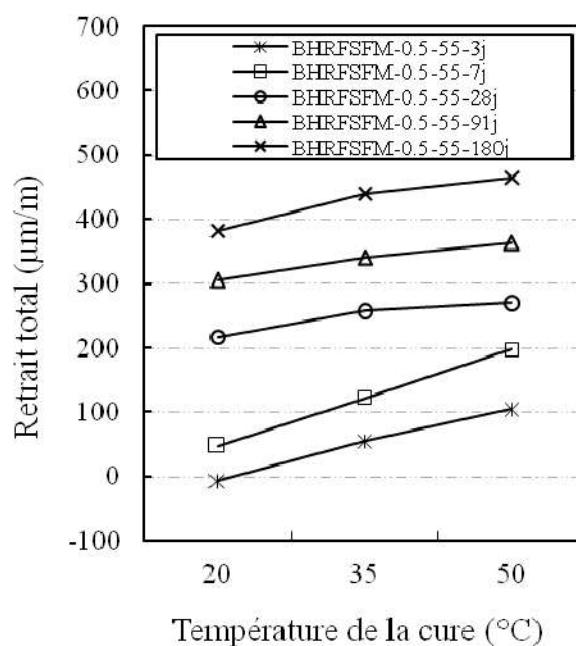


Figure 5-25 : Effet de la température de cure sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM-0,5-55).

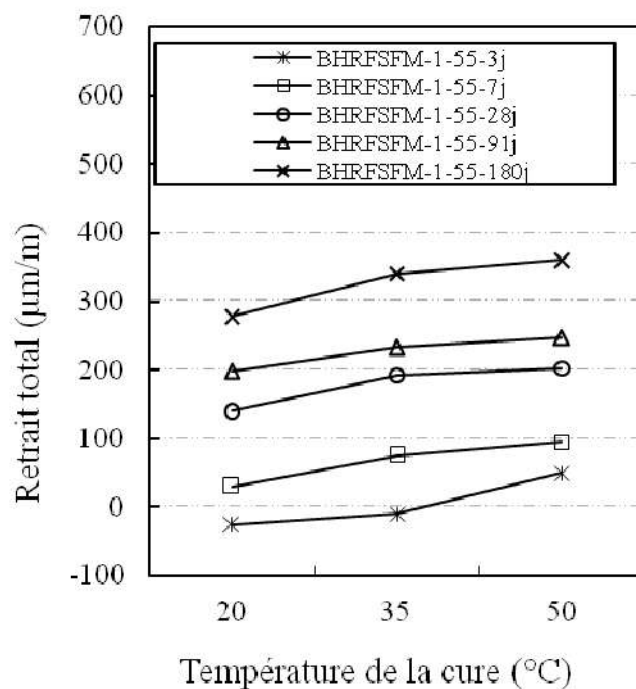


Figure 5-26 : Effet de la température de cure sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM-1-55).

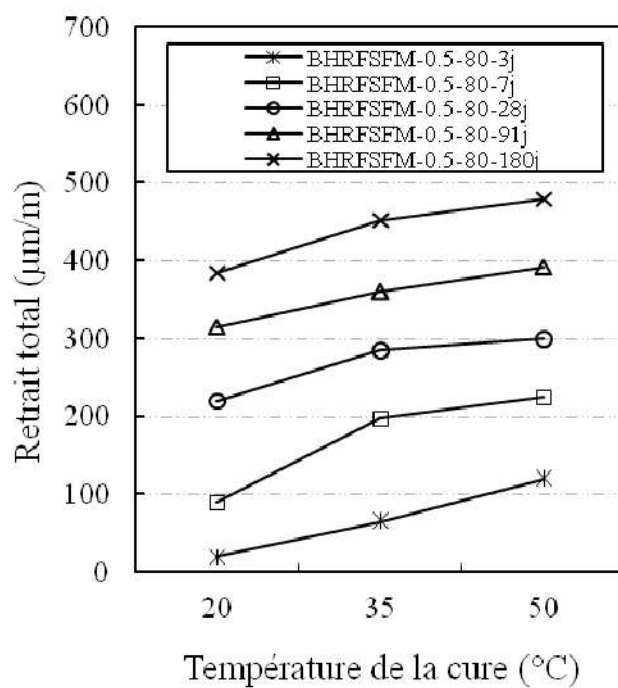


Figure 5-27 : Effet de la température de cure sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM-0,5-80).

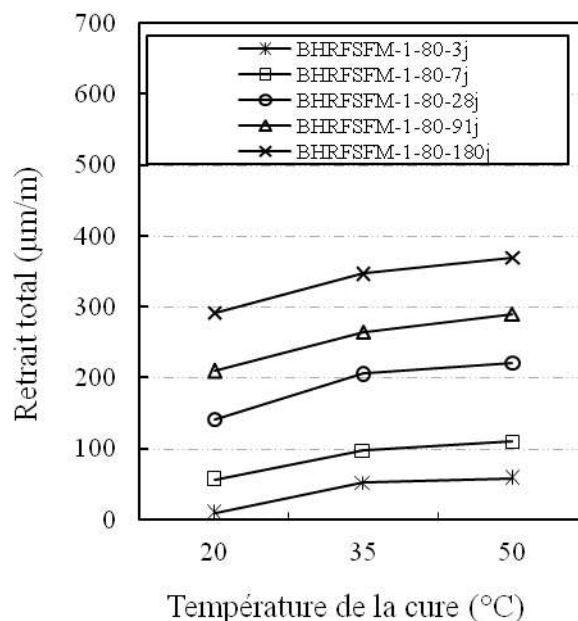


Figure 5-28 : Effet de la température de cure sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM-1-80).

La cinétique et la magnitude du retrait total varient de manière significative avec la température de cure. Les écarts du retrait ne sont pas proportionnels aux écarts de températures. Les résultats montrent que l'augmentation du retrait total des bétons due à l'élévation de la température de cure de 20°C à 35°C est plus grande que celle de 35°C à 50°C. Cet écart peut être expliqué par le mécanisme d'hydratation et le potentiel des différentes réactions du ciment et leur relation avec la température (Jiang et al. 2014, Carino et Lew 2001).

Par ailleurs, on a enregistré une expansion dans le béton fibré (BHRFSFM-0.5-55) sous la température de 20°C et ce qui commence avec une valeur de (-17 µm/m) jusqu'à son élimination totale au quatrième jour. De même, pour le béton fibré (BHRFSFM-1-55) qui donne des expansions atteignant -40 µm/m et -15 µm/m sous température 20 °C et 35 °C respectivement. Ces expansions s'éliminent totalement après six jours pour 20°C et trois jours pour 35°C. Le pic d'expansion (-35 µm/m) a été enregistré dans le béton fibré (BHRFSFM) sous la température de 20°C. Cette expansion est due à la diminution de la fissuration du béton, ce qui conduit à un béton moins perméable. Le béton fibré conserve son humidité relative interne dans le mélange qui crée une expansion locale, cette expansion diminue avec l'augmentation de la température de cure et avec le temps en raison de l'apparition des fissures qui contribuent à émerger l'eau des pores capillaires vers l'extérieur, ce qui permet de diminuer l'humidité relative interne puis déclencher le retrait. Cependant on n'a pas observé une expansion sous la température de 50 °C, qui ne permet pas au béton fibré de conserver son humidité relative interne. Ces expansions permettant par la suite au béton un gain de retrait.

Au jeune âge, on observe que la cinétique du retrait total est accélérée par l'augmentation de la température, la pente initiale de déformation du retrait total va être stabilisée à partir du 6<sup>e</sup> jour pour 50 °C, du 23<sup>e</sup> jour pour 35°C et du 60<sup>e</sup> jour pour 20°C. L'élévation de température augmente la formation de microfissures et macro-fissures au jeune âge et ceci permet d'augmenter la cinétique et la magnitude du retrait total (*Maruyama et Teramoto 2013, Chu et al. 2012, Lura et al. 2001, Jensen et Hansen 1999*). L'élévation de la température provoque l'accélération de l'hydratation et une distribution non uniforme des CSH, ce qui conduit à une augmentation de C-S-H. Cette élévation de densité des CSH entraîne une modification de la taille des pores capillaires ; les rayons des pores capillaires étant moins importants pour des températures élevées (*Mounanga et al. 2006, Chu et al. 2012*).

L'eau qui se trouve dans les pores capillaires émerge vers l'extérieur avec une vitesse qui s'accélère avec l'augmentation de la température de cure par le phénomène de ressuage entraînant une chute rapide de l'humidité relative à l'intérieur du béton (*Jiang et al. 2005, Chu et al. 12, Juarez et al. 2015, Li et al. 2012, Sant 2012*) . L'abaissement de l'humidité relative interne du béton à haute résistance induit directement une hausse de la dépression capillaire. La dépression capillaire résulte de l'équilibre liquide-vapeur dans la porosité capillaire du béton. La diminution de l'humidité relative au sein du béton du fait de l'élévation de la température de cure induit une diminution de la pression de l'eau liquide, provoquée par la vaporisation de cette dernière. La coexistence des phases liquides (eau) et gazeuses (vapeur d'eau et air sec) entraîne la formation d'un ménisque à l'interface liquide-gaz, et donc l'apparition de tensions capillaires. Elles entraînent alors la contraction du squelette solide et provoquent ainsi le retrait. Ce phénomène résulte des lois de Laplace et de Kelvin qui décrivent l'équilibre d'un ménisque. Les lois de Laplace et Kelvin montrent que la tension capillaire augmente avec l'augmentation de la température et la diminution du rayon des pores où le ménisque existe et par la suite la tension capillaire est plus importante et donc la déformation du retrait total est également plus élevée. La taille moyenne des pores capillaires se réduit donc au cours de l'hydratation, ce qui conduit à des dépressions capillaires plus fortes lors du processus d'hydratation augmenté dû à l'élévation de température (*Lura et al. 2003, Chu et al. 2012, Maruyama et Teramoto 2013*).

#### **5.4.4.3 Bétons à hautes résistances avec fumée et FP**

Les Figures 5-29, 5-30 et 5-31 représentent l'évolution du retrait total en fonction du température de cure pendant 180 jours sous différentes températures de cure pour le béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice en addition les fibres polypropylènes (BHRFSFP).

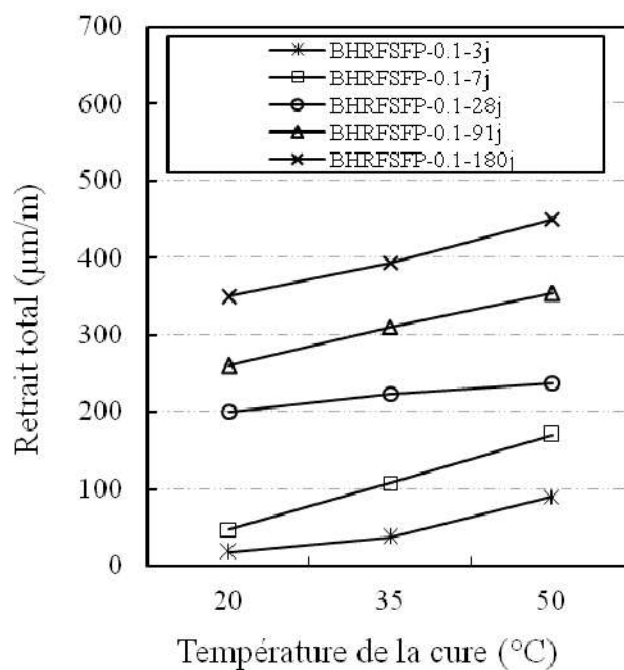


Figure 5-29 : Effet de la température de cure sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFP-0,1).

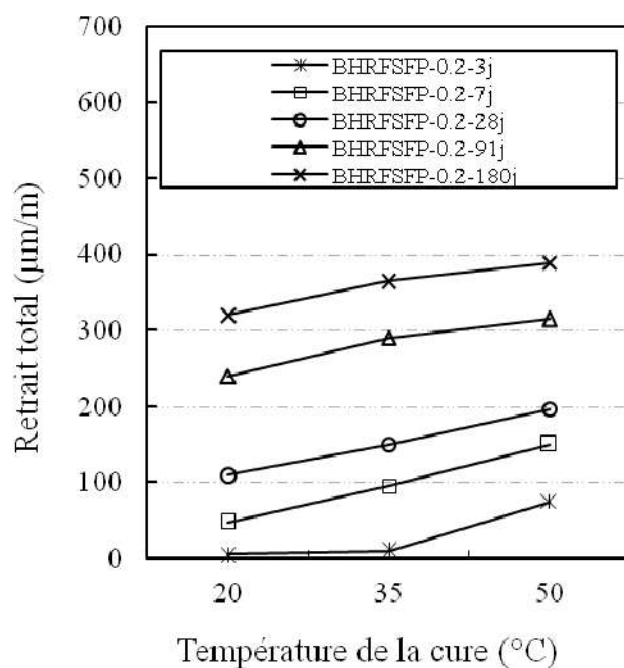


Figure 5-30 : Effet de la température de cure sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFP-0,2).



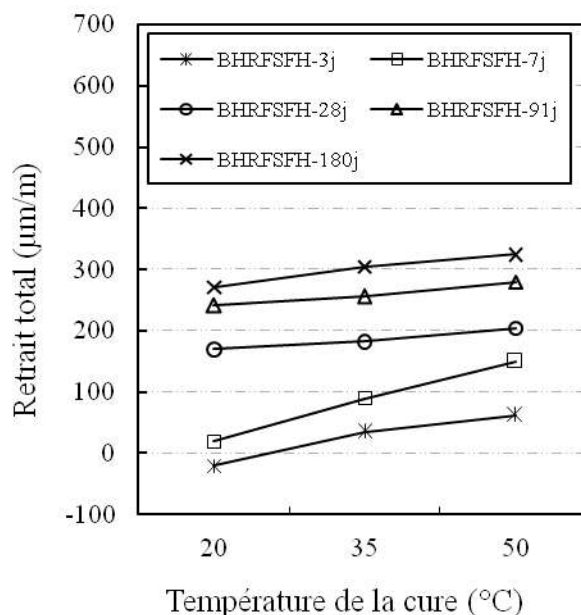


Figure 5-31 : Effet de la température de cure sur le retrait total du béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFH).

Les valeurs du retrait total sont proportionnelles aux températures de cure, ceci peut être expliqué par la relation entre les comportements physiques des fibres et la température de cure telle que la flexibilité et la ductilité des fibres. Les fibres sous une température de cure de 50 °C deviennent plus flexibles et ductiles par rapport aux températures de cures de 35°C et 20°C ce qui permet de mitiger les microfissures et les macro-fissures et diminuer le retrait total.

#### 5.4.5 Relation du retrait-résistance en compression

Nous avons analysé les trois paramètres majeurs : la résistance à la compression, la résistance à la traction par flexion et le retrait total. Ces trois paramètres sont les facteurs qui paramètrent l'apparition de la fissuration dans les matériaux cimentaires. En effet, les résistances mécaniques vont être des paramètres qui vont piloter l'apparition de la fissure du point de vue mécanique, une résistance importante va retarder la fissure. La diminution de déformation va entraîner directement une augmentation de la contrainte interne du matériau. On va définir une relation entre le retrait total et la résistance à la compression. Pour expliquer les phénomènes qui entrent en jeu dans l'apparition de la fissure. En effet, un matériau dont la résistance à la traction est importante, va résister à la fissuration et générer des contraintes plus importantes au sein de la matrice cimentaire.

La relation entre le retrait et résistance à la compression est de la forme (Schrage et Springenschmid 1996, Tazawa et Miyazawa 1997, Itim et al. 2011):

$$\varepsilon_{\text{Retrait}} = A \times R_{\text{résistance}} + B \quad [5-3]$$

Où A : représente le coefficient cinétique selon le développement de la résistance à la compression

B : le retrait total initial quand la résistance commence à se développer,

$\epsilon$  et R sont le retrait total et la résistance à la compression mesurés au même âge respectivement.

La Figure 5-32 représente la linéarité entre la résistance à la compression et le retrait total sous trois températures de cure (20 °C, 35 °C et 50 °C) pour les bétons (BHR, BHRFS et BHRFSF) avec coefficient de corrélation est égale 0,895 ( $R^2=0,895$ ) à 20°C. La Figure 5-33 est représentée la linéarité entre la résistance à la compression et le retrait total sous trois températures de cure (20 °C, 35°C et 50 °C) pour le bétons ordinaire et fibrés b avec un coefficient de corrélation est égale 0,807 ( $R^2=0,807$ ) pour à 20 °C.

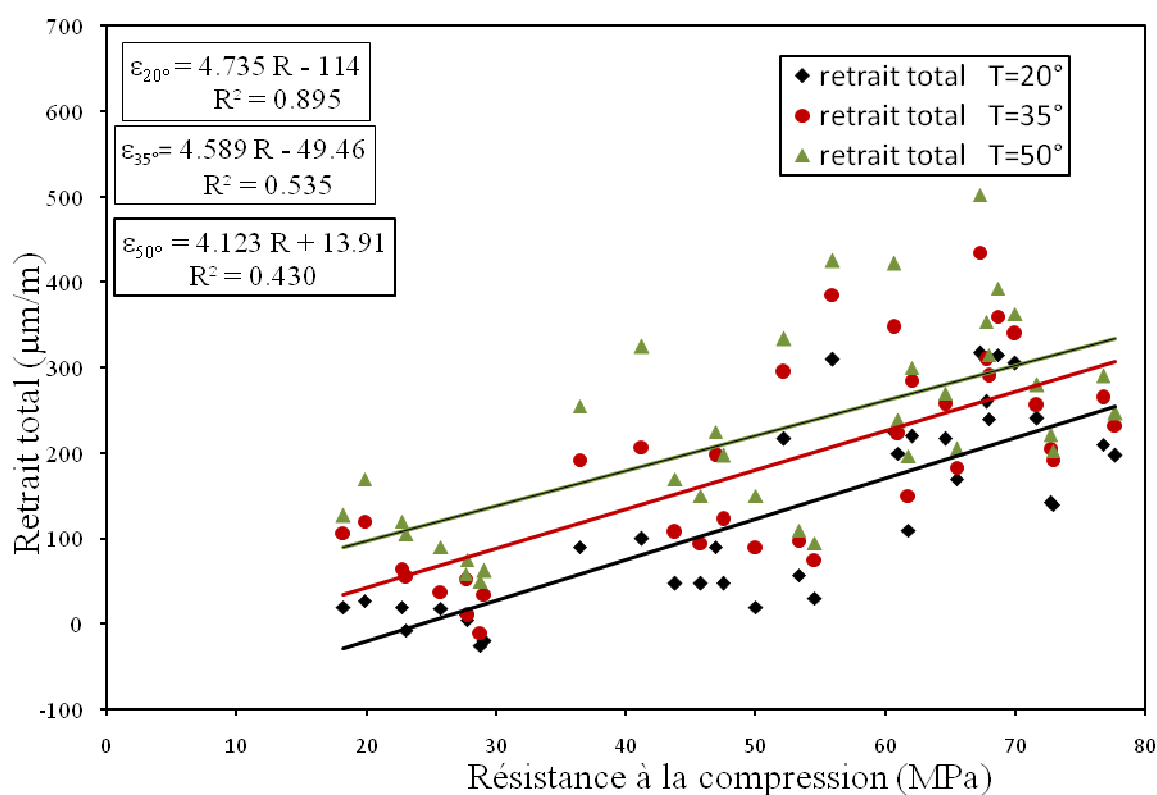


Figure 5-32 : Relation entre la résistance à la compression et le retrait total pour les bétons (BHR, BHRFS et BHRFSF). ( $\epsilon_{20^\circ}$  : retrait total à 20 °C,  $\epsilon_{35^\circ}$  : retrait total à 35 °C,  $\epsilon_{50^\circ}$  : retrait total à 50 °C, R :résistance à la compression ,  $R^2$  :coefficient de corrélation ).

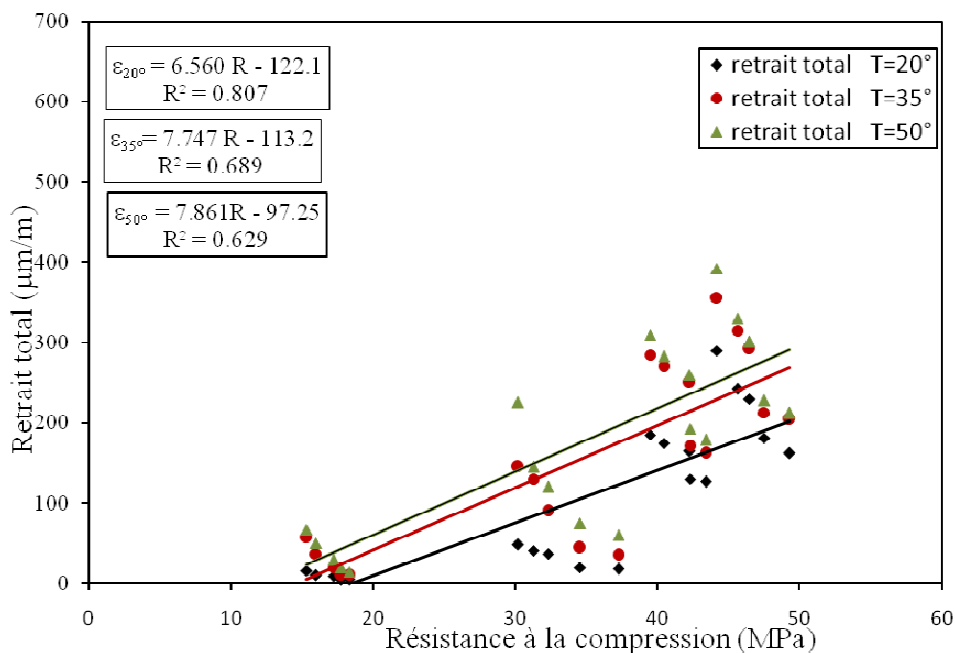


Figure 5-33 : Relation entre la résistance à la compression et le retrait total pour les bétons (BO et BOF). ( $\epsilon_{20^\circ}$  : retrait total à 20 °C,  $\epsilon_{35^\circ}$  : retrait total à 35 °C,  $\epsilon_{50^\circ}$  : retrait total à 50 °C, R : résistance à la compression,  $R^2$  : coefficient de corrélation).

Le Tableau 5-1 récapitule les relations empiriques entre la résistance en compression et le retrait total sous une température de cure 20 °C. Les coefficients de corrélation varient entre 0,806 et 0,945 indiquant une bonne corrélation entre le retrait et les résistances en compression pour tous les bétons étudiés.

Tableau 5-1 : Corrélation entre la résistance à la compression R et le retrait total  $\epsilon$  pour chaque béton étudié pour température de cure 20 °C.

Béton étudiés	Relation empirique $\epsilon_{\text{Retrait}} = A \times R_{\text{résistance}} + B$	Coefficient de corrélation $R^2$
BO	$9,059 \times R - 158,2$	0,827
BOFM-0,5 -55	$7,423 \times R - 146,6$	0,849
BOFM-1-55	$4,976 \times R - 106,6$	0,809
BOFM-0,5 -80	$7,803 \times R - 143,3$	0,855
BOFM-1 -80	$5,802 \times R - 122,3$	0,814
BHR	$7,188 \times R - 133,8$	0,915
BHRFS	$5,863 \times R - 109,8$	0,945
BHRFSFM-0,5 -55	$6,445 \times R - 190,2$	0,875
BHRFSFM-1-55	$4,366 \times R - 169,8$	0,911
BHRFSFM-0,5-80	$6,136 \times R - 146,2$	0,900
BHRFSFM-1-80	$3,722 \times R - 109,2$	0,881
BHRFSFP-0,1	$5,935 \times R - 163$	0,910
BHRFSFP-0,2	$5,107 \times R - 150$	0,806
BHRFSFH	$6,111 \times R - 227,8$	0,885

La Figure 5-34 représente la relation entre la résistance à la compression et le retrait total pour le béton de référence (BO) et les bétons ordinaires fibrés (BOFM) sous la température de cure 20 °C.

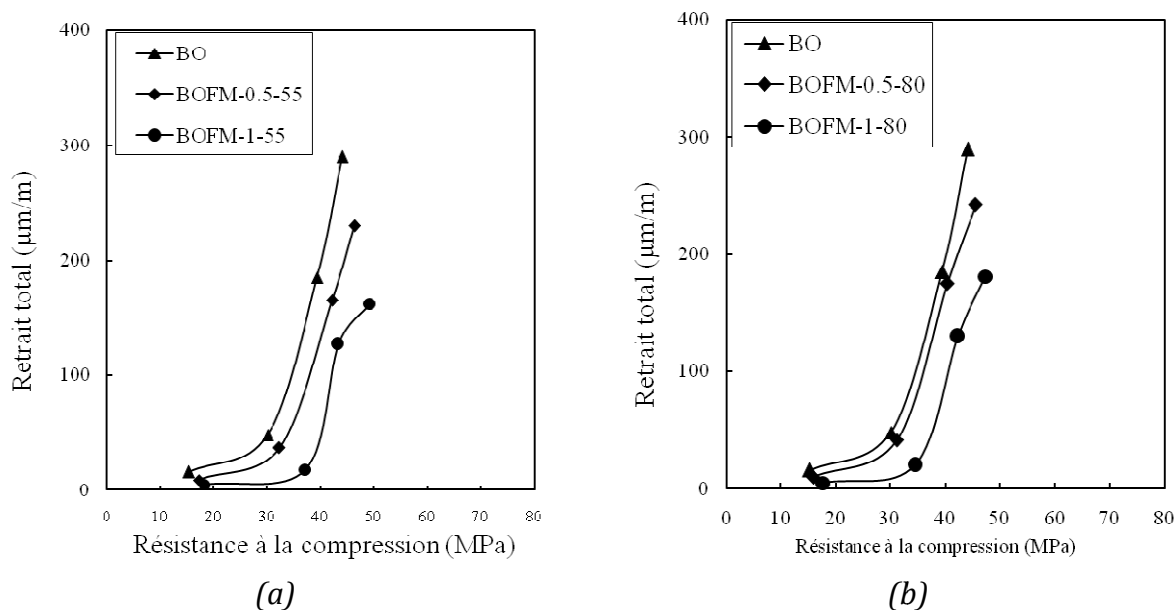


Figure 5-34 : Relation entre la résistance à la compression et le retrait total pour le béton de (BO) et (BOFM) sous température de cure 20 °C.

On peut distinguer deux principales phases dans le développement des déformations de retrait total en fonction de la résistance à la compression : la première phase concerne la résistance à la compression entre 15 MPa et 35 MPa et la seconde au-delà de 35 MPa. Le développement du retrait dans l'âge de 3 jours la première phase est rapide par rapport à la deuxième. Les bétons dans les premiers jours n'ont pas la résistance à la traction suffisante pour résister aux contraintes générées par le retrait total au sein de la matrice cimentaire (Pelisser et al. 2010).

La Figure 5-35 représente la relation entre la résistance à la compression et le retrait total pour les bétons (BHR) (BHRFS) et (BHRFSF) sous une température de cure 20°C.

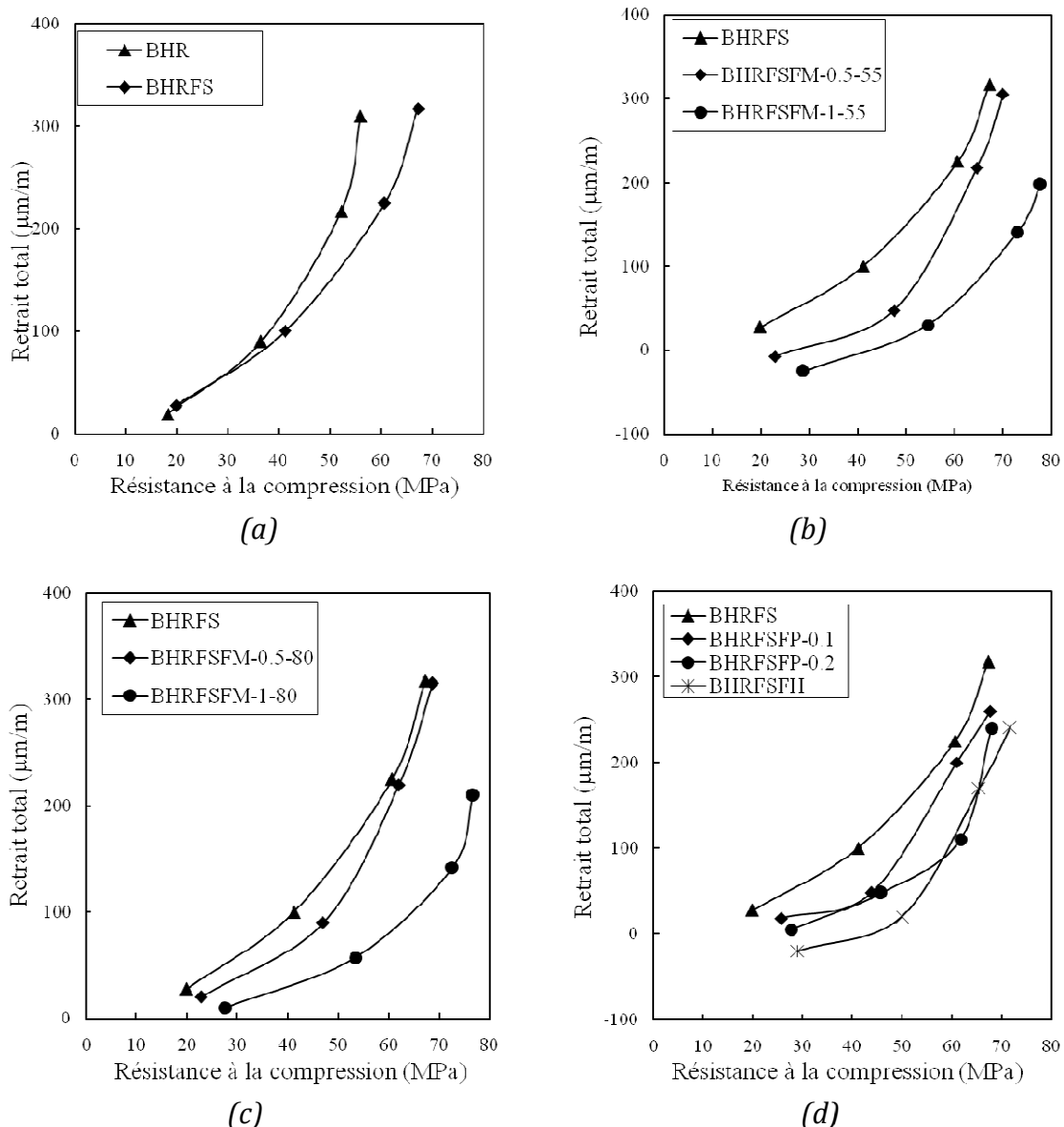


Figure 5-35 : Relation entre la résistance à la compression et le retrait total pour les bétons de (BHR), (BHRFS) et (BHRFSF) sous température de cure 20 °C.

Pour le béton à haute résistance avec fumée de silice (BHRFS) et béton fibré à haute résistance avec de fumée de silice (BHRFSF) : la première phase concerne la résistance à la compression entre 20 MPa et 40 MPa et la seconde au-delà de 40 MPa. En générale les pentes des phases de (BHRFS) et (BHRFSF) sont importantes que les pentes des phases de (BO) et (BOF). Ceci est dû que la présence de fumée de silice qui augmente la résistance à la compression et par conséquent l'amplitude du retrait total.

### 5.5 Conclusion

Au cours de ce chapitre, on a étudié l'influence du rapport E/C, la présence de fumée de silice, les fibres et la température sur l'évolution du retrait en conditions et quasi-isothermes. Au terme de cette analyse, on peut retenir les points suivants :

- le retrait total est important dans le béton à haute résistance (BHR) que le béton ordinaire (BO) Le retrait total de BHR est 1,18 ; 1,30 et 1,38 fois de celui du BO sous une température de cure de 20 °C, 35 °C et 50 °C respectivement.
- Le retrait total des bétons à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFS) est plus important que celui le béton à haute résistance (BHR). Nous avons observé qu'il se produisait un effet de croisement des déformations entre les deux bétons. Cet effet de croisement a été attribué à la vitesse d'hydratation plus lente du BHR au cours des premiers jours d'hydratation. Le croisement des courbes s'effectue à 180 jours. Le retrait total du BHRFS devient alors plus important que celui du BHR. La différence de la morphologie des hydrates formés et de la porosité influence aussi la cinétique de retrait total. Le béton à base de ciment Portland possède une capacité de déformation plus importante que le béton à base de ciment à la fumée de silice, pour une dépression capillaire donnée. Telle que le retrait total de BHRFS est égale 1,09; 1,20 et 1,31 de retrait total de BHR dans température de cure 20 °C, 35 °C et 50 °C respectivement.
- L'addition des fibres dans les bétons (BHRFS et BO) améliore la stabilité du volume de manière significative. Les réductions de retrait par addition de 1% fibres métalliques sont 25 %, 32% et 42% sous les températures de cure de 20 °C, 35 °C et 50°C respectivement. Par addition de 0.2% de fibres en polypropylènes, les réductions sont 31 %, 40 % et 46 % sous les températures de cure de 20 °C, 35 °C et 50°C respectivement. Concernant l'hybridation des fibres (0.5% FM et 0.1%FP) réduit la déformation de retrait jusqu'à 30%, 42% et 48%. les résultats de retrait total montrent que les fibres en polypropylènes sont plus efficaces que les fibres métalliques. L'évolution du retrait total est influencée par les caractéristiques géométriques des fibres métalliques telles que la longueur et l'élançement ; l'élançement diminue la déformation du retrait total.
- Une expansion locale augmente avec l'augmentation du dosage des fibres métalliques d'élançement 55 et avec la diminution de la température de cure dans le béton à haute résistance en présence de fumée de silice (BHRFS). On n'enregistre pas une expansion à la température de cure 50°C.
- Les réductions du retrait total sont proportionnelles à la température de cure, ceci peut être expliqué par la relation entre les caractéristiques physiques des fibres et la température de cure telle que la flexibilité et la ductilité des fibres et l'adhérence fibre-matrice de ciment (*Bouziadi et al. 2016*), aussi les résultats de retrait total sont significatifs et clairs dans la température de cure de 50°C par rapport à celle de 35°C et 20°C respectivement.
- L'élévation de la température de cure augmente la cinétique et l'amplitude du retrait total de manière significative. Les résultats ne sont pas compatibles, ce qui est due aux mécanismes de l'hydratation et au potentiel des différentes réactions du ciment et leur relation avec la température. Les résultats montrent que l'apparition de l'effet Crossover dépend du temps de mesure et de l'humidité relative d'essai.

- Une conservation à des températures élevées entraîne une augmentation du retrait total au jeune âge qu'à long terme. L'hydratation du ciment étant accélérée (processus thermoactivé), cela a des répercussions sur la formation des hydrates et la diminution de la taille des pores. L'application du principe de maturité peut être étendue au jeune âge (*Turcry et al. 2002*) car ensuite l'effet de l'augmentation de la température n'est pas systématique sur l'évolution du retrait.
- La relation linéaire entre le retrait total sous traitement de température de cure 20°C et la résistance à la compression donne une corrélation bien définie et acceptée. Et les résultats sont très adéquats si les mesures du retrait commencent à partir la prise de la pâte du ciment.

***Chapitre 6***  
***Application du principe de maturité***



## **Chapitre 6**

### **Application du principe de maturité**

#### **6.1 Introduction**

Dans la littérature, certains travaux (*Turcry et al. 2006, Pertue 2008*) ont fait l'objet du calcul de l'âge ou de l'évolution de la fissure d'un béton et du développement de la contrainte au sein du matériau. Weiss & al. (*Pertue 2008*) ont déterminé cet âge avec des modèles mécaniques en se basant sur la connaissance des propriétés mécaniques des matériaux étudiés. Ils déterminent la contrainte dans le matériau, puis en comparant l'énergie de fissuration et la résistance à la fissure, ils obtiennent l'âge de la fissure.

Turcry & al. (*Turcry et al. 2006*) ont obtenu l'âge d'apparition de la fissure, en calculant l'évolution de la contrainte interne dans le matériau en la comparant à sa résistance en traction. Dans les deux cas, des calculs mécaniques sont nécessaires pour décrire à l'aide d'un modèle le comportement du matériau étudié. L'application de concept de maturité nécessite la connaissance de l'âge de la fissure à une température de référence donnée et l'énergie d'activation du matériau étudié. Pour cela, on propose une méthode pour la détermination de cette énergie d'activation apparente basée sur les résultats expérimentaux des essais de retrait total en conditions quasi-isothermes. Nous utiliserons une valeur d'énergie d'activation pour vérifier la pertinence de l'application du principe de maturité à la prédiction du retrait total libre.

#### **6.2 Principe de détermination de l'énergie d'activation**

Nous allons présenter dans cette partie de chapitre le principe de détermination des énergies d'activation associées au retrait total des bétons étudiés. Ce phénomène est le résultat d'interactions hydro-chimio-mécaniques complexes dont les cinétiques sont sensibles à la température de cure. Une telle complexité dépasse le cadre initial de l'équation d'Arrhenius et l'approche est donc plutôt phénoménologique : on souhaite calculer une énergie d'activation apparente associée à un phénomène, qui est lui-même la conséquence de différentes interactions.

Il est faut calculer les propriétés de durcissement de béton afin d'obtenir les valeurs d'énergie d'activation apparente de chaque béton en détails :

##### **6.2.1 Demi-âge du retrait total ( $t_{50}$ )**

Une approche suggérée par Knudsen (1982) et adopté par ASTM standard (*ASTM 1995, Ezziane et al. 2007*) pour quantifier l'énergie d'activation des ciments, suppose que la cinétique de l'hydratation peut être prédite par l'équation suivante :

$$\varepsilon = \varepsilon_{\mu} \cdot \frac{t-t_0}{(t-t_0)+t_{50}} \quad [6-1]$$

Avec :

$\varepsilon$  : Retrait total à l'instant t,

$\varepsilon_u$  : Retrait total ultime,

$t_0$  : temps de la période dormante avant le développement de la résistance (peut être assimilé au temps de prise en heure),

$t_{50}$  : temps nécessaire pour atteindre 50 % de la valeur ultime du retrait total en jours.

La corrélation des résultats donne des droites de forme ( $Y = b + aX$ ), d'où on peut tirer les valeurs des demi-âges de retrait total  $t_{50}$ . Pour le calcul, on prend comme retraits ultimes celles correspondants à 180 jours. Les résultats de cette corrélation pour les différentes températures sont présentés sur le Tableau 6.1.

Tableau 6-1: valeurs de demi-âge de retrait total et les retraits totaux ultimes sous différents températures cures.

Bétons étudiés	Retrait total ultimes $\varepsilon_u$ ( $\mu\text{m}/\text{m}$ )			Demi-âge de retrait total $t_{50}$ (Jours)		
	20 °C	35 °C	50 °C	20 °C	35 °C	50 °C
BO	325	405	462	18.2	10.9	6.8
BOFM-0.5-55	280	334	342	23.2	14.6	12.5
BOFM-1-55	185	224	238	25.2	17.2	14.7
BOFM-0.5-80	295	363	390	22.9	12.5	11.6
BOFM-1-80	197	261	270	23.8	16.5	13.8
BHR	370	440	520	19.1	11.2	7.1
BHRFS	397.5	522.5	595	20.9	11.8	7.6
BHRFSFM-0.5-55	382	440	465	25.4	19.2	13.6
BHRFSFM-1-55	277.5	340	360	32.2	26.2	22.2
BHRFSFM-0.5-80	385	452.5	480	23.2	13.3	10.8
BHRFSFM-1-80	292	347	370	28.4	18.6	17.6
BHRFSFP-0.1	350	393	450	25.4	20.1	14.6
BHRFSFP-0.2	320	365	390	35.9	27.6	17.2
BHRFSFH	271	305	325	23.4	17.3	11.3

### 6.2.2 Energie d'activation apparente ( $E_a$ )

L'énergie d'activation apparente ( $E_a$ ) est définie comme la sensibilité des bétons à la température ; la méthode de maturité d'âge équivalent est utilisée pour calculer les propriétés des bétons à l'état durci. Il est très intéressant d'utiliser le concept de l'énergie d'activation de la réaction d'hydratation pour visualiser la différence entre l'activation des bétons étudiés. En considérant la réaction d'hydratation comme une simple réaction, on peut évaluer sa cinétique par la relation d'Arrhenius suivante (*ASTM 1995, Schindler 04, Ezziane et al. 2007*).

$$K(T) = A. \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad [6-2]$$

Avec :

K (T) : constante cinétique,

E<sub>a</sub> : énergie d'activation apparente (J/mol),

R : constante des gaz parfaits (R=8.314 J/mol. K°),

T : Température en degré Kelvin,

A : constante de pré-exponential (1/s).

Pour deux températures T<sub>1</sub> et T<sub>2</sub>, le même degré d'avancement de l'hydratation doit être achevé aux temps t<sub>1</sub> et t<sub>2</sub> d'où on peut écrire :

$$\frac{K_1}{K_2} = \exp\left[\frac{E_a}{R}\left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1}\right)\right] = \frac{t_2}{t_1} \quad [6-3]$$

Les valeurs de l'énergie d'activation E<sub>a</sub> peuvent être calculées en utilisant les temps correspondants à 50 % du degré d'avancement de l'hydratation (t<sub>50</sub>) pour deux températures données. Le tableau 6-2 présente l'énergie d'activation apparente trouvée pour chaque type de béton étudiés et pour les différentes températures.

Tableau 6-2: Valeurs d'énergie d'activation apparente (E<sub>a</sub>) des bétons étudiés.

Bétons étudiés	Energie d'activation apparente (E <sub>a</sub> ) (kJ/mol)
BO	25.2
BOFM-0.5-55	15.8
BOFM-1-55	8.66
BOFM-0.5-80	13.06
BOFM-1-80	11.23
BHR	25.03
BHRFS	26.46
BHRFSFM-0.5-55	16.46
BHRFSFM-1-55	9.73
BHRFSFM-0.5-80	19.79
BHRFSFM-1-80	12.26
BHRFSFP-0.1	14.62
BHRFSFP-0.2	8.30
BHRFSFH	19.23

### 6.2.3 Prédiction degré d'hydratation (α)

Le degré d'hydratation (α) des bétons peut être représenté comme le ratio de la déformation de retrait total à l'âge donné sur le retrait total ultime qui correspond à 180 jours. L'équation 6-4 prédit l'évolution de degré d'hydratation α en fonction de temps (Pekmezci 2004).

$$\alpha(t) = \frac{\varepsilon(t)}{\varepsilon_u} = \frac{(t-t_0)}{(t-t_0)+t_{50}} \quad [6-4]$$

### 6.3 Analyse des résultats obtenus

#### 6.3.1 Demi-âge du retrait total ( $t_{50}$ )

D'après les résultats indiqués dans le Tableau 6-1, il s'avère que le temps de demi-âge de retrait ( $t_{50}$ ) diminue avec l'augmentation de la température de cure, ceci est dû à la déformation de retrait total des bétons qui augmente avec l'augmentation de la température de cure, provoquant des fissures, ces dernières provoquent une chute importante d'humidité interne du béton qui permet d'atteindre ( $t_{50}$ ) du retrait total d'une façon plus rapide (Zhang et al. 2005, Pertue 2008).

D'un autre côté, on remarque que les valeurs de demi-âge augmentent avec l'augmentation du dosage des fibres dans le matériau composite, du fait que le retrait total diminue avec l'augmentation du dosage des fibres, qui permet de diminuer la vitesse d'immigration d'eau libre vers l'extérieur en conséquence l'augmentation du demi-âge.

Pour l'influence de la fumée de silice, on constate que le demi-âge du BHR est important que celui du BHRFS, ceci est dû que le retrait total de BHRFS est important que BHR à différents âge du béton.

On remarque que le demi-âge de BHR est important à celui du BO malgré que le retrait total de BHR est plus grand que celui du BO, ceci est dû que la quantité de ciment dans le béton à haute résistance est importante, ce qui nécessite un temps pour s'hydrater complètement.

#### 6.3.2 Relation entre demi-âge et dosage des fibres

La relation entre le demi-âge de retrait total et le dosage des fibres est linéaire :

$$t_{50}(\rho) = t_{50}(0\%) + K_{\rho}(\rho) \quad [6-5]$$

Où  $\rho$  est le taux de substitution de fibres dans les bétons et  $K_{\rho}$  est un coefficient donné en fonction de la température et qui peut être prédit par l'équation d'Arrhenius.

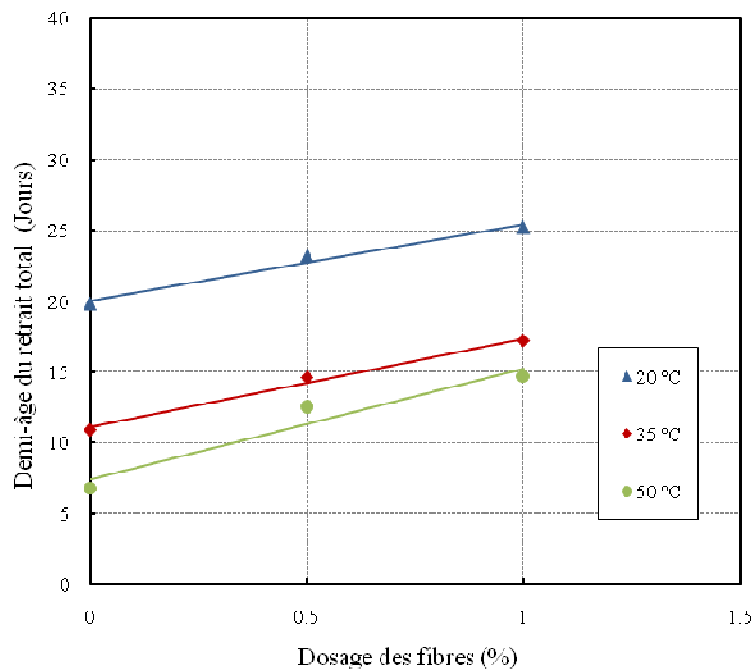


Figure 6-1 : Demi-âge du retrait total en fonction le dosage des fibres d'élancement 55 dans le béton ordinaire fibré (BOFM-55).

La Figure 6-1 représente la relation entre le demi-âge du retrait total et le dosage des fibres de béton ordinaire renforcé par les fibres métalliques d'élancement 55 (BOFM-55) sous trois températures de cure isotherme et la Figure 6-2 représente même relation mais pour béton ordinaire fibré renforcé par les fibres métalliques d'élancement 80 (BOFM-80).

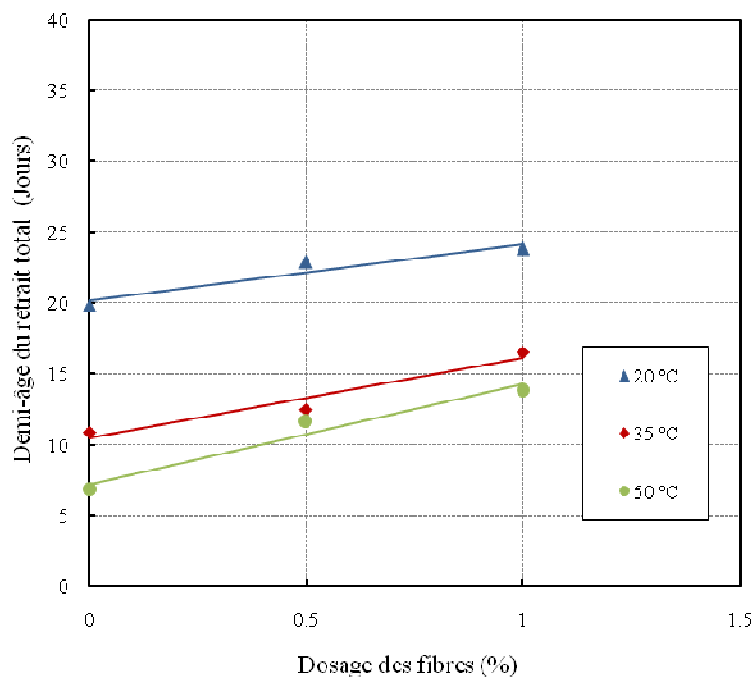


Figure 6-2 : Demi-âge du retrait total en fonction du dosage des fibres d'élancement 80 dans le béton ordinaire fibré (BOFM-80).

La Figure 6-3 représente la relation entre le demi-âge du retrait total et le dosage des fibres de béton fibré à haute résistance en présence de fumée de silice renforcé par la fibre métallique d'élanement 55 (BHRFSFM-55) sous trois températures de cure isothermes, La Figure 6-4 représente même relation mais pour le béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice renforcé par la fibre métallique d'élanement 80 (BHRFSFM-80) et la Figure 6-5 représente la relation entre le demi-âge du retrait total et le dosage des fibres de béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice renforcé par la fibre en polypropylènes (BHRFSFP).

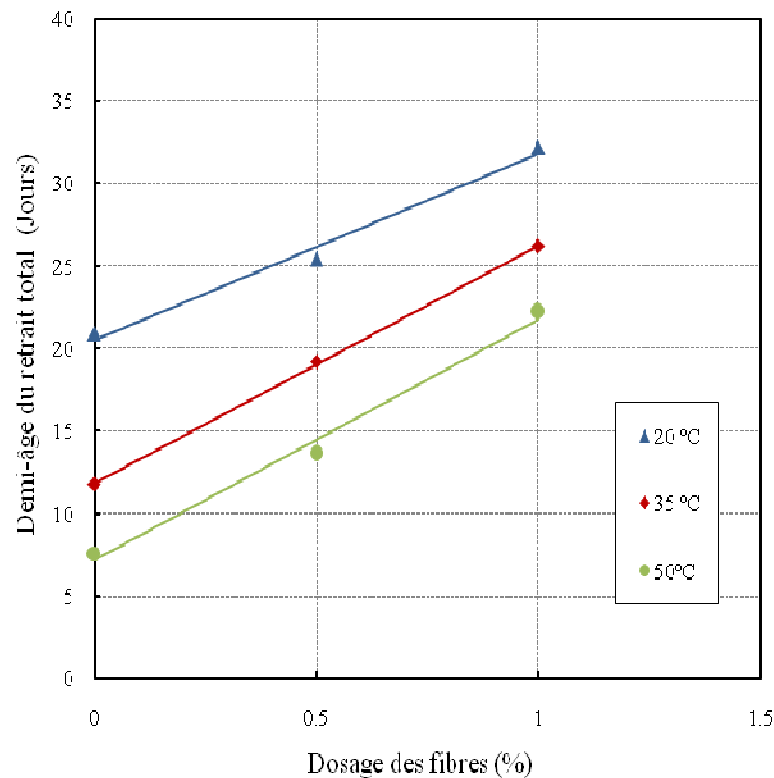


Figure 6-3 : Demi-âge du retrait total en fonction le dosage des fibres d'élanement 55 dans le béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM-55).

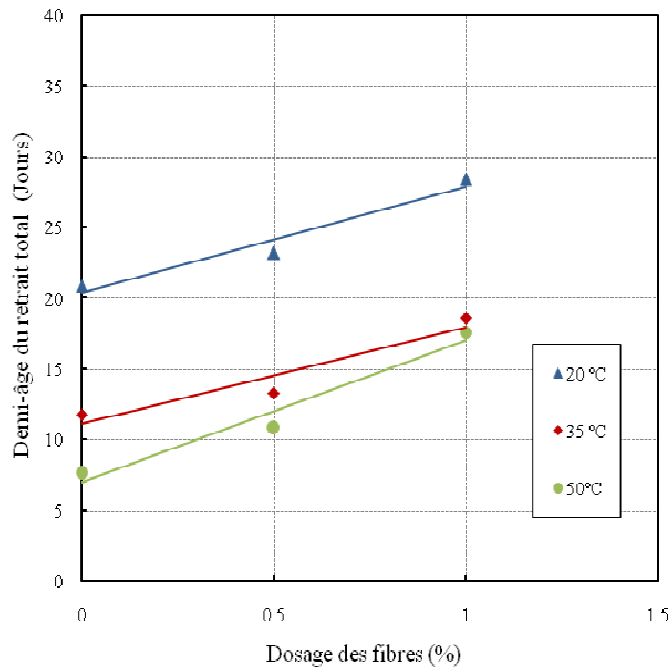


Figure 6-4 :Demi-âge du retrait total en fonction le dosage des fibres d'éclancement 80 dans le béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM-80).

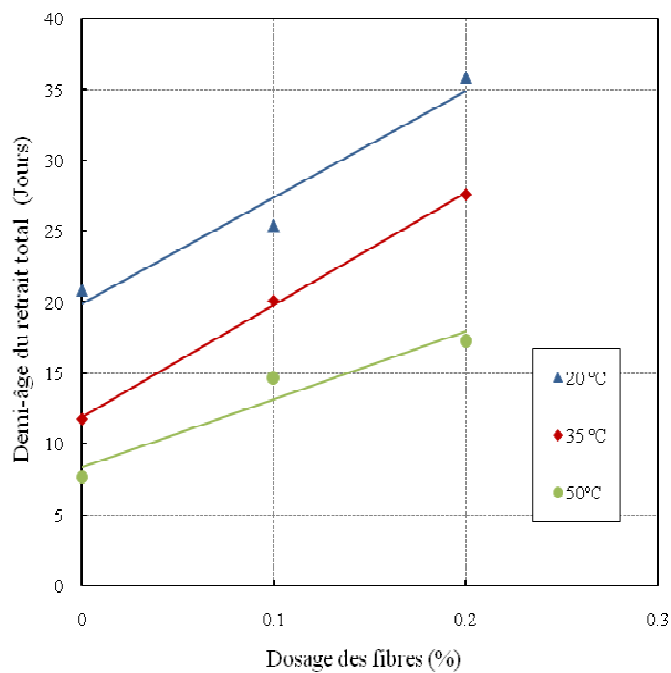


Figure 6-5 Demi-âge du retrait total en fonction le dosage des fibres en polypropylènes dans le béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFP).

Le Tableau 6-3 présente le coefficient de la corrélation de la relation entre le demi-âge du retrait total et le dosage des fibres de chaque béton fibré sous trois températures de cure.

Tableau 6-3 : Coefficient de corrélation de la relation entre le demi-âge du retrait total et le dosage des fibres.

Béton étudiés	Coefficient de corrélation R <sup>2</sup>		
	20 °C	35 °C	50 °C
BOFM-55	0,989	0,989	0,945
BOFM-80	0,928	0,953	0,956
BHRFSFM-55	0,986	0,999	0,999
BHRFSFM-80	0,956	0,999	0,967
BHRFSFP	0,956	0,999	0,978

### 6.3.3 Analyse des énergies d'activation apparentes obtenues (E<sub>a</sub>)

#### 6.3.3.1 Effet du rapport E/C

On constate que l'influence du rapport E/C sur la valeur de l'énergie d'activation apparente (E<sub>a</sub>) est faible. En effet, la valeur de (E<sub>a</sub>) de BO (E/C=0,5) est de 25,2 kJ/mol et 25,03 kJ/mol pour le BHR (E/C=0,4). Les mêmes constatations ont été trouvées par Barnett & al. (*Pertue 2008*) où ils ont étudié trois rapports E/C (0,26 ; 0,40 et 0,60) sur des mortiers. Ils obtiennent respectivement 32,9 ; 35,1 et 34,8 kJ/mol pour un ciment Portland et 57,9 ; 62,1 et 58 kJ/mol pour un ciment à base de 70% de laitier.

#### 6.3.3.2 Effet de la fumée de silice

La valeur de l'énergie d'activation apparente d'un matériau cimentaire, est en fonction des mécanismes de réactions, ce qui se traduit par une énergie d'activation apparente différente. Avec les résultats obtenus, on constate que l'effet de la fumée de silice est non négligeable sur la valeur de l'énergie d'activation. La présence de la fumée de silice entraîne une augmentation de l'énergie d'activation par rapport à un ciment Portland composé. Ce phénomène s'explique par le fait qu'un ciment à la fumée de silice demande une énergie importante pour l'obtention d'une maturité donnée (*Pertue 2008*). Ce phénomène est décrit par l'équation de la maturité suivante :

$$t(T) = \exp \left[ \frac{E_a}{R} \left( \frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}} \right) \right] \cdot t_{eq}(T_{ref}) \quad [6-6]$$

Pour une température T donnée, notons C, la valeur de la différence entre les inverses des températures. L'équation 6-6 devient alors :

$$t(T) = \exp \left[ \frac{E_a}{R} \times C \right] \cdot t_{eq}(T_{ref}) \quad [6-7]$$

Nous pouvons remarquer qu'il ne reste plus qu'une seule variable dépendante du matériau : l'énergie d'activation E<sub>a</sub>. Dans cette équation, on peut assimiler le temps équivalent t<sub>eq</sub> à la maturité. Le temps t sera la durée pour laquelle le matériau atteindra une maturité donnée. Celle-ci sera plus importante avec une énergie d'activation élevée, pour un t<sub>eq</sub> donné.



Ce phénomène peut être visualisé sur les courbes d'évolution des caractéristiques mécaniques et physique (retrait total) des matériaux étudiés. La Figure 6-11 montre l'évolution du retrait total en fonction d'âge équivalent à différentes températures de cure pour les deux types de bétons étudiés (BHR et BHRFS). La pente initiale n'est pas identique pour les deux courbes sous trois températures de cure. Une pente plus faible est directement reliée à la maturité, comme on l'a précédemment vu, la durée pour laquelle le matériau atteindra une maturité donnée sera plus importante pour des ciments à base de fumée de silice par rapport à un ciment Portland composé. L'énergie d'activation de la composition à base de fumée de silice est plus importante. Etant donné que les réactions d'hydratation sont plus rapides pour ce type d'ajouts minéraux l'énergie sera donc plus importante pour atteindre une maturité identique à celle du ciment Portland composé.

### **6.3.3.3 Effet des fibres**

Nous constatons que l'effet des fibres est considérable sur la valeur de l'énergie d'activation apparente des bétons fibrés. L'inclusion de 0,5 % de fibre métallique diminue l'énergie d'activation apparente jusqu'à 37,3 % pour BOFM et 37,9 % pour BHRFSFM, l'addition de 1% de fibre métallique diminue l'énergie d'activation apparente jusqu'à 65,63 % pour BOFM et 63,32 % pour BHRFSFM. Pour les fibrés en polypropylènes l'addition de 0,1 % de fibre en polypropylènes diminue l'énergie d'activation apparente jusqu'à 44,3 % pour BHRFSFP et pour 0,2 % de fibre en polypropylène diminue l'énergie d'activation apparente jusqu'à 70,85 % pour BHRFSFP. Concernant la fibre hybride, la diminution est de 38,56 %. On constate que selon le type de fibre avec lequel l'énergie d'activation apparente a été déterminée, celle ci varie très fortement. Ceci est dû que l'addition de fibres métalliques ou en polypropylènes ou bien que l'hybride réduit l'énergie d'activation apparente. Les fibres empêchent l'évolution de l'hydratation du ciment (*Huang et al. 2013*). L'augmentation de l'énergie d'activation apparente du béton provoque l'augmentation du retrait total et l'évolution de sa vitesse. Parce que les fibres diminuent la sensibilité de béton à la température extérieure en conséquence diminution de retrait total. L'effet des fibres est plus efficace que les ajouts minéraux dans les bétons.

### **6.3.4 Prédiction de degré d'hydratation ( $\alpha$ )**

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. La Figure 6-6 représente l'évolution de degré d'hydratation en fonction de temps de béton ordinaire et béton fibré tous au long de la durée de mesure du retrait total. Les valeurs prédites de degré d'hydratation sont calculées en se basant sur l'équation 6-4.

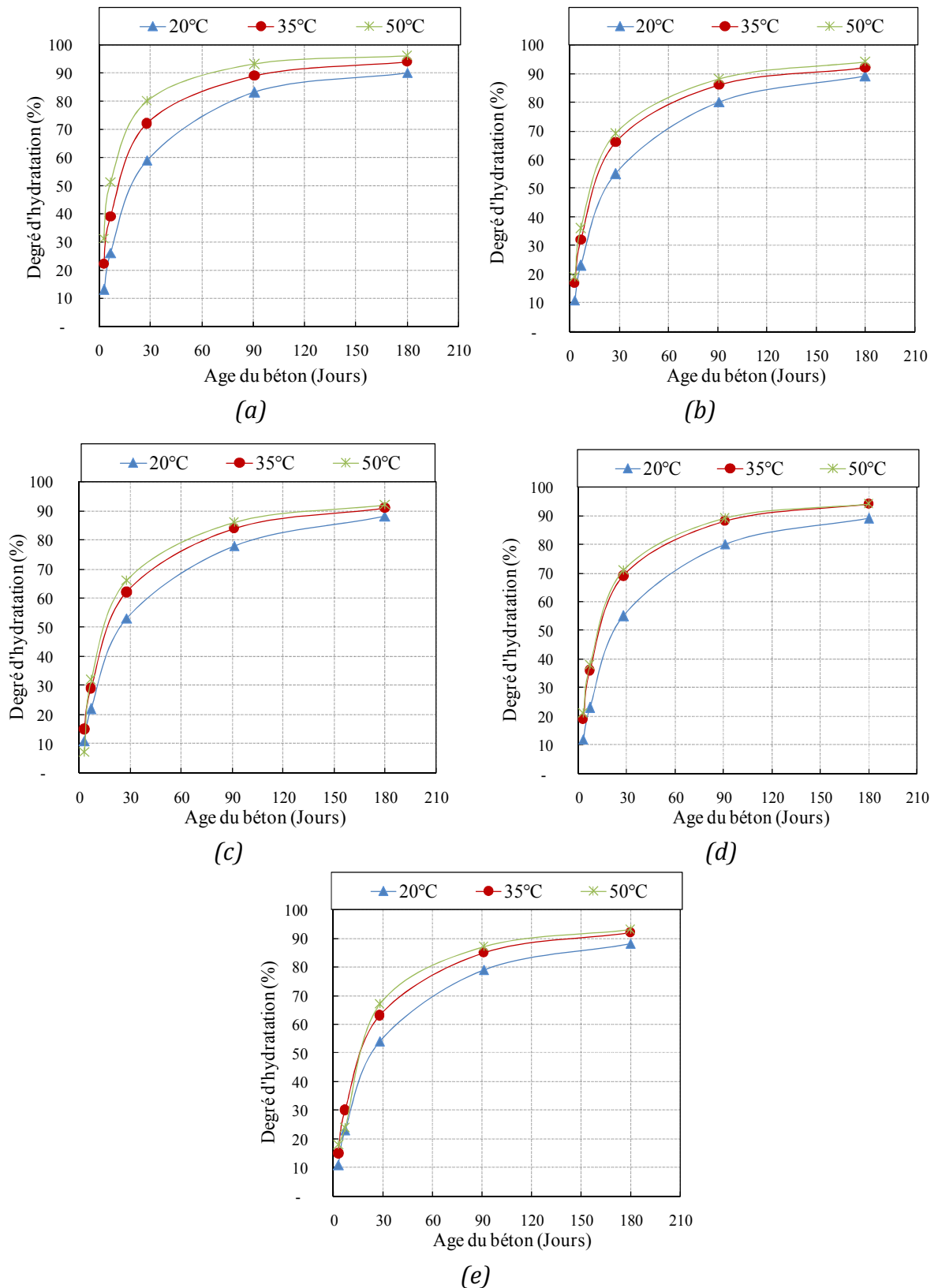


Figure 6-6 : Prédiction de l'évolution du degré d'hydratation en fonction de temps : (a) BO ; (b) BOFM-0,5-55 ; (c) BOFM-1-55 ; (d) BOFM-0,5-80 ; (e) BOFM-1-80.

La Figure 6-7 représente l'évolution du degré d'hydratation en fonction du temps de béton à haute résistance (BHR) et béton à haute résistance en présence de fumée de silice (BHRFS) tous en long la durée de mesure de le retrait total.

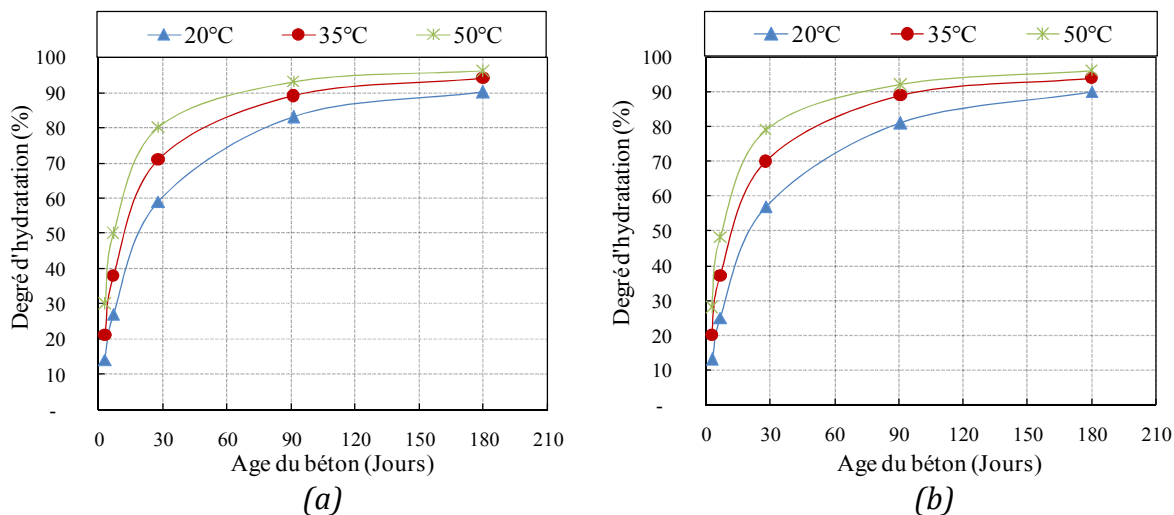


Figure 6-7 : Prédiction de l'évolution du degré d'hydratation en fonction du temps :  
(a) BHR ; (b) BHRFS.

La Figure 6-8 représente l'évolution du degré d'hydratation en fonction du temps de béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFM).

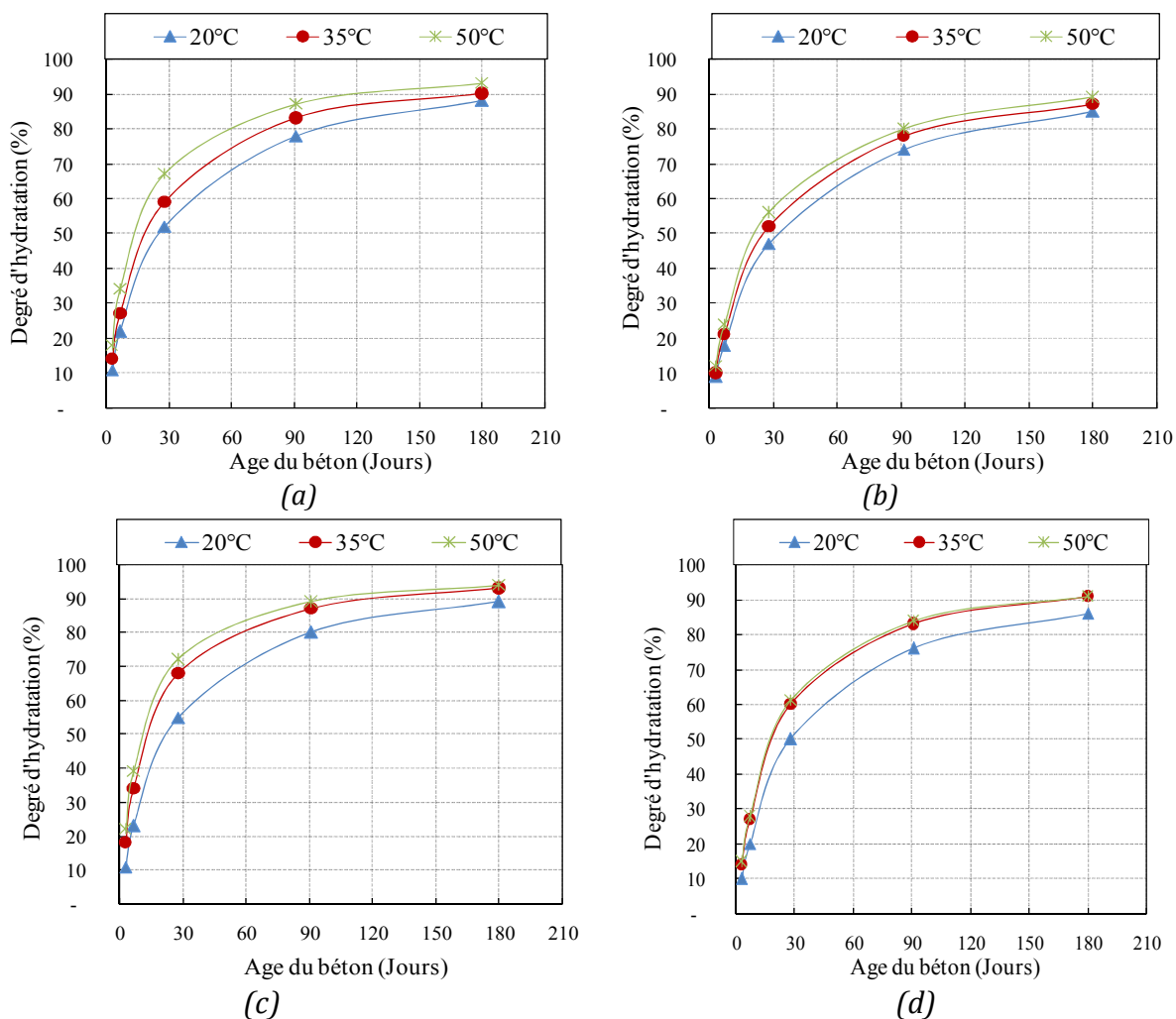


Figure 6-8 : Prédiction de l'évolution du degré d'hydratation en fonction de temps : (a) BHRFSFM-0,5-55 ; (b) BHRFSFM-1-55 ; (c) BHRFSFM-0,5-80 ; (d) BHRFSFM-1-80.

La Figure 6-9 représente l'évolution du degré d'hydratation en fonction du temps de béton fibré à haute résistance en présence de la fumée de silice (BHRFSFP) et (BHRFSFH).

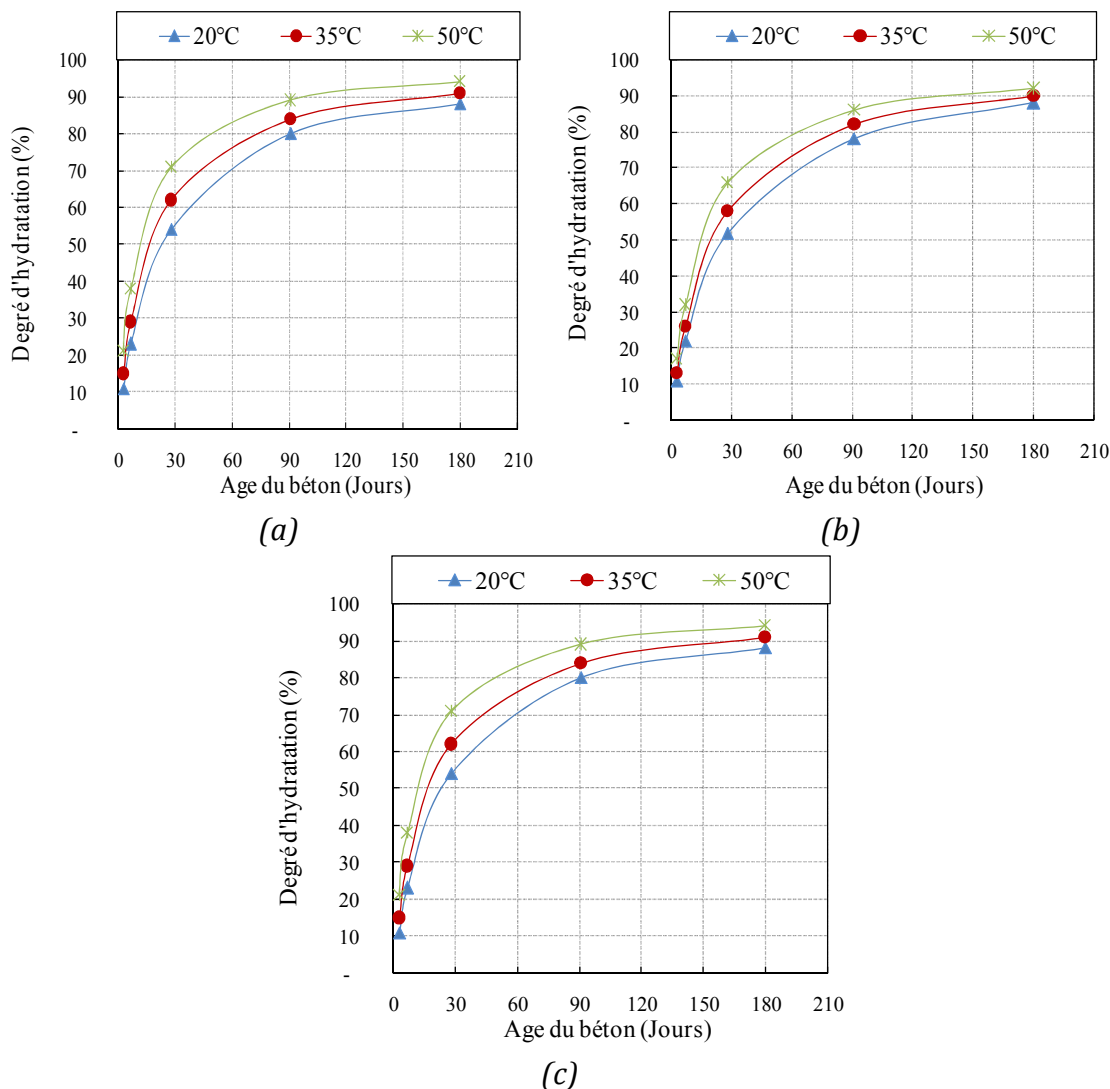


Figure 6-9: Prédiction de l'évolution du degré d'hydratation en fonction de temps : (a) BHRFSFP-0,1 ; (b) BHRFSFP-0,2 ; (c) BHRFSFH.

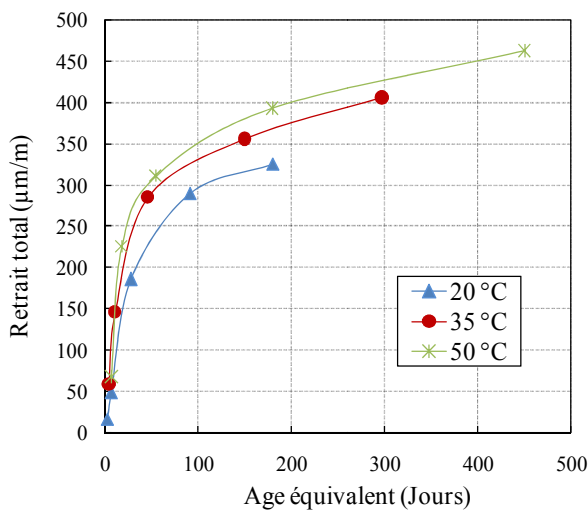
L'analyse des résultats représentés dans les figures nous permet de constater que l'hydratation est plus rapide au jeune âge à cause de la chaleur produite durant les réactions d'hydratations qui sont exothermique, cette chaleur produite tend à accélérer le processus d'hydratation. Alors la relation entre le retrait total et le degré d'hydratation est linéaire. Lorsque le degré d'hydratation augmente le retrait total augmente avec le temps.

Pour le durcissement, on considère que l'influence de la température de cure sur l'évolution du degré d'hydratation peut être décrite par le principe de maturité, conformément aux travaux de (Zhang et al. 2005, Pertue 2008).

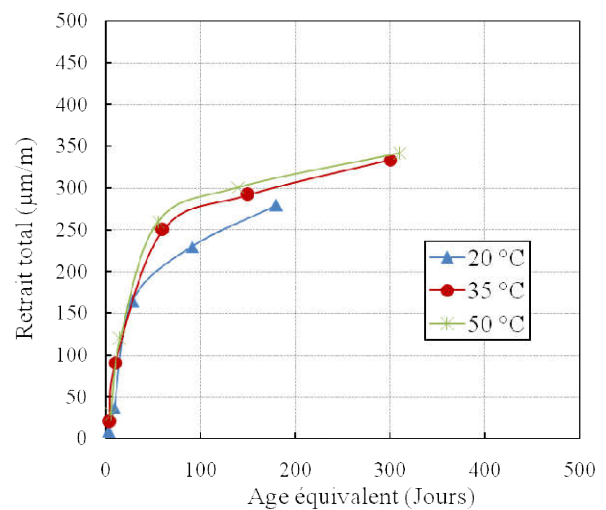
Selon Hua & al. (Kamen 2007) le processus d'hydratation peut être divisé en trois phases : (1) suspension (les grains solides sont isolés dans la phase liquide), (2) prise (formation de connections mécaniques entre les particules par les hydrates formés autour des grains de ciment) et (3) durcissement (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.

### 6.3.5 Age équivalent ( $t_{eq}$ )

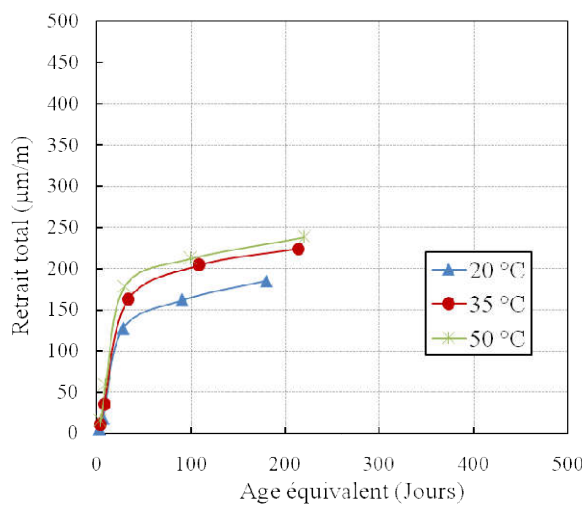
Dans ce chapitre on étudie l'évolution de le retrait total des bétons étudiés en fonction le temps équivalent ( $t_{eq}$ ) calculé par la l'équation 6-7. La Figure 6-10 représente l'évolution de la déformation du retrait total des bétons ordinaire (BO) et béton fibré ordinaire (BOFM) en fonction le temps équivalent.



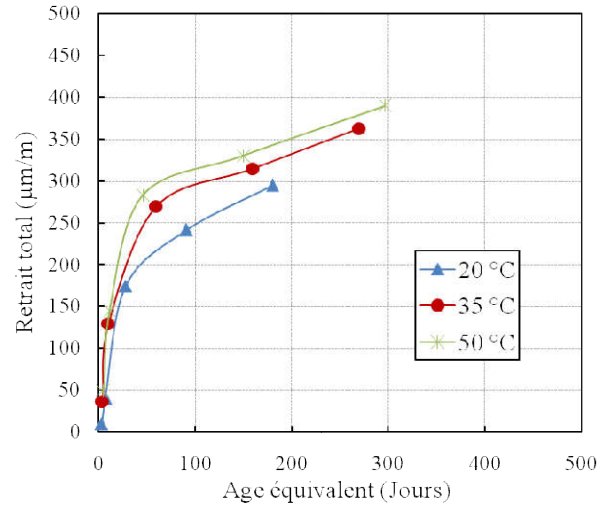
(a)



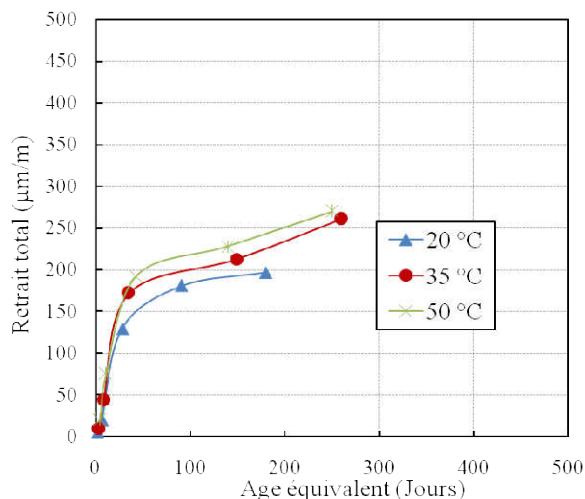
(b)



(c)



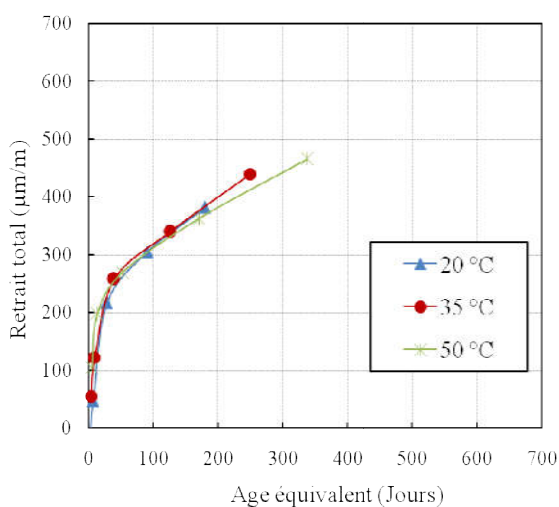
(d)



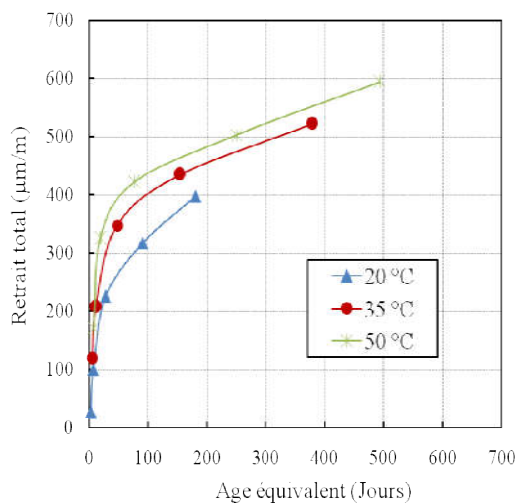
(e)

Figure 6-10 : Application du principe de maturité sur le retrait total : (a) BO ; (b) BOFM-0,5-55 ; (c) BOFM-1-55 ; (d) BOFM-0,5-80 ; (e) BOFM-1-80.

La Figure 6-11 représente l'évolution de la déformation du retrait total du béton à haute résistance (BHR) et du béton à haute résistance par présence de fumée de silice (BHRFS) en fonction le temps équivalent.



(a)



(b)

Figure 6-11: Application du principe de maturité sur le retrait total : (a) BHR ; (b) BHRFS.

Les Figures 6-12 et 6-13 représentent l'évolution de la déformation du retrait total et du béton fibré à haute résistance en présence de fumée de silice (BHRFSFM) et (BHRFSFP) en fonction du temps équivalent.

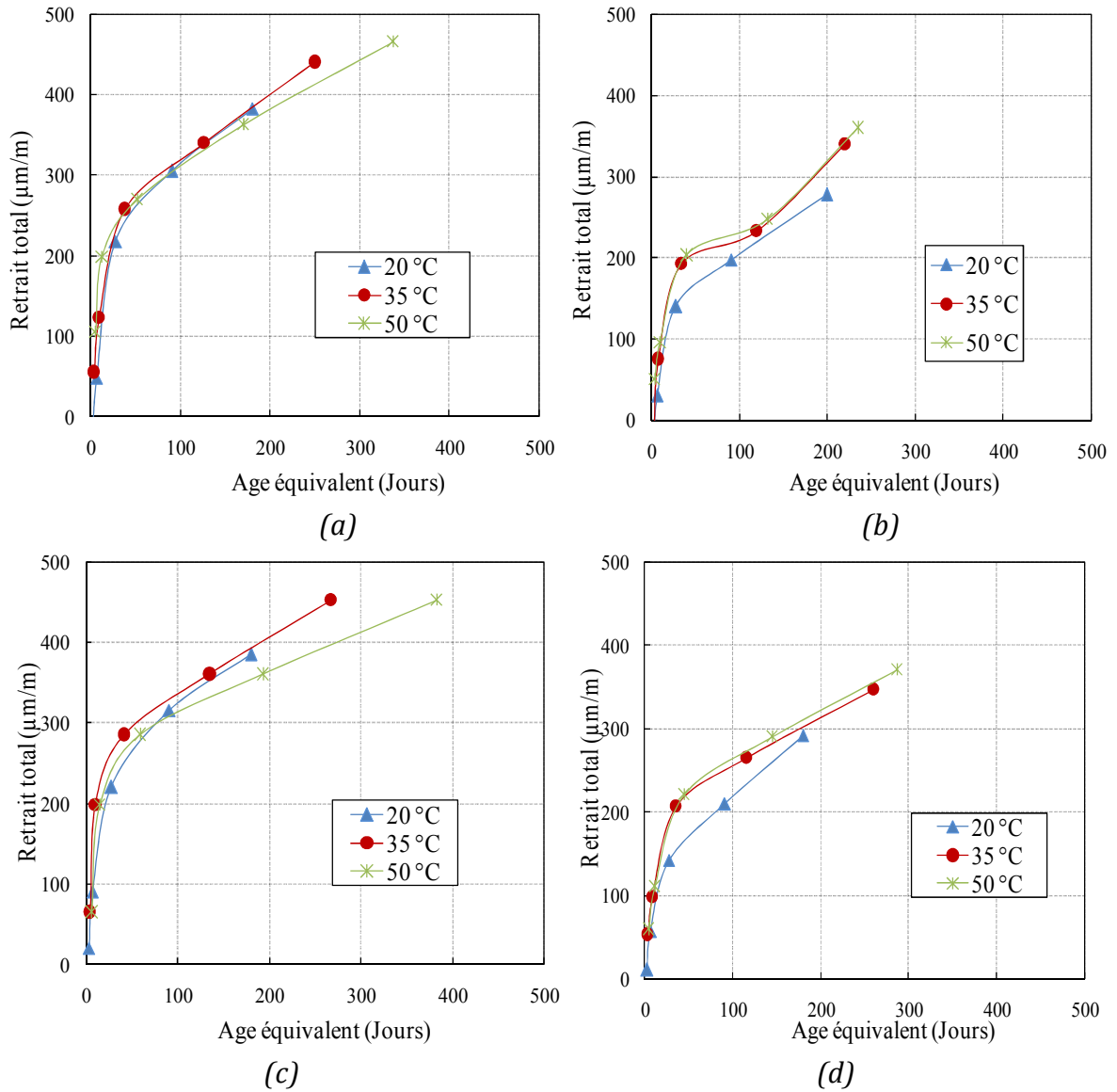


Figure 6-12: Application du principe de maturité sur le retrait total : (a) BHRFSFM-0,5-55 ; (b) BHRFSFM-1-55 (c) BHRFSFM-0,5-80 ; (d) BHRFSFM-1-80.

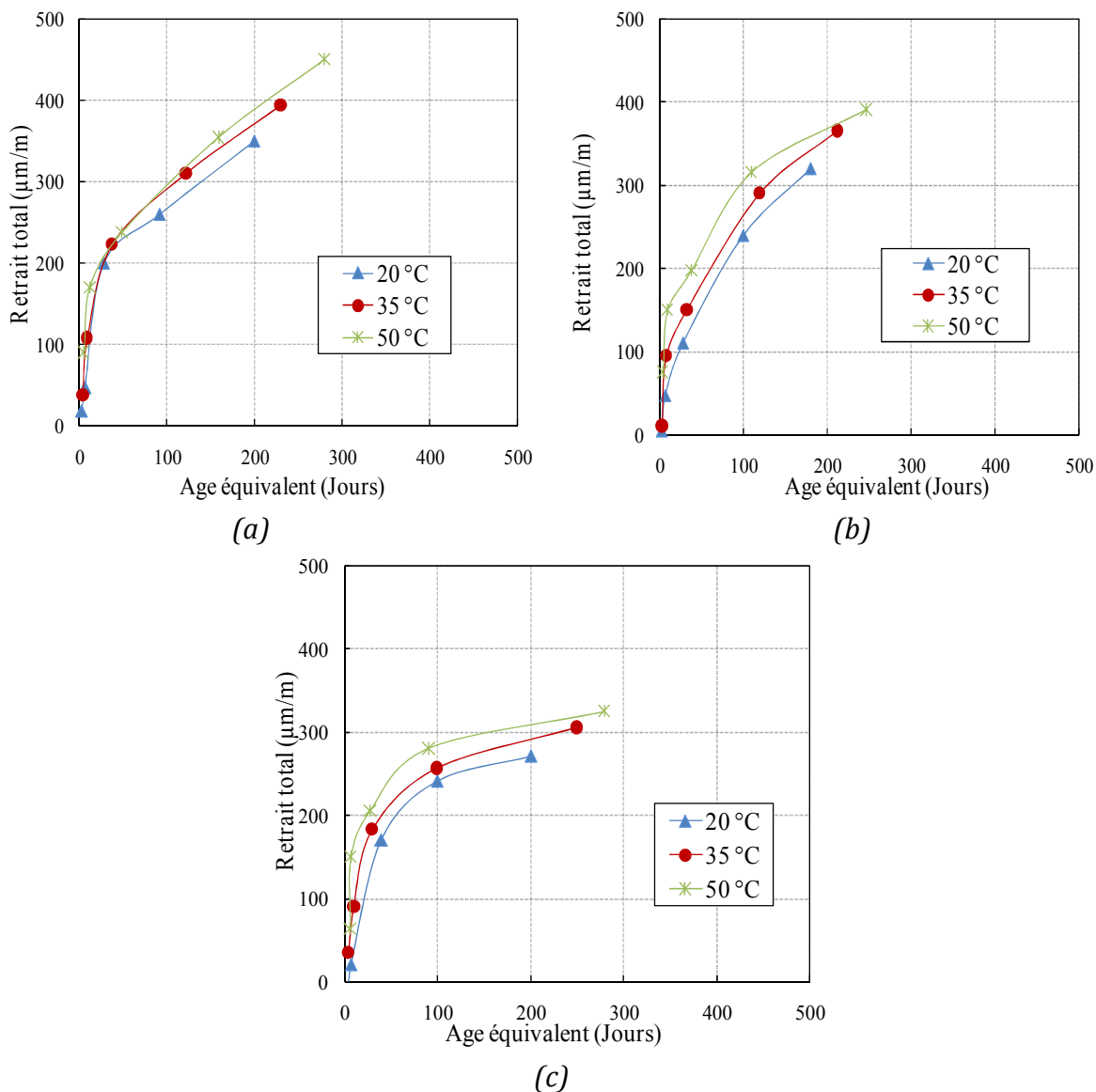


Figure 6-13 : Application du principe de maturité sur le retrait total : (a) BHRFSFP-0,1 ; (b) BHRFSFP-0,2 ; (c) BHRFSFH.

Connaissant l'énergie d'activation apparente de chaque composition, on peut appliquer le principe de maturité sur l'évolution des déformations du retrait total. Sur chaque figure, les points expérimentaux et les courbes d'évolution sont présentés. Nous pouvons remarquer que le fuseau des courbes obtenu est étroit dans certains cas et une bonne superposition dans d'autres cas. Ce qui montre que l'utilisation du principe de maturité est pertinente pour la prédiction de déformations du retrait total des bétons, et donc confirmer les travaux de (Kamen 2007).



## 6.4 Conclusion

Au cours de ce chapitre, on a déterminé différentes propriétés de durcissement des bétons dont le demi-âge du retrait total ( $t_{50}$ ), l'énergie d'activation apparente ( $E_a$ ) et le degré de hydratation ( $\alpha$ ). Nous avons étudié l'influence de plusieurs paramètres sur les valeurs de ces propriétés :

- *L'influence du rapport Eau/Ciment* : Ce paramètre a une influence négligeable sur la valeur de l'énergie d'activation.
- *Le type de ciment* : la présence de fumée de silice entraîne une augmentation de l'énergie d'activation apparente pour les essais de retrait total, la valeur de l'énergie d'activation calculée semble être faible pour des ciments contenant de la fumée de silice. Les valeurs d'énergie d'activation apparente montrent que le retrait total du béton à haute résistance en présence de la fumée de silice est plus important que celui du béton de référence.
- *L'addition des fibres dans le béton* diminue l'énergie d'activation apparente d'une manière significative. Les réductions d'énergie d'activation apparente par l'addition de 0,5% des fibres métalliques sont 48% et 38% pour le BO et le BHRFS respectivement, et par l'addition de 1 % des fibres métalliques sont 55% et 63% pour le BO et le BHRFS respectivement. Par l'addition de 0,2% des fibres en polypropylène, la réduction est 69 % pour BHRFS. L'hybridation des fibres (0,5%FM et 0,1%FP) réduit l'énergie d'activation apparente de 27%
- Les résultats de retrait total montrent que les fibres en polypropylène sont plus efficaces que les fibres métalliques. Le degré d'hydratation ( $\alpha$ ) augmente avec l'élévation de la température de cure. L'addition de la fumée de silice augmente le degré d'hydratation, et la présence de fibres évidemment diminue le degré d'hydratation des bétons.
- Le principe d'âge équivalent appliqué sur le retrait total des bétons testés, soumis à trois températures de cure isotherme, a montré une bonne superposition des différentes courbes qui confirme que le principe d'âge équivalent peut être appliqué au retrait total.

***Chapitre 7***  
***Evolution de la déformation sous***  
***chargement***

## **Chapitre 7**

### **Evolution de la déformation sous chargement**

#### **7.1 Introduction**

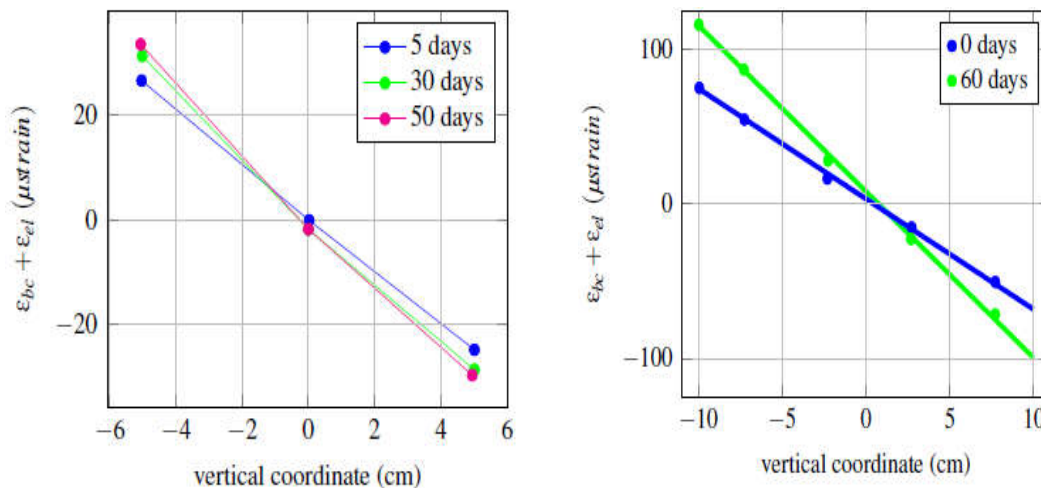
Bien qu'il fasse l'objet de plusieurs études, le fluage du béton reste un phénomène mal compris étant donné que plusieurs paramètres physiques, chimiques et mécaniques le rendent complexe. Durant ces dernières années, les chercheurs ont montré que le comportement différé du béton à haute résistance et du béton ordinaire est en générale différent, notamment avec une amplitude plus faible du fluage et une cinétique plus rapide pour le BHR.

#### **7.2 Travaux antérieurs sur fluage**

Plusieurs travaux portent sur le fluage sous flexion 4 points dans la littérature. Des essais en traction, compression et flexion ont été réalisés par Ranaivomanana (*Ranaivomanana et al. 2013*) où des éprouvettes de dimension 100×100×500 mm sont testées 28 jours après leur fabrication. Lors du chargement, la contrainte en fibre inférieure est égale à 50% de la résistance en traction directe.

Le même type d'essais a été réalisé par Tailhan & al. (*Hilaire 2013*), cependant, les éprouvettes étudiées sont plus massives (150×200×700 mm) et les essais sont réalisés 64 jours après la fabrication des éprouvettes. L'éprouvette en flexion est chargée à 70% de sa résistance maximale. Le retrait endogène est négligeable. Plusieurs observations sont communes à ces deux études sur le fluage sous flexion 4 points, les auteurs observent que la section normale reste plane durant l'essai (Figure 7-1 a et Figure 7-1 b). De plus, l'axe neutre ne se déplace pas, sa position n'est pas sensible à la déformation de fluage. Ces résultats assurent l'hypothèse de Navier-Bernoulli, les sections droites, planes et perpendiculaires à la ligne moyenne avant déformation, restent planes et perpendiculaires à la ligne moyenne après déformations. Il n'y a pas gauchissement des sections droites.

En connaissant les deux chercheurs que les conditions environnementales retenues impliquent que la déformation de fluage est l'unique déformation différée. La structure est mise sous charge 28 jours et 64 jours après sa fabrication. En conséquence, les phénomènes liés à l'hydratation du béton sont négligés (retrait endogène, baisse des propriétés visqueuses, gains en résistance...).



(a) Déformation visco-élastique normale (b) Déformation visco-élastique normale  
 Figure 7-1: Fluage d'une poutre sous chargement maintenu (Hilaire 2013, Ranaivomanana 2013).

AL Chami & al. (Al Chami et al. 2009) ont étudié le fluage sur les poutres de dimension 100×150×1800 Lors du chargement, le moment appliqué en service est varié entre à 59% et 78 % de le moment maximal (la résistance maximale). Le caractère viscoélastique d'un béton est un phénomène important du comportement du béton car il peut engendrer des déformations importantes. Ces déformations seront d'autant plus importantes que le temps de chargement est long (comportement à long terme d'une structure) mais également d'autant plus importantes que la rigidité du béton est faible (au jeune âge).

Il est donc indispensable de caractériser le comportement sous contraintes constantes du béton pour déterminer les déformations d'une structure. C'est pourquoi, une campagne d'essai de fluage total sur des poutres 150 x150 x 2800 mm a été réalisée. Pour cette étude la contrainte appliquée est constante pour toute les poutres égale 2,25 MPa représentent une variation de 30 % au 51 % de la résistance à la traction par flexion du béton en fibre inferieure au moment du chargement (28 jours), en supposant que la contrainte normale à la section est égale à celle calculée avec la théorie des poutres.

Ainsi, on reste dans des domaines de chargement correspondant au fluage primaire (fluage linéaire) du béton (ne pouvant entraîner la rupture ou des non-linéarités) (Figure 7-2) (Ranaivomanana 2013, Schrage et Springenschmid 1996, Maia et Figueiras 2012, Dilger et al. 1996). D'autre part, Les propriétés viscoélastiques contribuent à relaxer les contraintes qui se développent sous conditions d'entrave dans les matériaux cimentaires. Les modules élastiques instantanées (28 jours), la résistance à traction par flexion des bétons testés des poutres, le taux de chargement et l'âge de chargement sont présentes dans Le Tableau 7-1.

Tableau 7-1: Caractéristiques des poutres soumises aux essais du fluage total.

Bétons	Age du béton au chargement (jours)	Résistance à la traction par flexion (MPa)	Taux de chargement (%)	Module élastique instantanée $E_{i28j}$ (GPa)
BO	28	4,4	51	24,3
BHR	28	4,8	47	31,1
BHRFS	28	5,4	42	33,2
BHRFM-0.5-55	28	5,8	39	33,5
BHRFM-1-55	28	7,5	30	35,3
BHRFM-0.5-80	28	5,3	42	33,3
BHRFM-1-80	28	7,2	31	35,2

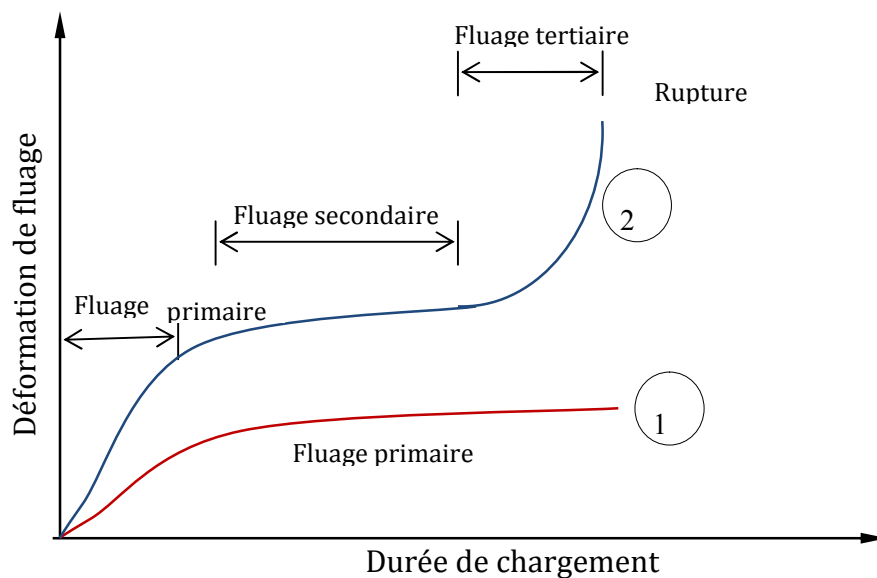


Figure 7-2: Evolution de la déformation de fluage en fonction du temps, sous charge modérée (1) et sous charge intense (2) pouvant conduire à la rupture par fluage tertiaire (Ranaivomanana 2013).

Les objectifs de la recherche présentée dans ce chapitre sont multiples :

- Compréhension de la cinétique et l'amplitude du fluage en compression et en traction pour des poutres isostatiques en béton ordinaire et à haute résistance.
- Étude de l'influence de la composition du béton (E/C).
- Étude de l'influence de la fumée de silice.
- Étude l'influence des fibres (dosages et élanement ( $L_f/d_f$ ).

Quelques termes utilisés (Loukli 1996) :

- Déformation instantané : est la composante élastique de la déformation final, mesuré immédiatement après la mise la charge.
- Déformation totale : est une déformation mesurée sous charge maintenue constante, elle est égale à la somme du retrait mesuré depuis le moment de la mise de charge, de la déformation instantané et de la déformation de fluage.

$$\varepsilon_{total} = \varepsilon_{fluage} + \varepsilon_{retrait} + \varepsilon_{instantané} \quad [7-1]$$

- Fluage spécifique (J) est une notion qui permet la comparaison des déformations de fluage sous différentes contrainte ou à différents âges de chargement. Il est défini comme étant le rapport de ce déformation de fluage à la contrainte de chargement, ou par une autre définition est le rapport entre la déformation du fluage à instant donné et la déformation instantanée, son unité est ( $\mu\text{m}/\text{m}/\text{MPa}$ ).

$$J(t, t_i) = \varepsilon_f(t) / \sigma_0 \quad [7-2]$$

Cet équation 7-2 est valable en considérant des contraintes dans le domaine linéaire du béton soit 30%-60% de la résistance ultime et est commune à la plupart des modèles réglementaires.

- Coefficient du fluage à long terme :

$$\Phi(t, t_i) = (\varepsilon_f(t) \times E_{i28j}) / (\sigma_0 \times 0.6 \cdot 10^6) \quad [7-3]$$

$E_{i28j}$  : Module élastique statique instantané à 28 jours

### **7.3 Procédure de lancement l'essai de fluage**

Dans cet essai, Les corps d'épreuve sont composés de 7 poutres de section rectangulaire  $15 \times 15 \text{ cm}^2$  et de longueur 2,60 m entre axe. Le suivi du fluage en flexion se fait au moyen de la mesure des déformations sur les fibres extrêmes tendues et comprimées. Rappelons que les déformations positives correspondent à une extension et celles négatives à une contraction.

#### **7.3.1 Préparation des poutres**

Le ferrailage longitudinal dans la zone comprimée est identique que celle de tendue. Les cadres sont espacés de 10 cm pour toutes les poutres; ces dernières sont coulées avec différentes compositions de béton comme indiqué dans le Tableau 7-1 le ferrailage des poutres est reporté sur la Figure 7-3.

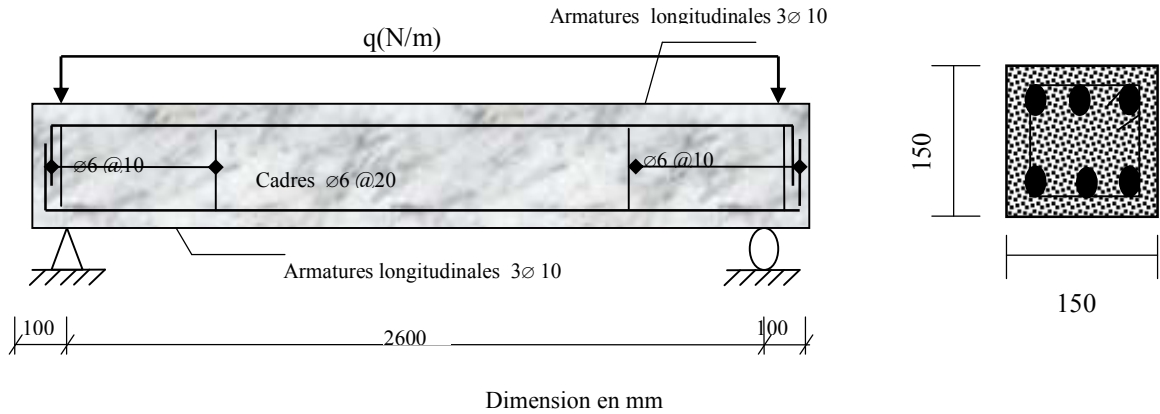


Figure 7-3 : Ferrailages des poutres.

Les corps d'épreuves sont bâtis au laboratoire. Les poutres sont coulées à l'aide d'un malaxeur à axe vertical, puis vibrées pendant le coulage avec un vibreur à aiguille, afin d'avoir un béton homogène avec un minimum de vides. L'affaissement au cône d'Abrams est mesuré à chaque coulage pour vérification par rapport aux bétons étudiés. Parallèlement aux essais sur les structures, des prélèvements d'éprouvettes de chaque gâchée sont réalisés pendant le coulage pour le contrôle et la vérification du béton utilisé. Il s'agit de moules cubiques de 10 cm de côté pour le contrôle de la résistance à la compression du béton et des moules prismatiques ( $7 \times 7 \times 28 \text{ cm}^3$ ) pour le contrôle de la résistance à la traction. Les poutres sont conservées à  $20 \pm 2 \text{ }^\circ\text{C}$  et à  $50 \pm 5 \%$  d'humidité relative dans l'attente du lancement des essais de fluage après 28 jours ( $t_i = 28 \text{ jours}$ ). Les poutres doivent être protégées de la dessiccation tout au long de la durée qu'avant l'essai du fluage (Figure 7-4).



Figure 7-4: Poutre avant et après le coulage.

### 7.3.2 Protocole de mise en charge

Pour les essais de fluage, la contrainte constante appliquée est égale 2,25 MPa, qui correspond au taux de chargement variable (Figure 7-5) Dans tous les cas le protocole de mise en charge a suivi les étapes suivantes :

- mesure de la distance entre les plots à l'état initial ;
- mesure de la distance entre plots de mesure ;
- vérification du centrage des poutres et de l'application de la charge ;
- augmentation de la charge par sauts successifs jusqu'au chargement final ;
- mesure de la distance entre les plots de mesure entre chaque saut afin vérifier le centrage et pour obtenir également des données pour le calcul de la déformation instantanée ;
- maintien du chargement final constant par ajustement manuel.



Figure 7-5: Spécimens chargés

### 7.3.3 Appareillage de mesure

Pour la mesure fluage, on utilise un dispositif de mesure qu'on a utilisé précédemment pour mesurer le retrait libre sur les corps d'éprouvettes, au moyen d'un comparateur digital standard de 0,001 mm de précision. Cet instrument permet de mesurer facilement l'écart entre deux plots métalliques ancrés au béton à une distance de 15,5 cm. Pour la mesure de la flèche, dans chaque poutre on a préparé toute une série de comparateur de 0,01mm de précision avec des supports (Figure 7-7).



Figure 7-6 : Avant et après la mesure du fluage en compression.



### 7.3.4 Suivi des déformations différées

Après la mise en charge, on commence la mesure du fluage. Ces mesures sont effectuées en 2 endroits de chaque poutre, à la fibre supérieure (zone comprimée) pour mesurer le fluage en compression, et à la fibre inférieure (zone tendue) pour mesurer le fluage en traction tels que les deux endroits sont situés à mi-portée.

Le suivi des déformations est effectué à l'aide d'un comparateur. Le comparateur est systématiquement remis à zéro avant chaque série de relevés à l'aide du bouton étalon et le « zéro » est régulièrement vérifié au cours d'une même série. Une série de relevés correspond à une même échéance et consiste à mesurer les déformations sur l'ensemble des poutres de fluage pour une campagne expérimentale donnée. Lors des premiers jours les mesures s'effectuent deux fois par jour, durant la première semaine; puis une fois par jour les semaines suivantes, puis une fois par semaine (Al Chami et al. 2009). A titre d'information, lorsque pour une même base de mesure, vingt mesures sont répétées avec remise à zéro systématique du comparateur avant chaque mesure, l'écart entre la valeur maximale et minimale mesurée ne dépasse pas 2  $\mu\text{m}$ . Par convention, le fluage en compression est pris positif et fluage en traction est négatif. La déformation de fluage en compression ou en traction est déterminée par la formule suivante :

$$\varepsilon_{\text{fluage}} = \Delta l / l \quad [7-4]$$

$$\Delta l = l_i - l_0 \quad [7-5]$$

où :

$l$  : représente la longueur de la poutre entre les faces des deux plots de mesure en contact avec le béton, soit 15,5 cm pour nos poutres,

$l_0$  : correspond à la mesure de référence, soit la longueur mesurée lors de la première échéance,

$l_i$  : est la mesure relevée à un instant  $t$ .

Les mesures ont été faites durant trois saisons respectivement, l'hiver, le printemps et l'été.

Concernant la déformation du fluage instantanée, il faut préconiser que celle-ci doit être mesuré immédiatement après la mise en charge pour chaque poutre. Parallèlement aux mesures du fluage, on mesure la flèche qui représente dénivelée verticale de la poutre sous chargement. Les mesures sont effectuées en un seul point à mi-portée par des comparateurs, de précision 0.01 mm, supportés par support (Figure 7-7).



Figure 7-7 : Mesure de la flèche.

## 7.4 Interprétation et analyse des résultats expérimentaux

Les résultats expérimentaux de fluage total sont présentés et analysés dans cette partie en fonctions quatre paramètres: Influence du rapport Eau /Ciment, Influence de la fumée de silice, Influence des fibres métalliques, comparaison entre fluage en compression et fluage en traction et évolution de la flèche à long terme.

### 7.4.1 Fluage total

#### 7.4.1.1 Influence d'Eau/Ciment

L'évolution de fluage du béton dans les premières jours de mesure (après chargement) est linéaire, que présente une déformation élastique puis les autres jours de mesure la cinétique du fluage est quasi- linéaire, ce présente une déformation viscoélastique (Figure 7-8). Le potentiel du fluage du matériau diminue avec l'avancement de l'hydratation et le durcissement du béton. Le béton ordinaire présente des fluages en compression et en traction très importants et atteignant  $183 \mu\text{m}/\text{m}$  et  $-234 \mu\text{m}/\text{m}$  respectivement 8 mois. Pour le fluage du béton à haute résistance, ces valeurs sont de  $140 \mu\text{m}/\text{m}$  et  $-183 \mu\text{m}/\text{m}$  d'après 8 mois de chargement. Cet effet peut être attribué à la plus faible rigidité de béton ordinaire par rapport au béton à haute résistance où l'ampleur de l'hydratation est importante donnant lieu à beaucoup d'hydrates denses avec très peu de porosité (Kamen 2007, Marzouk 1991). Les études faites par Domone (Grazia Daniela 2000) sur l'influence du rapport d'eau/ ciment sur le fluage en traction ont montré que la diminution du rapport eau/ciment conduit à la réduction du fluage. Dilger & al. (Dilger et al. 1996) ont trouvé que le fluage en compression diminue avec de diminution de E/C. Ils expliquent les résultats par le fait que la diminution de rapport E/C conduit à l'augmentation de la résistance à la compression, qui permet de réduire le fluage à long terme. Pour Mehta & al. (Kamen 2007); quand le volume de la pâte augmente, le fluage augmente aussi. La même tendance a été observée par Altoubat & Lange (Altoubat et Lange 2001). Dans le cas du fluage en traction pour des bétons ordinaires avec des rapports E/C entre (0.4 et 0.5). Le fluage tend à augmenter dans un mélange avec un faible rapport E/C mais contenant un volume de la pâte plus important. Les auteurs supposent que les propriétés mécaniques du béton sont fortement corrélées avec le degré d'hydratation. En effet, la formation des

hydrates s'accompagne d'une baisse des propriétés visqueuses et donc des complaisances de fluage. Cependant, si le glissement des feuillettes de C-S-H est un des moteurs du fluage, alors la création de nouveaux hydrates devrait s'accompagner d'une augmentation de l'amplitude de fluage. Ce que fait qu'un béton fortement dosé en ciment fluera plus qu'un béton faiblement dosé.

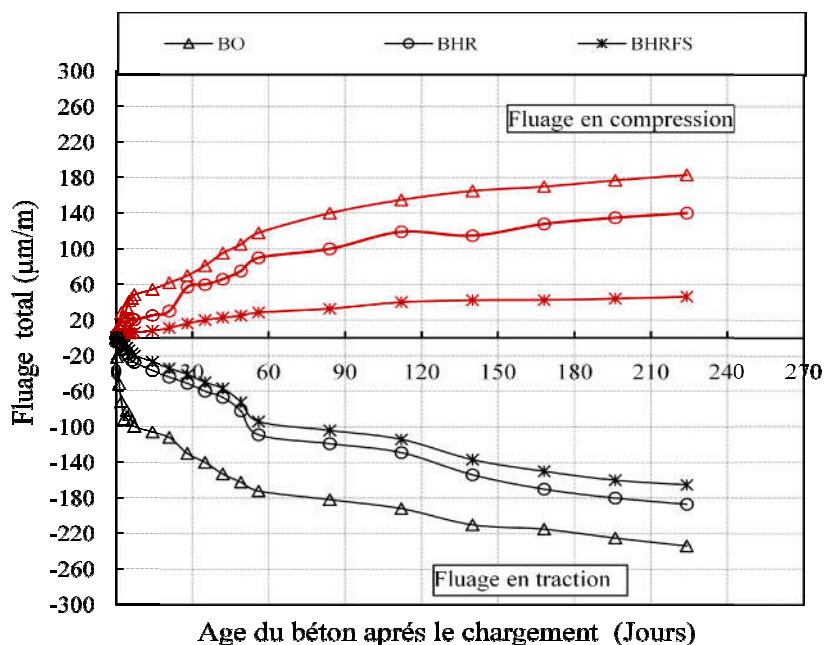


Figure 7-8 : Influence du rapport eau/ ciment et la fumée de silice sur le fluage en compression et fluage en traction pour des bétons durcis, chargé à 28 jours .

#### 7.4.1.2 Influence de la fumée de silice

Pour comprendre l'influence de la fumée de silice sur le fluage, on compare la cinétique de fluage de BHRFS et BHR en fonction du temps. Les courbes (Figure 7-8) montrent une cinétique rapide de fluage en BHR par rapport de BHRFS. La réduction de fluage en compression par l'addition de fumée de silice après 240 jours de chargement est 65% par contre de fluage en traction est 20%. 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 durci contenant de la fumée de silice, elle empêche aussi les mouvements d'eau à l'intérieur (Bissonnette et Pigeon 1995, Grazia Daniela 99, Ranaivomanana et al. 2013, Persson 2001). Jianyong & Yan (Jianyong et Yan 2001) ont constaté que l'addition de la fumée de silice dans le béton à haute résistance réduit le fluage en compression considérablement. La fumée de silice augmente la quantité des hydrates de gel C-S-H et la densité de la pâte de ciment durcie qui rendent le béton plus fort et plus résistant à la déformation causée par la contrainte appliquée sur celui-ci. Selon Neville (Kamen 2007), un ciment extrêmement fin donne un fluage au jeune âge élevé mais à long terme un plus faible fluage. Par contre, d'autres

études ont montré que les bétons contenant de la fumée de silice et sollicités dès le jeune âge (1 à 7 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 (Bissonnette et Pigeon 1995, Kamen 2007, Tao et Weizu 2006). Par ailleurs selon Loukili (Loukili 1996), 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 (Kamen 2007), les ajouts minéraux capables d'affiner la structure poreuse présentent généralement un fluage plus élevé, du fait que le fluage est lié à l'eau tenue dans les petits pores. La différence de réduction entre fluage en compression et en traction par l'addition de fumée de silice est due aux caractéristiques physico-mécaniques des bétons et sa relation avec la présence de la fumée de silice (voir Chapitre IV). En résumé, la fumée de silice renforcera considérablement la structure et réduira le fluage du béton à haute résistance dans les poutres.

### 7.4.1.3 Influence des fibres métalliques

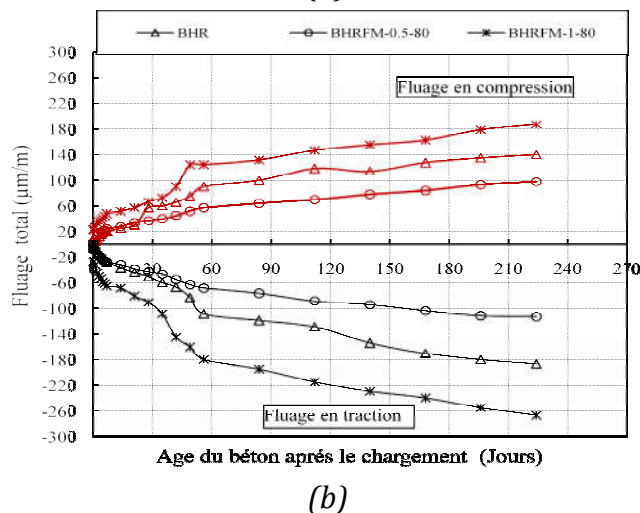
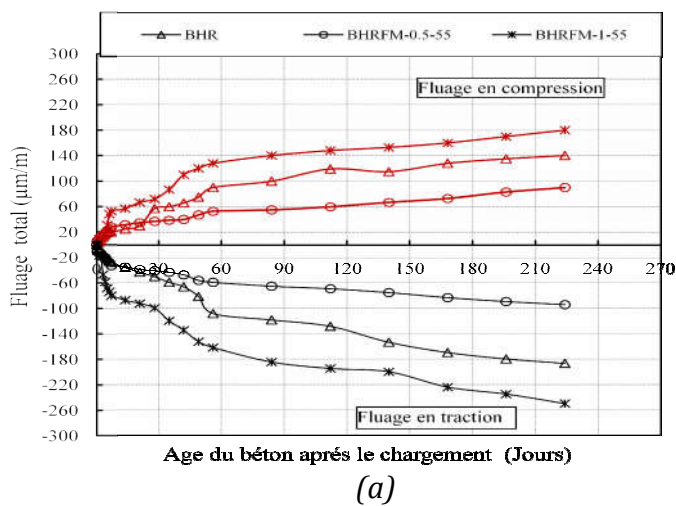


Figure 7-9 : Evolution du fluage total de béton de référence et bétons fibrés :  
(a) élancement 55 ; (b) élancement 80.

La cinétique de fluage en fonction de temps est quasi- linéaire (fluage primaire), l'introduction de 0,5 % des fibres métalliques diminue significativement le fluage total des poutres. Un ajout de 0,5 % en volume de fibres métalliques dans le béton à haute résistance réduit l'amplitude du fluage en compression de 35 % et 45% pour fluage en traction, l'incorporation de 1 % en volume de fibres métalliques dans le béton de référence augmente l'amplitude du fluage en compression de 29% et 45% pour fluage en traction (Figure 7-9).

En revanche, la valeur de pourcentage des fibres métalliques 0,5 % est une valeur optimale pour le fluage en compression et fluage en traction des poutres. D'après Altoubat & Lange (*Altoubat et Lange 2001*), les fibres contrôlent les microfissures, mobilisent un plus grand volume de pâte pour le transfert des contraintes. Les contraintes internes deviennent alors moins intenses et mieux réparties, ce qui entraîne une réduction de la cinétique initiale du fluage. Dans une autre explication, le phénomène de fluage aurait pour origine un endommagement par microfissuration probablement en lien avec le gradient de déformations entre la pâte et les granulats, conséquence du chauffage et/ou du chargement. Cet endommagement entrainerait une concentration des contraintes appliquées sur les sites non fissurés engendrant une élévation de la cinétique de fluage. Ce mécanisme paraît être limité par l'action des fibres métalliques à grâce leur module élastique élevé, ce qui tend à prouver, compte tenu du mode d'action des fibres métalliques, qu'un phénomène de microfissuration sous-jacent est bien présent (*Hamrat et al. 2016, Ranaivomanana et al. 2013, Bernard 2010*). Si on base sur la théorie de l'écoulement visqueux, le béton est composé d'une phase visqueuse (pâte de ciment) et une phase solide (granulats+ fibres). L'écoulement de la pâte de ciment est empêchée par des fibres quant un chargement est appliquée. Les contraintes sont transmises progressivement aux fibres, soulageant la pâte de ciment et donc l'évolution de fluage diminue.

Un effet inverse est observé dans l'accroissement de l'amplitude de déformation du fluage total par l'addition de 1 % de FM par rapport aux autres bétons malgré que les caractéristiques physico-mécaniques de béton fibré à haute résistance par 1% de FM sont plus importantes que le béton de référence (BHR) et béton fibré à haute résistance par 0,5 % de FM. Donc cette contradiction des résultats peut être due aux zones de grande concentration des fibres métalliques dans le béton fibré. En effet l'addition de 1 % des fibres métallique donne une concentration plus importante que l'addition de 0,5 % de FM dans le cœur des poutres en béton armé. En revanche, la pâte de ciment est plus exposée à la microfissure; Les microfissures formées en surface facilitent la formation et la propagation de fissures et donc l'amplitude du fluage total comparativement aux autres bétons (*Ranaivomanana 2013*). En conclusion, le fluage est réduit non seulement par les caractéristiques mécaniques des bétons mais par les caractéristiques géométriques des fibres métalliques et leur influence sur les propriétés du béton fibré à l'état frais et durci.

Pour du béton fibré, l'interface pâte de ciment-fibres métalliques semble jouer un rôle important pour expliquer la différence entre le fluage en compression et fluage en traction (*Hilaire 2013*).

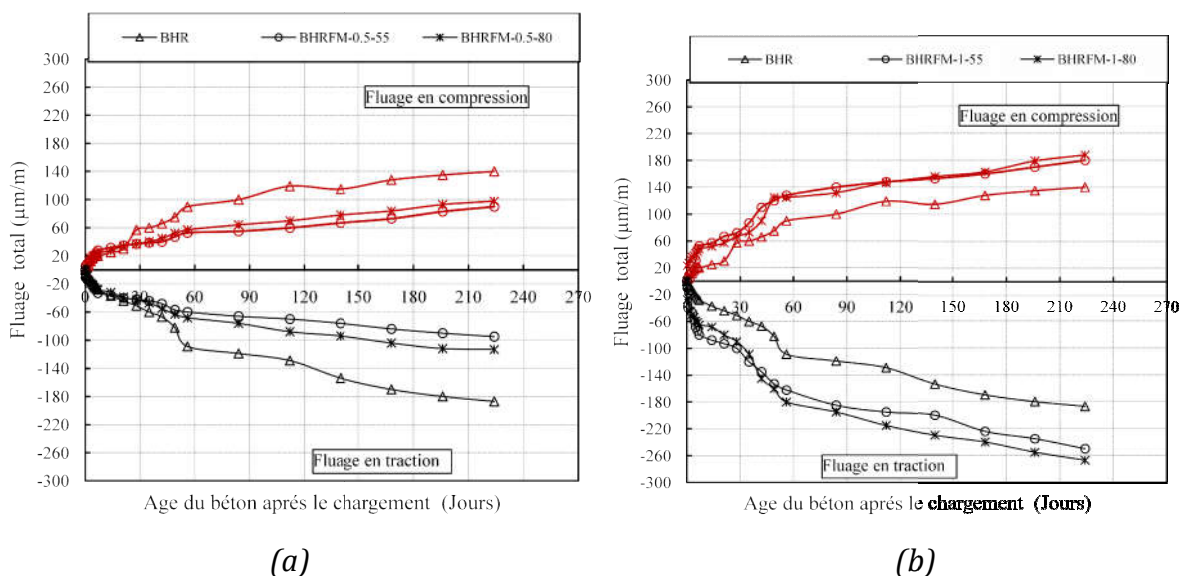


Figure 7-10 : Effet de l'élançement de fibres métalliques sur le fluage total : (a) 0,5% FM ; (b) 1% FM.

Concernant l'effet de l'élançement ( $l_f/d_f$ ) sur la déformation (Figure 7-10) les résultats montrent que les fibres métalliques d'élançement ( $l_f/d_f=55$ ) sont plus efficaces et diminuent les fluages en compression et en traction que les fibres métalliques de l'élançement de ( $l_f/d_f=80$ ). Selon Bissonnette et Pigeon (*Bissonnette et Pigeon 1995*), l'effet des fibres métalliques vis-à-vis du fluage résiderait essentiellement au niveau de la qualité de l'interface fibre-pâte qui dépendrait de leur taille et leur géométrie. Concernant la taille, les microfibrilles induiraient la présence d'air entraîné tandis que les macrofibres modifieraient la microstructure. Au final, on assiste à une augmentation du fluage. A propos de l'effet de la géométrie des fibres sur le fluage, il serait différent si les fibres sont droites (interface de moindre qualité donc fluage plus important) ou ondulées (interface de meilleure qualité donc fluage réduit) pour le même dosage en fibres (*Bissonnette et Pigeon 1995*)

#### 7.4.1.4 Comparaison entre fluage en compression et fluage en traction

Les courbes de fluage illustrent une cinétique rapide des déformations du fluage peu de temps après la mise en charge. Le fait que la section reste plane après avoir subi une rotation indique que le fluage en traction est identique à celui en compression. Ceci indique que l'allure des déformations des deux sollicitations est identique (*Kamen 2007, Kamen et al. 2009*). D'après les figures ci-dessus, on constate que l'évolution de la cinétique de fluage total en traction est plus rapide que celle du fluage total en compression; les valeurs de pic de fluage en traction sont plus importantes que le fluage en compression. Le fluage en traction dépasse celui en compression par des grandeurs

de 21% , 22%, 37%, 5%, 28%, 13% et 35% pour BO , BHR, BHRFS, BHRFM-0,5-55, BHRFM-1-55, BHRFM-0,5-80 et BHRFM-1-80 respectivement.

Plusieurs travaux ont montré que la déformation de fluage du béton en traction et en compression sont comparables (*Kamen 2007*). Par contre, selon (*Neville 2000*) et *Baron & Sauterey (Kamen 2007)*, le fluage en traction est de 20 à 30 % supérieur au fluage en compression sous une même contrainte et même condition de conservation. Cette différence peut 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 2000*). Cependant *Rossi & al. (Rossi et al. 2012)* ont trouvé que la cinétique de fluage en compression est plus grand de 25% que celle en traction mesuré sur des éprouvettes en béton ordinaire.

D'après *Lynam*, il existe trois mécanismes pour expliquer le fluage; la microfissuration, la théorie de l'écoulement visqueux et les mouvements de l'eau absorbée, cependant l'augmentation du fluage en traction par rapport à celui en compression est basée sur deux mécanismes essentiels, la microfissuration impliquerait vraisemblablement une perte de rigidité du béton (*Benaissa et al. 1993*). Cet effet est dû à la plus faible rigidité de la fibre extrême tendue que la fibre extrême comprimée (module d'élasticité en compression est plus important que le module d'élasticité en traction) où la capacité portante est plus élevée à cause de la résistance élevée du matériau. La fibre extrême comprimée, permet donc d'atténuer les contraintes induites avec comme conséquence, une déformation de fluage total faible.

D'autre part, le fluage en traction crée des fissures, ces fissures sont suffisantes pour créer des déformations de retrait supplémentaires associées au déséquilibre hydrique interne et/ou à une poursuite de l'hydratation. Un état d'endommagement modéré suffit pour créer la variation de dépression capillaire nécessaire pour obtenir le retrait additionnel. De plus la faible déformabilité due à la formation de nouveaux hydrates durant l'avancement du processus d'hydratation dans la zone comprimé que la zone tendue, ceci influe évidemment sur l'évolution de la résistance dans le temps sous les deux types de sollicitation (*Kamen 2007*). *Al Chami & al. (Al Chami et al. 2009)* ont trouvé une relation proportionnelle entre l'évolution de fluage par flexion (Fluage en compression et fluage en traction) et les fissurations dans les poutres en béton à haute résistance et béton fibré à haute résistance. Concernant le mécanisme l'écoulement visqueux, *Al- Kubaisy (Hilaire 2013)* a observé que de la microfissuration apparaît lorsqu'on soumet une éprouvette à de la traction, la nature irréversible de ce phénomène le rapproche du glissement des feuilletts C-S-H et donc une déformation de en traction importante.

En résumé, la comparaison des courbes de fluage sous différentes sollicitations montre que le comportement différé du béton dépend du type de la contrainte appliquée. La différence constatée ne peut pas alors s'expliquer uniquement en s'appuyant sur la nature visqueuse de la pâte de ciment, En effet dans ce cas, le fluage

devrait être identique quelle que soit le type de sollicitation (*Ranaivomanana et al. 2013*).

## **7.4.2 Evolution de la flèche**

### **7.4.2.1 Influence de la résistance**

L'étude de l'évolution des flèches met en évidence des comportements très différents d'un matériau à l'autre. La Figure 7-11 montre une représentation graphiquement de la cinétique de flèche à mi portée de la poutre isostatique en fonction de temps de BO, BHR et BHRFS. On peut remarquer que l'extrême rapidité des déformations de flèches très peu de temps après application de la contrainte, l'amplitude de la flèche instantanée ont 0,72 mm ; 0,6 mm et 0,58 mm pour BO, BHR et BHRFS respectivement. La cinétique des flèches est divisée en trois domaines :

- L'intervalle de temps de premier domaine est compris entre 0 jour et 60 jours que représente le comportement viscoélastique, dans ce domaine la flèche se développe plus rapide, le faisceau des courbes montre l'influence considérable de rapport E/C sur le comportement de la flèche, le pic de la flèche de BO est égale 3,6 mm et 2,9 mm pour BHR, l'addition de la fumée de silice réduit la flèche environ de 25 %.
- L'intervalle de deuxième domaine est varié entre 60 jours au bout 150 jours, est représente un domaine viscoplastique, on observe une stabilisation de la cinétique de la flèche différée pour les trois type de matériaux. Ceci est dû que le fluage cause d'augmentation des fissurations, microfissurations, perte de précontraintes, redistribution de la contrainte et par conséquent une augmentation dans la flèche différée (*Vandewalle 2000*).
- Après 150 jours on remarque décroissement de l'évolution de la flèche différée, ce représente le troisième gamme (endommagement de matériaux non prévu), cet l'endommagement non prévu peut être dû l'endommagement des hydrates formé à long terme de la pâte de ciment qui a une conséquence directe sur l'évolution des contrainte interne dans le matériau, en permettant de création une nouvelle déformation et microfissuration dans le cœur des poutres, rupture de matériau.



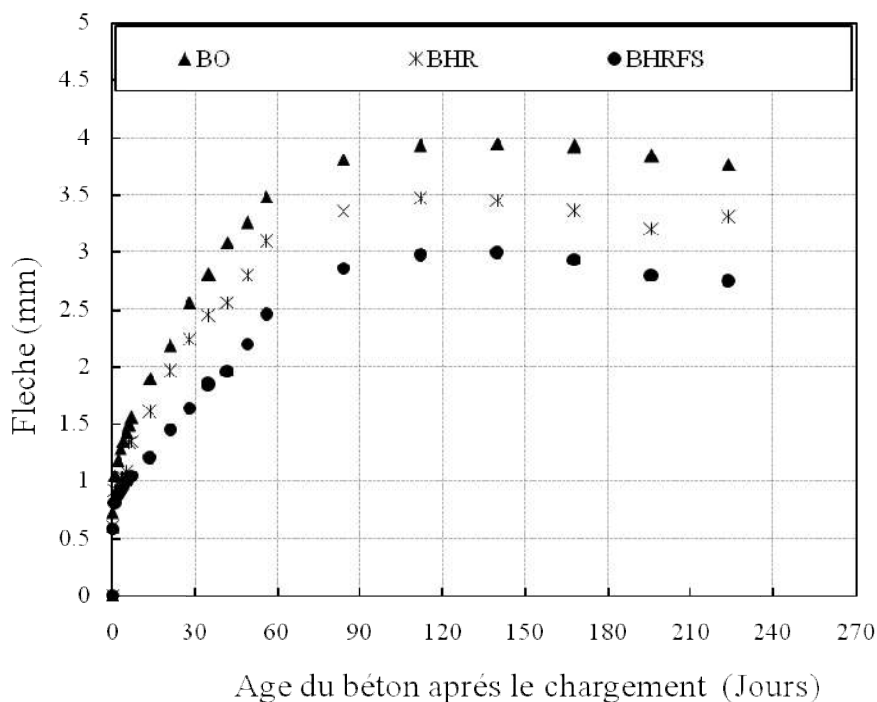


Figure 7-11: Evolution de la flèche différée du BO, BHR et BHRFS.

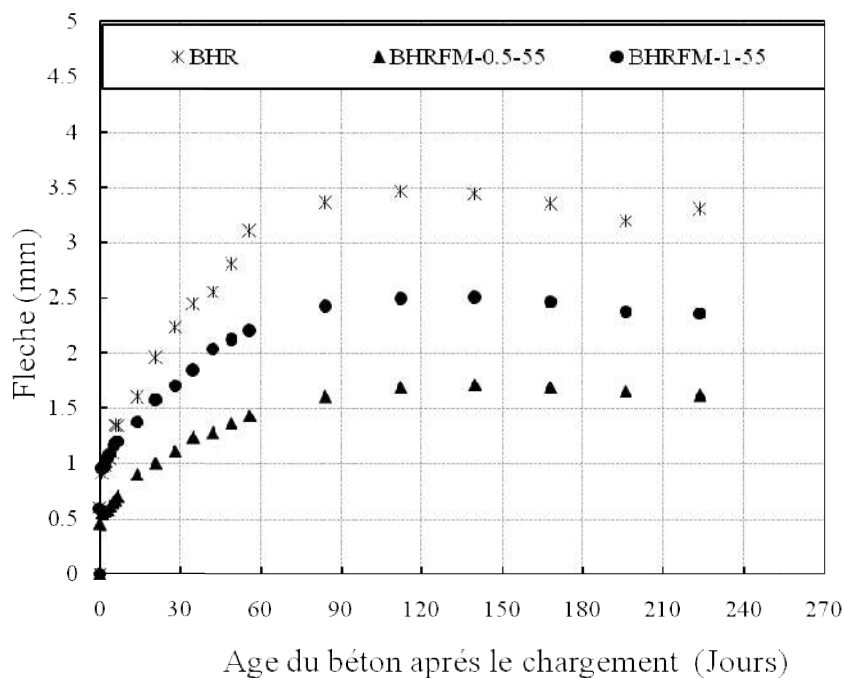
#### 7.4.2.2 Influence des fibres métalliques

Durant les essais de mesure de la déformation différée à mi-portée de poutre en béton armé, on a observé l'effet des fibres métalliques sur la flèche. En comparant les résultats, on trouve qu'il existe trois étapes (Viscoélastique, viscoplastique et endommagement de matériau non prévu) pour chaque graphe comme on a auparavant indiqué dans l'influence de la résistance sur la flèche. En conséquence, ces résultats des essais de flèches sont évidemment justes et logiques.

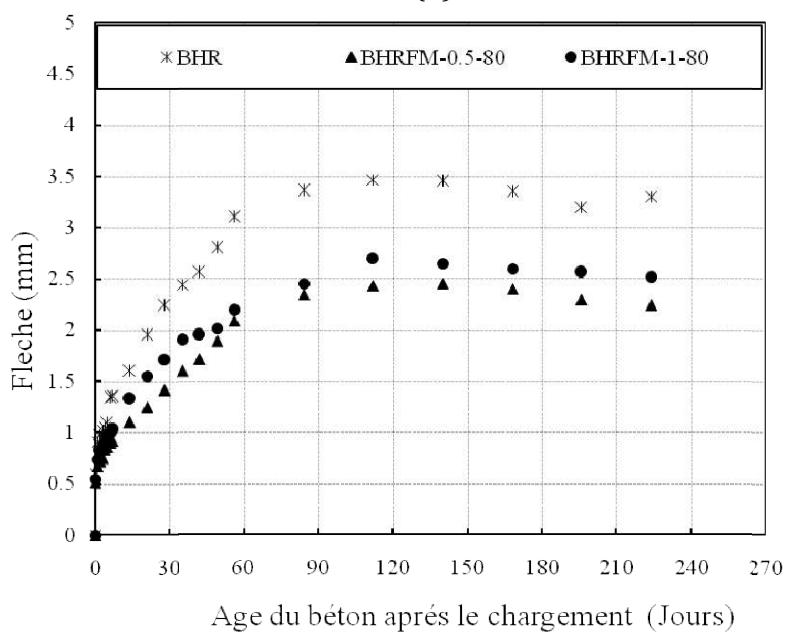
Pour le béton fibré en FM ( $l_f/d_f=0,55$ ) (Figure 7-12 a), on a trouvé que la flèche instantanée pour l'addition de 0,5 % de FM est 0,45 mm et par 1% est 0,59 mm, soit une diminution maximale par rapport le béton de référence BHR 50 % et 30 % par l'injection d'un volume de 0,5 % et 1 % au FM respectivement. Par contre dans le béton fibré par FM ( $l_f/d_f=80$ ) (Figure 7-12 b), on a constaté que la flèche instantanée après chargement immédiatement est 0,51 mm et 0,58 mm par l'incorporation 0,5 % et 1 % de FM respectivement. Le pic de réduction de la déformation verticale par rapport de béton de référence BHR est 30 % et 21 par l'addition de 0,5% et 1% de FM respectivement. D'après ces constatations, on peut avancer des explications concernant la divergences et convergence de la relation de comportement de la flèche avec le comportement de fluage total des poutres de différents bétons fibrés.

L'addition un 0,5 % de FM est plus efficace que 1 %, ceci est dû l'influence de fluage total, la tendance de fluage dans le béton fibré par 1 % de FM est important que celui par 0,5%, ce qui est favorable vis-à vis du risque de fissuration et relaxation de la contrainte dans le béton car un plus grand fluage permet plus une déformation verticale différée.

D'autre part dans le domaine d'endommagement de matériau non prévu, on a remarqué que la cinétique de la flèche est diminuée à long terme malgré existence des fibres métalliques, ce qui explique que les fibres ne peuvent pas résister les contraintes créées par déformation de fluage durant le vieillissement où il n'est pas suffisamment importante pour limiter les fissures attribuées par le fluage. Donc on constate que le comportement de fluage différé n'est pas similaire que le comportement de flèche différée. Il reste bien assez que les fibres métalliques de l'élançement de 0,55 est plus efficace que l'élançement de 80.



(a)



(b)

Figure 7-12 : Comparaison des mesures de flèche dans les bétons fibrés :  
(a) élançement 55 ; (b) élançement 80.

### 7.5 Conclusion

Les résultats obtenus sont un peu cohérents avec ceux de la littérature. Les mesures expérimentales du fluage confirment que le type de fluage obtenu est le fluage primaire.

- le fluage en compression augmente avec le rapport E/C (donc inversement à la résistance) sur béton mature. Le même effet a été constaté pour ce qui est de la traction.
- La fumée de silice a une faible influence sur le fluage en traction.
- La fumée de silice tend à diminuer les déformations de fluage en augmentant la compacité de la pâte.
- L'addition de 0,5 % de fibres métalliques diminue l'évolution de fluage total à long terme.
- Les bétons avec faible rapport E/C présentent une flèche plus faible et une cinétique ralentie. Une diminution de l'ordre de 20 % a été observée pour un béton de haute résistance par rapport à un béton ordinaire.
- le béton avec fumée de silice présente un fluage plus faible que celui de béton normal sans fumée de silice, la fumée de silice contribue de diminution la flèche différée de l'ordre de 18 %.
- Le béton fibré testé se caractérise par un potentiel de flèche faible à cause de la présence des fibres métalliques, mais cette diminution n'est pas linéaire en fonction du volume des fibres inclus dans le béton. Le volume de FM de 0,5 % diminue la flèche différée de 29% à 54%. Cependant, l'addition de 1% de FM diminue la flèche différée de 23% à 29 %.

# **Partie 3 : Etude numérique**

## **Chapitre 8**

### **Modélisation analytique du fluage total en flexion**

## **Chapitre 8**

### **Modélisation analytique du fluage total en flexion**

#### **8.1 Introduction**

Il existe plusieurs modèles qui permettent de quantifier le fluage total des bétons. Les modèles analytiques sont basés sur la méthode d'ajustement des résultats expérimentaux (loi de puissance hyperbolique, loi de puissance deux...etc.). Les modèles rhéologiques comme les modèles de Kelvin-Voigt et Maxwell ont été proposés pour décrire des équations qui nous permettent de prédire le fluage en fonction du temps. On a tenté d'appliquer certains d'entre eux à nos résultats expérimentaux en vue de vérifier leur validité pour les bétons.

Les déformations différées et leurs effets (apparition de flèches dans le cas des structures isostatiques, chutes de tension dans les câbles dans le cas de structures précontraintes ou redistributions de contraintes dans le cas de structures hyperstatiques (*Ranaivomanana 2013*) affectent le comportement à long terme de structures en béton et notamment lorsqu'il s'agit de structures massives (ponts, barrages, enceinte de confinement, etc.). Des études assez récentes portant sur le comportement différé à très long terme du béton ont montré que le fluage continuait toujours à évoluer même après plus de 30 ans de chargement. Les limites rencontrées par la démarche expérimentale (coût des essais, lourdeur des équipements, durée des expériences pouvant aller à plusieurs années) conduisent alors à se tourner naturellement vers la modélisation (*Briffaut et al. 2012*). En préambule de ce chapitre, on présentera deux grandes classes de modèles parmi les plus utilisés pour la prévision du comportement différé du béton que sont:

- Les modèles réglementaires,
- Les modèles rhéologiques.

#### **8.2 Modélisations analytique et numérique**

##### **8.2.1 Fluage en compression**

Les modèles disponibles dans littérature pour le fluage en compression sont des modèles réglementaires analytiques, ce sont des modèles simples. Il s'agit des modèles phénoménologiques à la base des règlements de calcul ainsi que des recommandations (Eurocode 2, ACI 209, B3 etc.). Ces modèles ne permettent d'obtenir qu'une prévision assez grossière du comportement à long terme des structures en béton. Compte tenu de l'écart entre les valeurs issues des règlements et les valeurs expérimentales (de l'ordre de 30%) (*Ranaivomanana 2013*), l'extrapolation du comportement différé aux cas non prévus par la réglementation est interdite. Il est à noter que la plupart de ces modèles réglementaires considèrent la déformation différée comme étant le fluage total. Pour

chaque modèle appartenant à cette catégorie, une complaisance de fluage dont l'expression analytique est fonction d'un certain nombre de paramètres du matériau (résistance en compression, rapport E/C, quantité de ciment, etc.). Pour les ouvrages en bétons courants, le calcul des déformations différées des bétons est réalisé à l'aide de modèles analytiques simplifiés de type réglementaire. Les textes de référence retenus dans le cadre de ces travaux et ayant fait l'objet d'une analyse particulière sont les suivants pour les bétons de référence sans fibres (Vandewalle 2000, Atrushi et al. 2001, kamen 07, Mazloom 2008, Tehami et Ramdan 2009, Wang et al. 2011, Ma et Wang 2012, Eurocode 2) :

- AASHTO LRFD-2010 ;
- ACI 209R-1992 ;
- ACI-Modifié par Huo-2001 ;
- CEB-FIP-1990 ;
- Bazant B3-2000 ;
- Loukili-1996;
- Modèle de Bazant - loi de puissance double-2001 ;
- Modèles analytiques de la procédure d'identification expérimentale spécifiée dans l'Eurocode 2 (norme NF EN 1992-NF EN 1992-2).

Pour le béton fibré (AFGC 02) :

- Modèle analytique proposés par les recommandations 2002 sur les bétons fibrés à haute performance ne subissant pas de traitement thermique.

Nous détaillerons ces modèles qui sont très bien décrits dans les différents règlements:

### 8.2.1.1 AASHTO LRFD 2010

L'expression du coefficient de fluage est donnée par :

$$\Phi(t, t_i) = 1,9 \cdot K_{vs} \cdot k_{hc} \cdot k_f \cdot k_{td} \cdot t_i^{-0,118} \quad [8-1]$$

Avec :

t: Temps de la mesure (jours) ( $t > t_i$ ),

$t_i$ : Age de chargement (jours) ,

$K_{vs}$  : Facteur de l'effet du rapport du volume à la surface d'élément.

$$K_{vs} = 1,45 - 0,13 \left(\frac{v}{s}\right) > 1 \quad [8-2]$$

Où  $\left(\frac{v}{s}\right)$  : Rapport du volume sur la surface d'élément, et maximum est égale 15,3 cm.

$k_{hc}$  : Facteur d'humidité du fluage.

$$k_{hc} = 1,56 - 0,008 H \quad [8-3]$$

Où H : Humidité de la condition ambiante,

$k_f$  : Facteur de l'effet de la résistance du béton.

$$k_f = \frac{35}{7+f_{ci}} \quad [8-4]$$

$f_{ci}$  : Résistance à la compression du béton au moment d'application la contrainte (MPa),

$k_{td}$  : Facteur du développement du temps.

$$k_{td} = \frac{t}{61-0,58f_{ci}+t} \quad [8-5]$$

### 8.2.1.2 ACI 209R-1992

L'expression du coefficient de fluage est donnée par :

$$\Phi(t, t_i) = \frac{t^{0,6}}{10+t^{0,6}} v_u \quad [8-6]$$

Avec :

$t$  : Temps de la mesure (jours) ( $t > t_i$ ),

$t_i$  : Age de chargement (jours),

$v_u$  : Coefficient du fluage ultime.

$$v_u = 2,35 \cdot \gamma_c \quad [8-7]$$

$\gamma_c$  : Coefficient de correction de composition du béton.

$$\gamma_c = \gamma_{ta} \cdot \gamma_\lambda \cdot \gamma_{vc} \cdot \gamma_s \cdot \gamma_p \cdot \gamma_a \quad [8-8]$$

$\gamma_{ta}$  : Facteur de correction de l'âge de chargement :

$$\gamma_{ta} = 1,25 \cdot t^{-0,118} \quad [8-9]$$

$\gamma_\lambda$  : Facteur de correction d'humidité relative ambiante.

$$\gamma_\lambda = 1,27 - 0,0067 \cdot \lambda \quad [8-10]$$

Où :

$\lambda$  : Humidité relative de condition ambiante,

$\gamma_{vc}$  : Facteur de correction du rapport du volume à la surface d'élément, à condition que l'épaisseur d'élément est variée entre 15 cm et 30 cm.

$$\gamma_{vc} = 1,14 - 0,023 h \quad [8-11]$$

Où

$h$  : Epaisseur d'élément (cm).

$\gamma_s$  : Facteur de correction d'affaissement (cm).

$$\gamma_s = 0,82 + 0,067 \cdot s \quad [8-12]$$

Où

$s$  : Affaissement du béton testé (cm).

$\gamma_p$  : Facteur de correction de pourcentage de sable par rapport le volume total des agrégats.

$$\gamma_p = 0,88 + 0,0024 \cdot p \quad [8-13]$$

Où :

p : Pourcentage de sable par rapport le volume total des agrégats,

$\gamma_a$  : Facteur de contenant de l'air.

$$\gamma_a = 0,46 + 0,09 \cdot \alpha > 1 \quad [8-14]$$

Où  $\alpha$  : Contenant de l'air en pourcentage.

### 8.2.1.3 ACI-Modifié par Huo-2001

L'expression du coefficient de fluage est donnée par addition du facteur de la résistance en compression :

$$\Phi(t, t_i) = \frac{t^{0,6}}{k_c + t^{0,6}} \nu_u \quad [8-15]$$

$k_c$  : Facteur de la résistance à la compression.

$$k_c = 12 - 0,5 \cdot f_{c28j} \quad [8-16]$$

$f_{c28j}$  : Résistance à la compression du béton à l'âge 28 jours.

### 8.2.1.4 CEB-FIP 1990

Le modèle considère le béton comme étant un matériau viscoélastique linéaire vieillissant. L'expression du coefficient de fluage est donnée par :

$$\Phi(t, t_i) = \Phi_0 \cdot \beta_c(t - t_i) \quad [8-17]$$

Avec :

t: Temps de la mesure (jours) ( $t > t_i$ ),

$t_i$  : Age de chargement (jours),

$\Phi_0$  : Coefficient du fluage fictif,

$\beta_c$  : Coefficient qui décrit le développement du fluage avec le temps après chargement.

Où :

$$\Phi_0 = \Phi_{RH} \cdot \beta(f_{c28j}) \cdot \beta(t_i) \quad [8-18]$$

$\Phi_{RH}$  : Coefficient d'humidité relative et dimension d'élément :

$$\Phi_{RH} = 1 + \frac{1 - \frac{RH}{RH_0}}{0,46 \left(\frac{h}{h_0}\right)^{1,3}} \quad [8-19]$$

RH : Humidité relative de condition ambiante (%).

$RH_0$  : 100%

h : Dimension fictif d'élément (mm).

$$h = 2 \cdot \frac{A_c}{u} \quad [8-20]$$

$A_c$  : Surface de la section d'élément d'application de la contrainte ( $\text{mm}^2$ ),

u : Périmètre de la section d'élément d'application de la contrainte (mm),



$h_0$  : 100 mm.

$$\beta(f_{c28j}) = \frac{5,3}{(f_{c28j}/f_{c0})^{0,5}} \quad [8-21]$$

$f_{c28j}$  : Résistance à la compression à l'âge 28 jours(MPa),

$f_{c0}$  : 10 MPa.

$$\beta(t_i) = \frac{1}{0,1 + (t_i/t_1)^{0,2}} \quad [8-22]$$

$t_1$  : 1 jour.

Expression du coefficient pour décrire le développement du fluage avec le temps après le chargement est la suivante :

$$\beta_c(t - t_i) = \left[ \frac{(t-t_i)/t_1}{\beta_H + (t-t_i)/t_1} \right]^{0,3} \quad [8-23]$$

$$\beta_H = \min[150 \cdot \left(1 + 1,2 \cdot \left(\frac{RH}{RH_0}\right)^{18}\right) \cdot \frac{h}{h_0} + 250 ; 1500] \quad [8-24]$$

### 8.2.1.5 Bazant B3-2000

L'expression du fluage spécifique est donnée par (Bazant et Baweja 2000):

$$J(t, t_i) = q_1 + C_0(t, t_i) + C_d(t, t_i, t') \quad [8-25]$$

t: Temps de mesure (jours) ( $t > t_i$ ),

$t_i$  : Age de chargement (jours),

$t'$  : Age du béton au moment du déclenchement de retrait (jours).

$q_1$  : Déformation instantanée ( $\mu\text{m}/\text{m}/\text{MPa}$ ).

$$q_1 = 0,6 \cdot 10^6 / E_{i28} \quad [8-26]$$

$E_{i28}$  : Module élastique instantané à 28 jours (MPa).

$C_0(t, t_i)$  : Fonction de la complaisance du fluage conformité ( $\mu\text{m}/\text{m}.\text{MPa}$ ),

$$C_0(t, t_i) = q_2 \cdot Q(t, t_i) + q_3 \cdot \ln(1 + ((t, t_i)^{0,1}) + q_4 \cdot \ln(t/t_i) \quad [8-27]$$

$$q_2 = 451,4 \cdot c^{0,5} \cdot (f_{c28j})^{-0,9} \quad [8-28]$$

c : Quantité du ciment.

$$Q(t, t_i) = Q(t_i) \cdot \left[ 1 + \left( \frac{Q_f(t_i)}{Z(t, t_i)} \right)^{y(t_i)} \right]^{1/y(t_i)} \quad [8-29]$$

$$Q(t_i) = [0,086 \cdot t_i^{2/9} + 1,21 \cdot t_i^{4/9}]^{-1} \quad [8-30]$$

$$Z(t, t_i) = t_i^{-0,5} \cdot \ln(1 + (t - t_i)^{0,1}) \quad [8-31]$$

$$y(t_i) = 1,7 \cdot t_i^{0,12} + 8 \quad [8-32]$$

$q_3 = 8.52 \cdot 10^{-6}$  : valeurs à partir résultats expérimentaux.

$q_4 = 4.12 \cdot 10^{-6}$ .

$C_d(t, t_i, t')$  : Fonction du de conformité due de dessiccation simultanée ( $\mu\text{m}/\text{m.MPa}$ ).

$$C_d(t, t_i, t') = q_5 \cdot [\exp(-8 \cdot H(t)) - \exp(-8 \cdot H(t_i))]^{1/2} \quad [8-33]$$

$$q_5 = 7,57 \cdot 10^5 \cdot (f_{c28j})^{-1} \cdot ABS(\varepsilon_{sh\infty})^{-0,6} \quad [8-34]$$

$$\varepsilon_{sh\infty} = \alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot [26 \cdot w^{2,1} \cdot (f_{c28j})^{-0,28} + 270] \quad [8-35]$$

w : Quantité d'eau

$$\alpha_1 = \begin{cases} 1 \text{ pour ciment I} \\ 0,85 \text{ pour ciment II} \\ 1,1 \text{ pour ciment III} \end{cases} \quad [8-36]$$

$$\alpha_2 = 1,2 \quad [8-37]$$

$$H(t) = 1 - (1 - h) \cdot s(t) \quad [8-38]$$

h : Humidité relative de condition ambiante %.

$$s(t) = \tanh \left[ \frac{t-t'}{\tau_{sh}} \right]^{\frac{1}{2}} \quad [8-39]$$

$$\tau_{sh} = k_I \cdot (k_S \cdot D)^2 \quad [8-40]$$

$$D = 2 \cdot v/s \quad [8-41]$$

Où  $\left(\frac{v}{s}\right)$  : Rapport du volume sur la surface d'élément.

$$k_I = 190,8 \cdot t'^{-0,08} \cdot (f_{c28j})^{-0,25} \quad [8-42]$$

$$k_{S=1} \quad [8-43]$$

$$H(t_i) = 1 - (1 - h) \cdot s(t_i) \quad [8-44]$$

$$s(t_i) = \tanh \left[ \frac{t_i-t'}{\tau_{sh}} \right]^{\frac{1}{2}} \quad [8-45]$$

Le coefficient de fluage est donné par :

$$\Phi(t, t_i) = \frac{\varepsilon_f}{q_1 \cdot \sigma_0} \quad [8-46]$$

### 8.2.1.6 Loukili-1996

En s'inspirant du règlement BAEL 1991, Loukili a proposé un modèle de prévision des déformations de fluage qui tient compte des paramètres suivants : l'âge au moment de chargement, la contrainte de rupture en compression à l'âge de mise en charge, la contrainte de chargement, le module élastique instantané et la contrainte de rupture en compression à 28 jours.

Le modèle du fluage spécifique est basé sur les équations suivantes :

$$J(t, t_i) = \frac{k_f(t) \cdot f(t-t_i)}{E_{i(28j)}} \quad [8-47]$$

Avec :

$J(t, t_i)$  : Fluage spécifique [ $\mu\text{m}/\text{m}/\text{MPa}$ ],

$t_i$  : Age de mise en charge en jours,

t: Age de la mesure ( $t > t_i$ ),  
 $E_{i(28j)}$ : Module élastique instantané à 28 jours,  
 $K_f(t)$  : Coefficient de fluage à l'infini et  
 $f(t-t_i)$  : Cinétique de fluage.

Loukili a adopté la fonction hyperbolique pour décrire l'évolution de la cinétique du fluage, donnée par la relation suivante :

$$f(t - t_i) = \frac{(t-t_i)^\alpha}{(t-t_i)^{\alpha+\beta}} \quad [8-48]$$

avec : les paramètres ( $\alpha, \beta$ ) déterminés par un processus de minimisation. Dans notre cas la valeur de  $\alpha = 0,6$  obtenue par Loukili pour des bétons à hautes performances a été appliquée.

L'évolution du coefficient  $\beta$  qui traduit la vitesse de développement du phénomène de fluage, en fonction de la maturité du béton exprimé par rapport au taux de chargement ; un ajustement mathématique par une fonction expérimentale a permis de déterminer une expression du paramètre  $\beta$  pour le béton :

$$\beta = a \cdot \exp \left[ b \cdot \frac{\sigma_0}{f_{c28j}} \right] \quad [8-49]$$

a et b sont des paramètre calculés par le processus de minimisation des valeurs expérimentaux.

Les valeurs des coefficients de fluage ( $K_f(t)$ ) permettant un meilleur lissage de la fonction ont été obtenues à travers la relation suivante :

$$k_f(t) = c \cdot \exp \frac{d}{\sqrt{\sigma_0}} \quad [8-50]$$

c et d sont des paramètre sont calculés par le processus de minimisation des valeurs expérimentaux.

### **8.2.1.7 Modèle de Bazant - loi de puissance double-2001**

La loi de puissance deux (LPD) permet de prédire le fluage en compression du béton en fonction de la durée et de l'âge du chargement et est exprimé par la relation mathématique suivante :

$$J(t, t_i) = \frac{1+\varphi \cdot t^d \cdot (t-t_i)^d}{E_{i28}} \quad [8-51]$$

Avec :

$E_i$  : Module de Young,

$t-t_i$  : Durée du chargement,

$t_i$  : Age du chargement et

$\varphi, d$  et  $p$  : Paramètres déterminés à partir des résultats expérimentaux par minimisation.

### 8.2.1.8 Modèle analytique selon Eurocode 2

Le Modèle "Code 2010", propose des équations similaires à celles de l'Eurocode 2. Pour ce qui concerne le retrait et le fluage, les équations s'appliquent jusqu'à une résistance moyenne à la compression de 130 MPa mesurée à 28 jours sur cylindre et pour un chargement allant jusqu'à 40 % de la résistance à la compression mesurée au moment du chargement (le temps de chargement ne pouvant pas être inférieur à un jour). L'expression de la déformation de fluage en compression est donnée par :

$$\varepsilon_f = \frac{\sigma_0}{E_{i(28j)}} \cdot [\Phi_b(t, t_i) + \Phi_d(t, t_i)] \quad [8-52]$$

Avec :

$\sigma_0$ : Contrainte appliquée au béton au moment du chargement ;

$t_i$  : Age du béton au moment du chargement ;

$E_{i(28j)}$  : Module d'élasticité instantanée ;

$\Phi_b(t, t_i)$  : Coefficient du fluage propre :

$$\Phi_b(t, t_i) = \beta_{bc1} \cdot \Phi_{b0} \frac{\sqrt{t-t_i}}{\sqrt{t-t_i+\beta_{bc}}} \quad [8-53]$$

$$\Phi_{b0} = \frac{3,6}{f_{c28j}^{0,37}} \beta_{bc} = \beta_{bc2} \cdot \exp\left(2,8 \cdot \frac{f_{c28j}}{f_{k28j}}\right) \quad [8-54]$$

$\beta_{bc1}$  et  $\beta_{bc2}$  : Coefficients d'ajustement,

$\Phi_d(t, t_i)$  : Coefficient de fluage de dessiccation :

$$\Phi_d(t, t_i) = \Phi_{d0} \cdot [\varepsilon_{cd}(t) - \varepsilon_{cd}(t_i)] \quad [8-55]$$

$\Phi_{d0}$ : Coefficient d'ajustement.

### 8.2.1.9 Modèle analytique selon (AFGC 02)

$$\varepsilon_f = \sigma_0 \cdot [k(t_i) \cdot f(t, t_i) + h(t_i)] \quad [8-56]$$

$$k(t_i) = 19 \cdot \exp \sqrt{\frac{0,1}{t_i-2,65}} \quad [8-57]$$

$$f(t, t_i) = \frac{\sqrt{(t-t_i)/(3 \cdot t_i-5)}}{\left(\frac{t-t_i}{3 \cdot t_i-5}\right)+1} \quad [8-58]$$

$$h(t_i) = 18 \cdot \exp \sqrt{\frac{0,2}{t_i-1,2}} \quad [8-59]$$

### 8.2.2 Fluage en traction

Les modèles disponibles dans la littérature pour le fluage en traction des bétons sont des modèles rhéologiques, qui sont modèles complexe et permettent de prédire le comportement viscoélastique différée des matériaux cimentaire.

Un matériau est qualifié de viscoélastique lorsqu'il possède d'une part les propriétés d'un corps purement élastique et d'autre part celles d'un corps exclusivement visqueux. L'idée à la base de la modélisation des déformations viscoélastiques que subit le matériau à partir des modèles rhéologiques incrémentaux consiste alors à associer un

ressort représentant les propriétés du corps élastique avec un amortisseur à huile traduisant les propriétés du corps visqueux. La Figure 8-1 représente quelques modèles rhéologiques élémentaires et complexes parmi les plus utilisés dans la représentation du comportement différé du béton dont : (a) le modèle de Kelvin-Voigt, (b) le modèle de Maxwell, (c) le modèle de Burger, (d) le modèle de Kelvin-Voigt généralisé, (e) le modèle de Maxwell généralisé.

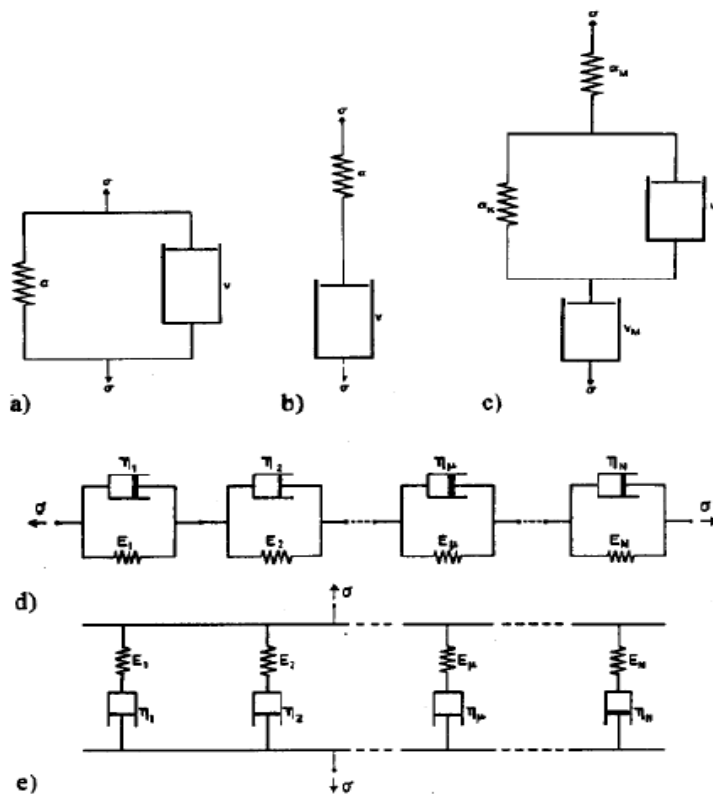


Figure 8-1 : Présentation de quelques modèles rhéologiques pour la prévision du Comportement différé d'un matériau.

### 8.2.2.1 Micro-mécanismes à l'origine du fluage

Dans la littérature, deux mécanismes physiques sont principalement utilisés pour expliquer le fluage du béton (même s'ils n'ont pas été validés expérimentalement) [Hilaire 2013) :

- à court terme, les contraintes extérieures entraînent un processus de micro diffusion de l'eau capillaire. Au niveau microscopique, la transmission des efforts extérieurs se fait via les hydrates qui entourent les pores capillaires, l'équilibre thermodynamique de l'eau librement adsorbée s'en trouve alors perturbé. Pour le rétablir, des molécules d'eau diffusent dans les couches d'eau adsorbée vers les zones libres, ce qui déforme le squelette solide (Figure 8-2). Ce phénomène est représenté par une chaîne de Kelvin-Voigt.

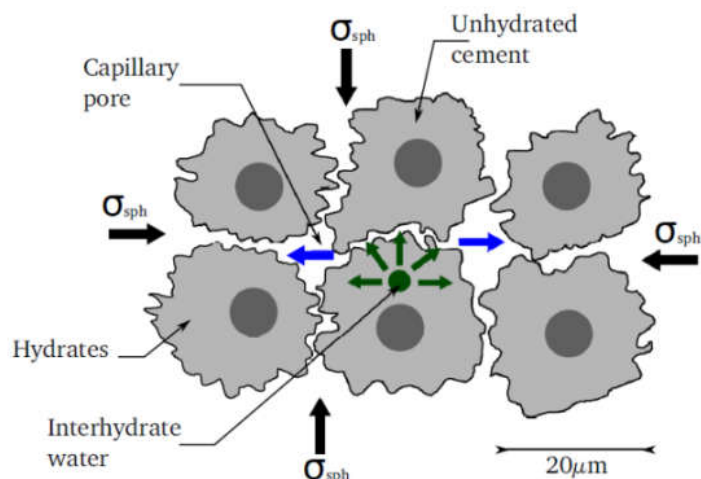


Figure 8-2 : Migration de l'eau adsorbée (Ulm et Acker 1998, Hilaire 2013).

- à long terme, l'explication serait plutôt d'origine mécanique. Il y aurait rupture des liaisons hydrogène entre les surfaces solides adjacentes aux zones d'adsorption empêchée. Ces liaisons se reforment dans des zones adjacentes de moindres surtensions du fait du glissement des feuillets C-S-H (Figure 8-3). Ce mécanisme lié à l'instabilité des hydrates est supposé irréversible et est modélisé par un amortisseur de viscosité (Ulm et Acker 1998, Hilaire 2013).

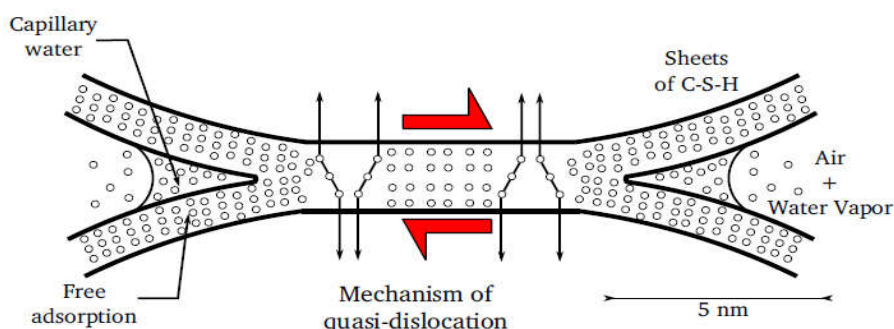


Figure 8-3: Mécanisme de glissement des feuillets C-S-H (Ulm et Acker 1998, Hilaire 2013).

### 8.2.2.2 Modèle à base de chaîne de Kelvin-Voigt généralisé

Le modèle le plus utilisé pour prédire le fluage total en traction sous une contrainte constante de béton de référence et béton fibré est le modèle rhéologique basé sur la théorie de la solidification Bazant en 1972 (Bazant 1972), Bazant en 1988 (Bazant 1988) et Bazant & Prasannan en 1989 (Bazant et al. 1989). Dans le cas où le groupement se fait en parallèle (association de Kelvin-Voigt), la déformation du ressort et celle de l'amortisseur à huile sont identiques, tandis que la contrainte appliquée se décompose en deux parties dont dans le ressort et dans l'amortisseur (Figure 8-4). Dans cette approche, Bazant suppose que les hydrates sont des matériaux viscoélastiques non-vieillissants. Le caractère vieillissant observé est seulement causé par la formation progressive de couches d'hydrates lors de la réaction d'hydratation. Si le fluage est

modélisé par une chaîne de Kelvin, cette modélisation implique que les rigidités des ressorts et les viscosités des amortisseurs soient dépendants du temps selon une seule et même fonction. Une des limites de cette théorie est son incapacité à tenir compte du caractère vieillissant du fluage à long terme. Ce défaut a été corrigé dans l'approche (micro prestress solidification). D'après ce qui précède, il en découle que

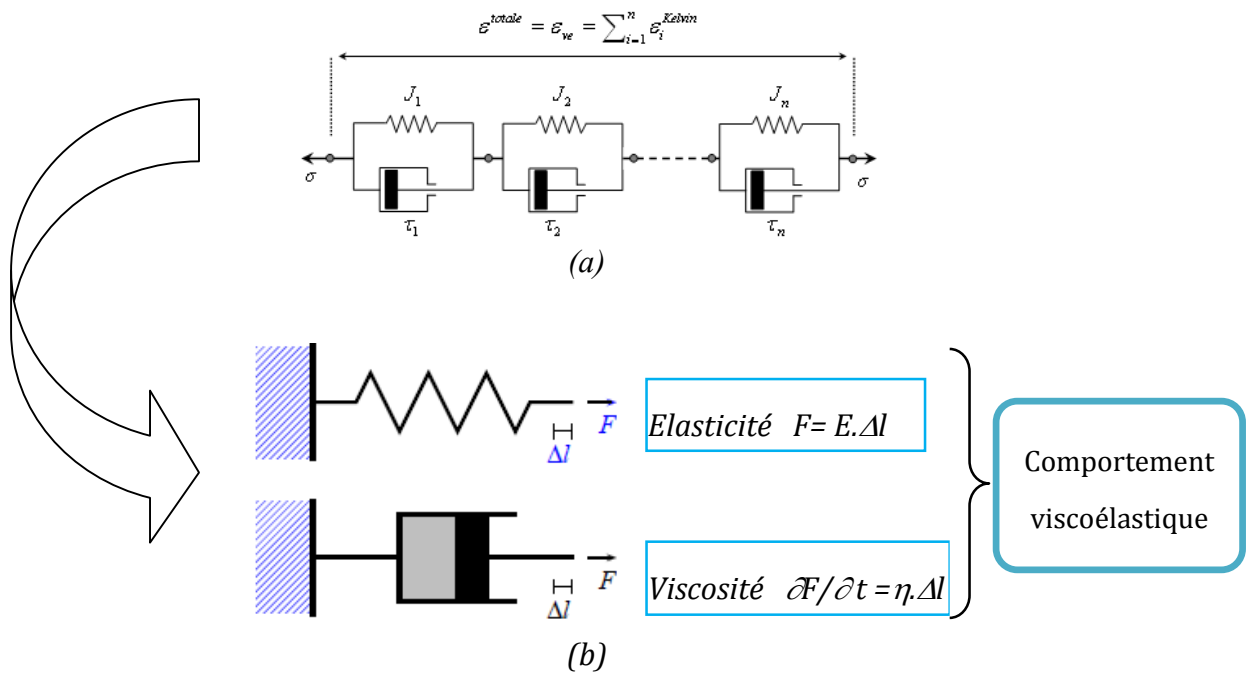


Figure 8-4 : Récapitulatif: (a) Chaîne de Kelvin-Voigt généralisé ; (b) schématisation des deux comportements élémentaire (Forest et al. 2009).

$$\sigma = \sigma_s + \sigma_t \quad [8-60]$$

$$\varepsilon = \varepsilon_s = \varepsilon_t \quad [8-61]$$

Pour le ressort (matériaux solide), d'après la loi de Hooke:

$$\sigma_s = E \cdot \varepsilon_s \quad [8-62]$$

Pour l'amortisseur (matériaux visqueux), d'après la loi de Newton :

$$\sigma_t = \eta \cdot \dot{\varepsilon}_t = \eta \cdot \frac{\partial \varepsilon_t}{\partial t} \quad [8-63]$$

En reportant (Eq 8-62) et (Eq 8-63) dans (Eq 8-60) et en tenant compte de (Eq 8-61)

$$\dot{\sigma} = \dot{\sigma}_s + \dot{\sigma}_t = \eta \cdot \ddot{\varepsilon} + \dot{\eta} \cdot \dot{\varepsilon} + E \cdot \dot{\varepsilon} \quad [8-64]$$

$$\dot{\sigma} = \eta \cdot \ddot{\varepsilon} + (\dot{\eta} + E) \cdot \dot{\varepsilon} \quad [8-65]$$

Avec :

$$\dot{\eta} = \frac{\partial \eta}{\partial t} \quad [8-66]$$

Comme :

$$\tau = \frac{\eta}{E} \quad \text{Temps de relaxation d'après Maxwell}$$

$$\eta = E \cdot \tau \quad [8-67]$$

$$\dot{\eta} = \dot{E} \cdot \tau \quad [8-68]$$

L'équation (8-65) devient :

$$\dot{\sigma} = E \cdot \tau \cdot \ddot{\varepsilon} + (\dot{E} \cdot \tau + E) \cdot \dot{\varepsilon} \quad [8-69]$$

$$\dot{\sigma} = E \cdot \tau \cdot \ddot{\varepsilon} + \left( \frac{E}{E} \cdot \dot{E} \cdot \tau + E \right) \cdot \dot{\varepsilon} \quad [8-70]$$

$$\frac{\dot{\sigma}}{E} = \tau \cdot \ddot{\varepsilon} + \left( \frac{\dot{E}}{E} \cdot \tau + 1 \right) \cdot \dot{\varepsilon} \quad [8-71]$$

On a trouvé l'équation différentielle qui décrit la relation entre la contrainte appliquée et la déformation résultante  $\varepsilon$ , cette équation peut être exprimée par la formule suivante :

$$\sigma(t) = \left( E + \eta \cdot \frac{d}{dt} \right) \cdot \varepsilon(t) \quad [8-72]$$

En faisant l'hypothèse que pour des valeurs négatives de t ( $t \leq 0$ ), le corps se trouvait à l'état naturel (donc sans tension) et qu'à l'instant  $t=0$  une contrainte constante  $\sigma_0$  dans le temps est appliquée (c'est-à-dire en prenant comme condition initiale  $\varepsilon(0)=\sigma(0)=0$ ), l'intégration de l'équation (Eq 8-72) par rapport au temps conduit à l'expression suivante :

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 \cdot J \cdot \left( 1 - e^{-\frac{t}{\lambda}} \right) H(t) \quad [8-73]$$

Avec  $J = \frac{1}{E}$

Dans l'équation (8-73), H(t) représente la fonction de Heaviside. Pour une contrainte appliquée à l'instant  $t_0$ , l'équation (Eq 8-73) devient :

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 \cdot J \cdot \left( 1 - e^{-\frac{(t-t_i)}{\lambda}} \right) H(t - t_i) \quad [8-74]$$

La déformation croît et tend vers la valeur asymptotique  $\sigma_0/E$  (qui est la déformation élastique et en même temps la déformation maximale autorisée par le ressort) lorsque t tend vers l'infini. Le paramètre  $\lambda=\eta/E$  qui est homogène au temps conditionne la vitesse d'augmentation de la déformation est appelé temps caractéristique d'après Maxwell (ou temps de retard ou temps de relaxation).

Altoubat et Lange (*Altoubat et Lange 2001*) ont simplifié le modèle de Bazant et Prasannan (*Bazant et al. 1989*) basé sur la théorie de solidification pour décrire le fluage en traction sous une contrainte constante. Le modèle est exprimé en fonction de deux paramètres principaux  $v(t)$  et  $(1/E_u)$ .

$$\varepsilon_f(t) = \frac{\sigma_0}{v(t).q} \cdot [A_1 \cdot (1 - e^{-(t-t_i)/\tau_1}) + A_2 \cdot (1 - e^{-(t-t_i)/\tau_2}) + A_N \cdot (1 - e^{-(t-t_i)/\tau_N})] \quad [8-75]$$



Avec :

$\sigma_0$  : Contrainte appliquée (MPa),

t : Age d'évolution,

$t_i$  : Age au chargement du béton,

$A_u=1/E_u$ : Inverse du module élastique de vieillissant (MPa),

$\tau_u$  : Temps de relaxation ou temps de retard (jour ou h) ; le choix du temps de retard couvre la plupart du temps de domaine pertinent pour l'expérience, (u) unité de chaînes de Kelvin-Voigt généralisée.

L'équation 8-75 s'appelle la série de Dirichlet ou Prony. Cette série est caractérisée, pour chacun de ses paramètres  $A_u$  et  $\tau_u$ . Dans la pratique, il est difficile de déterminer simultanément ces deux paramètres, il est souvent proposé de choisir, a priori les  $\tau_u$  selon une suite logarithmique de base 10, afin de reproduire le comportement viscoélastique à long terme, il faut que  $\tau_1$  soit suffisamment petit et  $\tau_{\max}$  supérieur au temps final du calcul (*Keitel et al. 2012*).

Les paramètres de  $A_u$  sont alors déterminés par la méthode des moindres-carrés à partir des résultats expérimentaux.

Avec :

$$\tau_u = \tau_1 \cdot 10^{u-1} \quad [8-76]$$

$$\tau_1 = 1 \text{ h} \quad [8-77]$$

$$q = -22,8 + 2,5 \cdot \ln \left[ \left( \frac{E}{C} \right)^5 \cdot \left( \frac{a}{C} \right) \cdot f_{c \ 28j}^{1,5} \right] \quad [8-78]$$

Où :

$f_{c \ 28j}$  : Résistance à la compression à 28 jours (MPa)

E : Eau de gâchage (kg)

C : Quantité du ciment (kg)

a : Quantité du gravier (kg)

$v(t)$  : Accroissement de la fraction de volume caractérisant le vieillissement et exprimé par l'équation suivante :

$$\frac{1}{v(t)} = \left( \frac{\lambda_0}{t} \right)^m + \alpha \quad [8-79]$$

Avec :  $\lambda_0$  constante égale à 24 h, m et  $\alpha$  : constantes empiriques.

Les paramètres du modèle ont été déterminés à partir des résultats expérimentaux par un processus d'optimisation (la méthode de moindre carrée).

Figure 8-5 illustre comparaisons entre le résultat de fluage spécifique mesuré et celui prédit par le modèle rhéologique (*Altoubat et Lange 2001*).

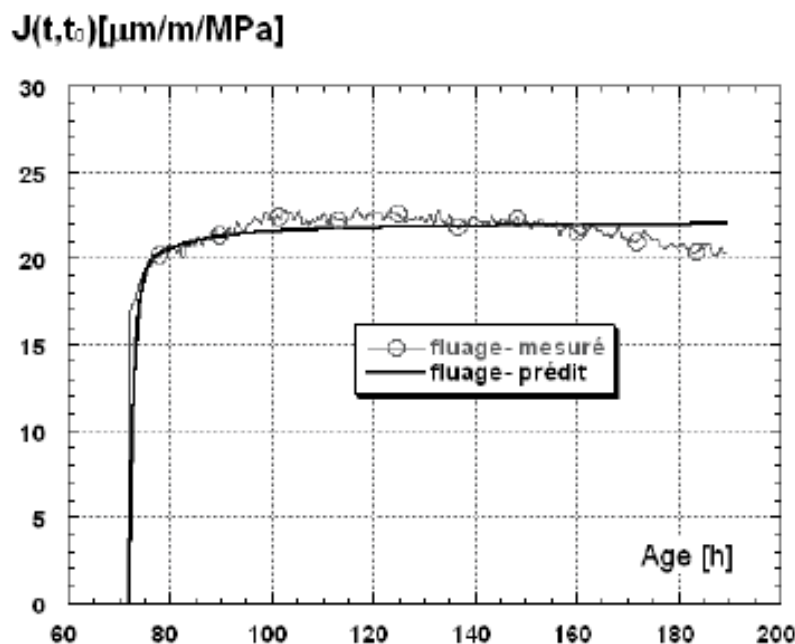


Figure 8-5: Modèle de solidification de Bazant adopté par Altoubat & Lange (Altoubat et Lange 2001).

Kamen en 2009 (kamen et al. 2009) a appliqué le modèle rhéologique précédent sur les résultats expérimentaux de fluage en traction du béton à fibré à hautes performances des éprouvettes sollicitées à 3 jours. Le temps de retard (1; 10 et 100) a été considéré dans ce cas pour couvrir toute la période de l'essai. Les résultats obtenus montrent que ce modèle permet de décrire le comportement au jeune âge du béton, le Tableau 8-1 présente les paramètres du modèle appliqué.

Tableau 8-1: Paramètres du modèle de solidification adopté par Kamen pour fluage en traction (Kamen et al. 2009).

Age (jours)	3
$\sigma_0$ (MPa)	1.2
M	0,399
$\alpha$	2,245
$E_1$	1,50 E+05
$E_2$	1,23 E+05
$E_3$	9,47 E+05

### 8.3 Application des modèles numérique et analytiques

Il est important de compiler les données sur le fluage total par flexion des bétons pour développer dans le code de calcul, pour prédire le comportement différé des bétons étudiés. Les résultats expérimentaux effectués dans le laboratoire, la modélisation des lois de comportement du fluage et viscoélastique sera élaborée. Dans cette étape de calcul, on essaiera de répondre aux questions suivantes : peut-on

appliquer pour ces matériaux les modèles développés pour décrire le comportement des bétons ordinaires, à hautes résistances et fibrés, ou nécessitent-ils une adaptation ou une nouvelle modélisation ?

Suite à l'analyse des modèles effectuée précédemment, les résultats expérimentaux correspondant aux bétons de références et béton fibrés ont été comparés aux modèles retenus selon les hypothèses de calculs et selon les données expérimentales disponibles. Nous avons opté pour le modèle CEB-FIP 1990 pour la prédiction du fluage en compression des bétons de référence, et le modèle AFGC 02 pour estimation du fluage en compression de béton fibré à haute résistance. La Figure 8-6 représente le diagramme pour prédire le fluage total dépendant du temps.

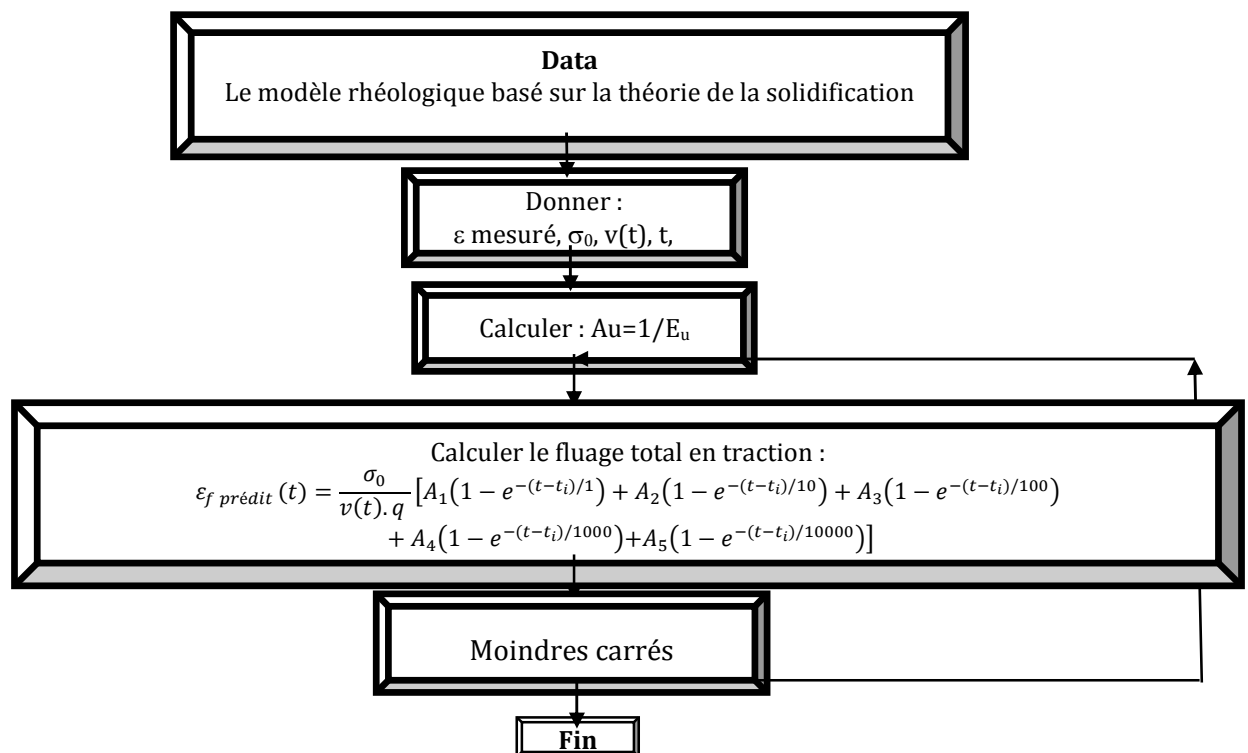


Figure 8-6 : Diagramme pour la prédiction du fluage en traction du béton de référence et béton fibré (Bazant et al. 1989).

Pour la comparaison entre les valeurs prédites par les modèles utilisés et les résultats expérimentaux, on utilise le terme d'erreur relative totale.

$$E(\%) = ABS \sum \left( \frac{\varepsilon_{f,exp} - \varepsilon_{f,pré}}{\varepsilon_{f,exp}} \right) \quad [8-80]$$

## 8.4 Comparaison des résultats expérimentaux avec ceux prédits

### 8.4.1 Modèle CEB-FIP 1990

On applique le modèle CEB-FIP 1990 sur les BO, BHR et BHRFS, basé sur des équations simples, en prenant en considération l'humidité relative externe qui varie entre 40 % et 100% et température qui varie entre 5 et 40 °C. A travers les résultats

présentés sur la Figure 8-7, on constate que les résultats prédits par le modèle utilisé qui sont cohérents avec ceux mesurés pour les trois types de béton de référence, le comportement différencié en compression des bétons de référence d'une manière fiable.

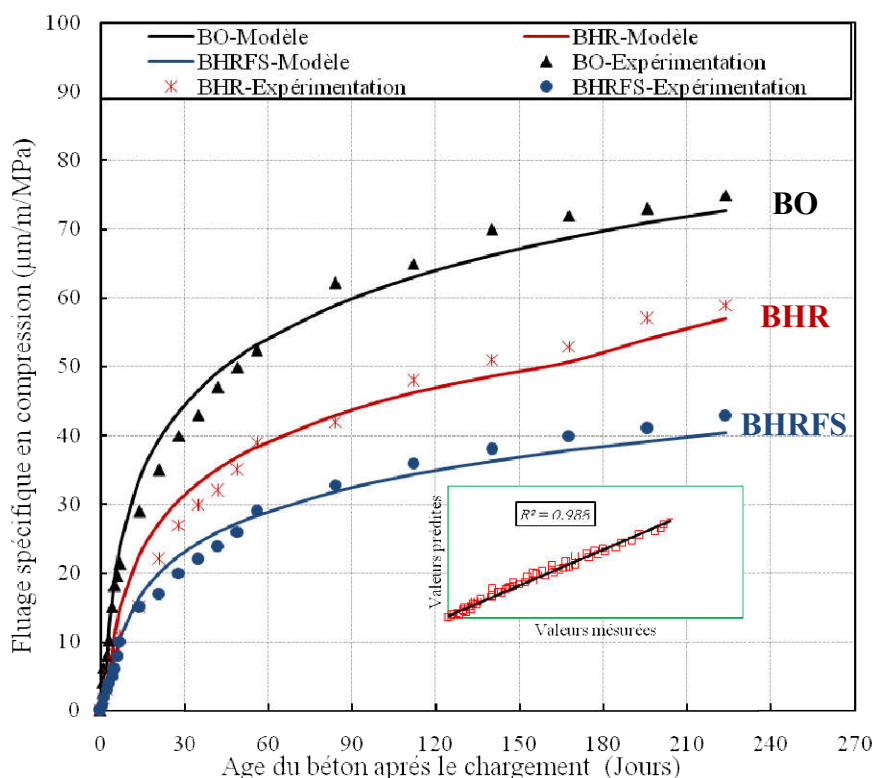
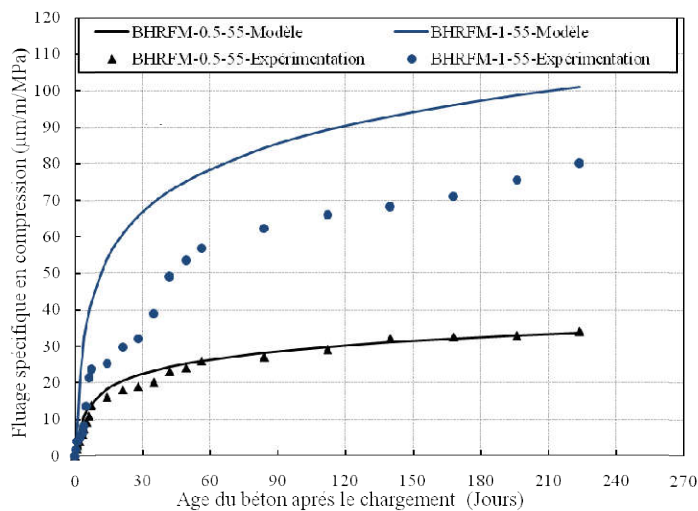


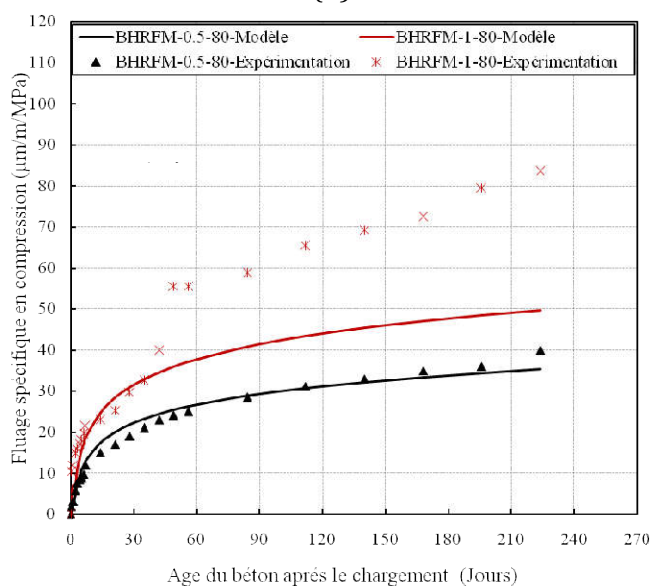
Figure 8-7 : Modèle CEB-FIP 1990 appliqué aux résultats de fluage spécifiques des bétons de référence.

#### 8.4.2 Modèle AFGC 02

Ce modèle ne tient pas compte des caractéristiques géométriques et mécaniques des fibres. Selon l'analyse Figure 8-8 on constate que ce modèle permet de prédire le fluage spécifique en traction des bétons fibrés à haute résistance contenant 0.5 % de fibres métalliques et manifeste une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux en traction. Cependant, pour les bétons avec 1 % de fibres métalliques, ce modèle permet de décrire le fluage spécifique seulement pendant les premiers 14 jours et 45 jours pour la fibre d'élanement 55 et 80 respectivement, au-delà de cet âge le modèle surestime le fluage en traction, Ceci est dû au fait que ce modèle ne prend pas en considération les caractéristiques géométriques des fibres utilisées. Enfin il est à noter que ce modèle est apte seulement pour décrire le comportement des bétons fibrés par un volume de 0,5 % des fibres métalliques.



(a)



(b)

Figure 8-8: Prédiction du fluage en traction des poutres en flexion : (a) : Élancement 55 ; (b) Élancement 80.

### 8.4.3 Modèle rhéologique basé sur la théorie de la solidification

Ce modèle est couramment utilisé dans la littérature et est donc utile de faire un bref rappel de résolution de modèle rhéologique par utilisation du logiciel mathématique MATLAB pour calculer les paramètres associés. Néanmoins, ce modèle ne tient pas compte du type des bétons, mais il est nécessaire de savoir la contrainte appliquée, le temps de retard et les valeurs des paramètres de fluage introduits.

L'ensemble des résultats expérimentaux et numériques de fluages en traction sont reportés sur les Figures 8-9, 8-10 et 8-11 des bétons de référence et bétons fibrés respectivement. Après l'utilisation de cinq temps de retard et plusieurs tests, on a trouvé les résultats numériques qui nous permettent de décrire la cinétique de fluage spécifique en traction de tous les bétons testés.

Nos différents profils des résultats numériques montrent une bonne corrélation avec les expérimentaux, Le coefficient de corrélation varie entre 0.899 et 0.935. En parallèle, on constate que les erreurs relatives des résultats indiqués dans les graphes sont acceptables sauf erreur relative de BHR qui dépasse 50 %, malgré une bonne corrélation entre les résultats mesurés et estimés. Ceci peut être dû aux dispositifs de mesures des résultats expérimentaux. En revanche, il est à noter aussi que le modèle rhéologique est mieux défini pour les bétons fibré que les bétons de référence. Ceci peut être dû à l'influence des paramètres de fluage associés.

D'autre part, on peut admet que ce modèle numérique est apte et satisfait pour estimer les résultats de fluage en traction pour flexion de la poutre subit en flexion dans un intervalle de temps de retard donné et bien déterminé, en particulier dans la phase initial de mesure qui est au moins de 90 jours.

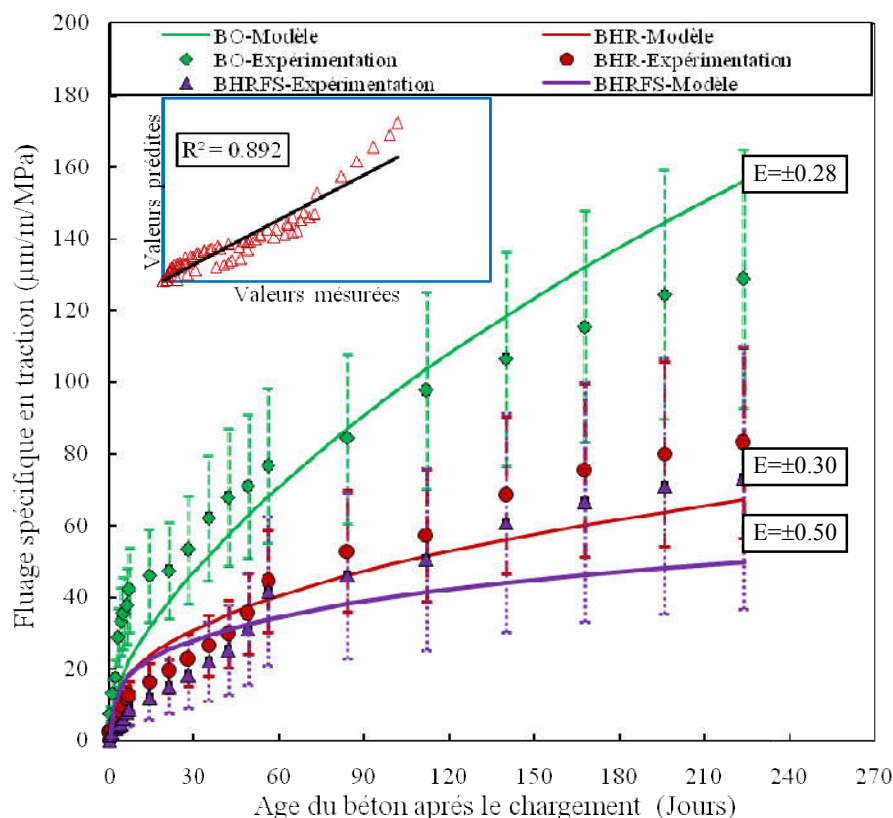


Figure 8-9: Validation de la modélisation à l'aide des résultats expérimentaux pour les bétons de référence.

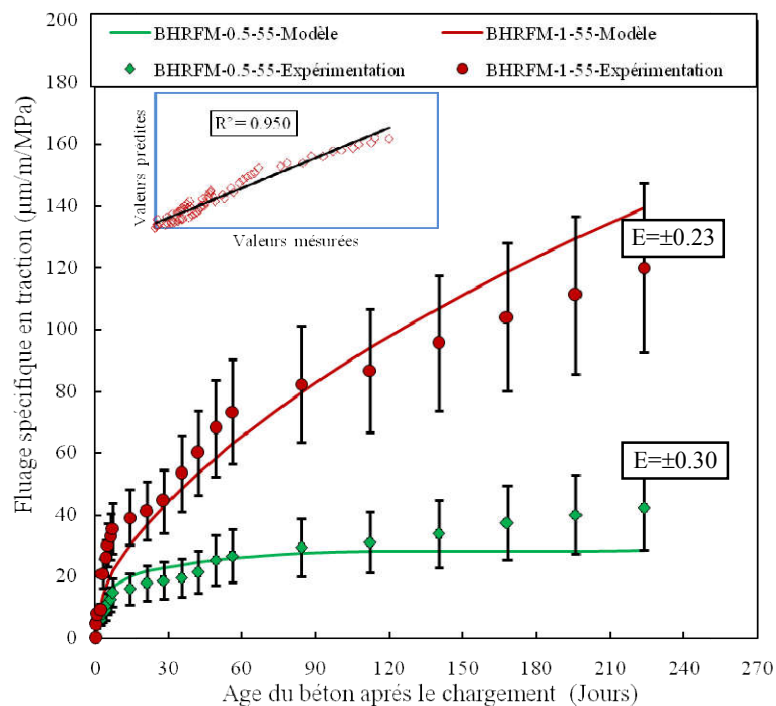


Figure 8-10 : Validation de la modélisation à l'aide des résultats expérimentaux pour BHRFM-0.5-55 et BHRFM-1-55.

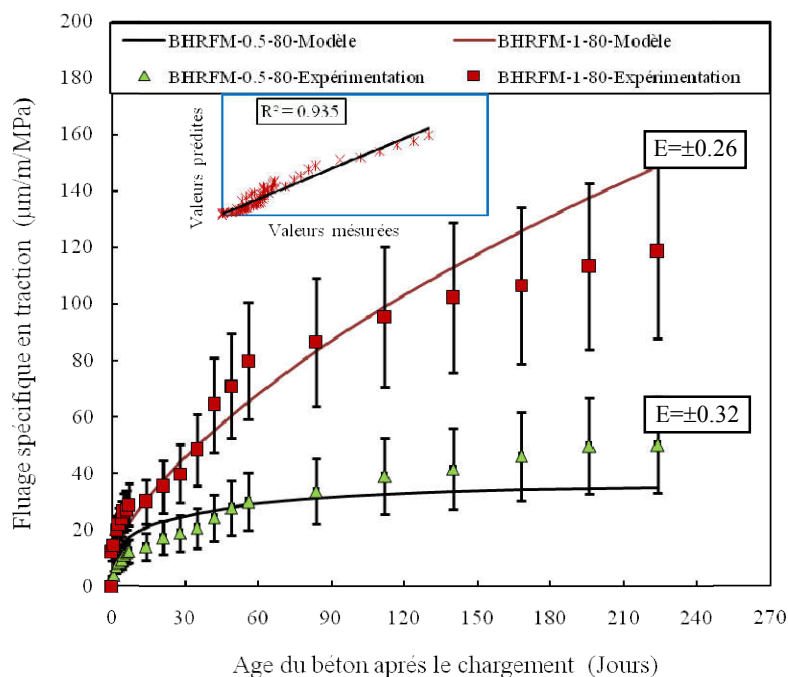


Figure 8-11 : Validation de la modélisation à l'aide des résultats expérimentaux pour BHRFM-0.5-80 et BHRFM-1-80.

En fin, on peut conclure que ce modèle est conçu aussi pour prendre en compte le fluage en traction de la poutre en flexion et il prédit correctement l'évolution de fluage total en traction.

### **8.5 Conclusion**

Sur la base des résultats obtenus de cette étude, les conclusions suivantes peuvent être tirées :

- Nous n'avons pas besoin de la correction mathématique pour définir l'évolution de fluage spécifique estimé par les modèles numérique ou analytiques.
- L'application le modèle analytique CEB-FIP 1990 sur le fluage spécifique en compression des bétons de référence dans les poutres nous donne une bonne corrélation entre le fluage spécifique en compression expérimental.
- L'Approche analytique par le modèle AFGC 02 estime particulièrement le fluage spécifique en compression des bétons fibrés par  $V_f=0,5\%$ .
- Selon les résultats obtenus de modèle rhéologique, basé sur la théorie de la solidification sur le fluage spécifique en traction pour tous les bétons dans les poutres, reflète une bonne concordance avec les résultats expérimentaux. Le coefficient de corrélation varie entre 0,892 et 0,935.



## ***Chapitre 9***

# ***Simulation numérique du fluage total en flexion***

## Chapitre 9

### Simulation numérique de fluage total en flexion

#### 9.1 Introduction

Dans la pratique, les chercheurs et ingénieurs en structure sont habitués à concevoir des modèles et de faire des analyses structurales à partir de ces modèles. À cette fin, la modélisation par éléments finis est souvent exploitée. Les modèles permettent de faire l'analyse d'une structure avant même sa conception, et d'évaluer l'influence des paramètres comme la charge de conception, les caractéristiques des matériaux de construction et des paramètres externes comme la température et l'humidité relative.

Le principe de base des éléments finis est une extension de l'analyse des structures faite à partir de la matrice de rigidité. Ainsi, pour faire des calculs par éléments finis, il faut également avoir une matrice de rigidité et des charges ou autres conditions qui viendront influencer la réponse du modèle. Le principe derrière les modèles structuraux par éléments finis est de décomposer une grande structure continue en une multitude d'éléments discrets plus fins. Ces éléments sont représentés mathématiquement dans le logiciel par une matrice de rigidité où les nœuds qui bordent les limites de chaque élément ont des degrés de liberté définis par rapport aux autres nœuds des éléments environnants (Soucy 2013).

L'existence de la modélisation où les éléments sont dans des plans (2D) et d'autres où les éléments sont en 3 dimensions (3D). Par ailleurs, il est possible de faire des calculs linéaires ou non linéaires. Ces derniers requièrent davantage de temps pour leur résolution, mais ont l'avantage de donner, dans la majorité des cas, une solution plus proche de la réalité (Soucy 2013, Xiaoming et Hongqiang 2011). Dans le cas de structures en béton armé, pose 3 problèmes majeurs.

Le premier est le comportement du lien entre le béton et l'acier d'armature. Le second est modélisation des fissures existantes et le dernier problème posé est le plus grand le problème de modélisation, qui est présenté dans l'hétérogénéité de béton. Malgré tous ces problèmes, la modélisation reste un outil important afin de visualiser des problèmes complexes. Pour la simulation numérique. Les calculs ont été effectués par un logiciel simulant le comportement structural. Ce logiciel utilisé est ANSYS tridimensionnels (3D), basé sur la méthode des éléments finis (MEF). Le comportement non linéaire de la poutre en béton armé sollicitée par une flexion simple, est basé sur la méthode de solution de Newton-Raphson proposée par le logiciel ANSYS 15.0 (Smarzewski 2013).

## 9.2 Approximation par éléments finis

La méthode de Newton-Raphson (Figure 9-1), est une méthode de résolution numérique itérative basée sur la minimisation d'un résidu ( $R(u)$ ) pour résoudre un problème non linéaire (élastoplastique) (Smarzewski 2013, Banjara et Ramanjaneyulu 2017) :

L'équation non linéaire :

$$\Delta F = K_{ep} \cdot \Delta u \quad [9-1]$$

Avec :

$\Delta F$  : charge appliquée (N) ;

$K_{ep}$  : module élastoplastique (MPa)

$\Delta u$  : Déplacement (mm).

L'équation 9-1 est résolue par la méthode de Newton-Raphson. Résoudre cette équation revient à annuler le résidu :

$$R(u) = \Delta F - K_{ep} \cdot u \quad [9-2]$$

Pour chaque incrément  $\Delta F$

On commence le procédé avec :

$$R(u_1) = \Delta F \quad [9-3]$$

Itération 1

On calcule :

$$\Delta u_2 = K_e^{-1} \cdot R(u_1) \quad [9-4]$$

$K_e$  = Module élastique ou Raideur initiale (MPa).

$$u_2 = u_1 + \Delta u_2 \quad [9-5]$$

$$R(u_2) = \Delta F - K_{ep} \cdot u_2 \quad [9-6]$$

Itération 2

$$\Delta u_3 = K_e^{-1} \cdot R(u_2) \quad [9-7]$$

$$u_3 = u_2 + \Delta u_3 \quad [9-8]$$

$$R(u_3) = \Delta F - K_{ep} \cdot u_3 \quad [9-9]$$

Et ainsi de suite jusqu'au moment où la convergence est jugée satisfaisante ( $||R|| < \xi$ ).

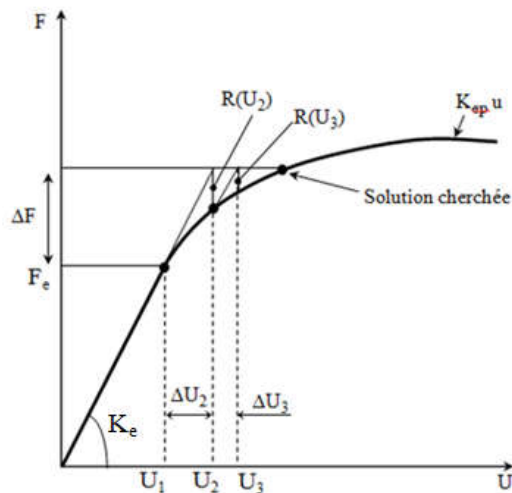


Figure 9-1: Méthode de Newton-Raphson.

### 9.3 Fondamentales sur ANSYS

Le programme ANSYS permet de simuler des problèmes dans l'ingénierie (*Madenci 15*).

- Analyse structurale: déplacement, contrainte, déformation, ainsi que forces de réaction dans un corps solide. Degré de liberté: déplacement et rotation
- Analyse thermique: Le champ de température en régime stationnaire ou en fonction du temps et le flux de température dans un corps solide. Degré de liberté est la température.

#### 9.3.1 Analyse structurale

Ce type d'analyse adresse plusieurs problèmes structuraux différents, par exemple:

- Analyse statique: Les charges appliquées et les conditions de support du corps solide ne changent pas avec le temps. Matériaux non linéaires et propriétés géométriques telles que plasticité, contact, fluage, etc., sont disponibles.
- Analyse modale: Cette option concerne les fréquences naturelles et les formes modales d'une structure.
- Analyse harmonique: La réponse d'une structure soumise à des charges présentant uniquement des comportements sinusoïdaux dans le temps.
- Dynamique Transitoire: La réponse d'une structure soumise à des charges avec un comportement arbitraire dans le temps.

#### 9.3.2 Analyse thermique

Ce type d'analyse adresse plusieurs problèmes thermiques différents, par exemple:

- Transfert de chaleur primaire: Régime permanent ou conduction transitoire (retrait de béton) Convection et rayonnement.

- Changement de phase : Fusion ou congélation.
- Analyse Thermo-mécanique : Des résultats d'analyse thermique sont utilisés pour calculer le déplacement, contraintes et déformations dues différents type de expansion ou retrait

## 9.4 Types d'élément

### 9.4.1 Béton

En compression, la courbe de contrainte-déformation pour le béton est élastique linéaire jusqu'à environ 30 % de la résistance à la compression ultime. Au-dessus de ce point, la contrainte augmente progressivement jusqu'à la résistance à la compression maximale. Après avoir atteint la résistance à la compression ultime  $f'_c$ , la courbe descend dans une région de ramollissement (rupture), qui se produit à une déformation ultime  $\epsilon_0$ . (ACI 318, Banjara et Ramanjaneyulu 2017). La Figure 9-2 montre la courbe de la contrainte de compression uniaxiale -déformation pour le béton.

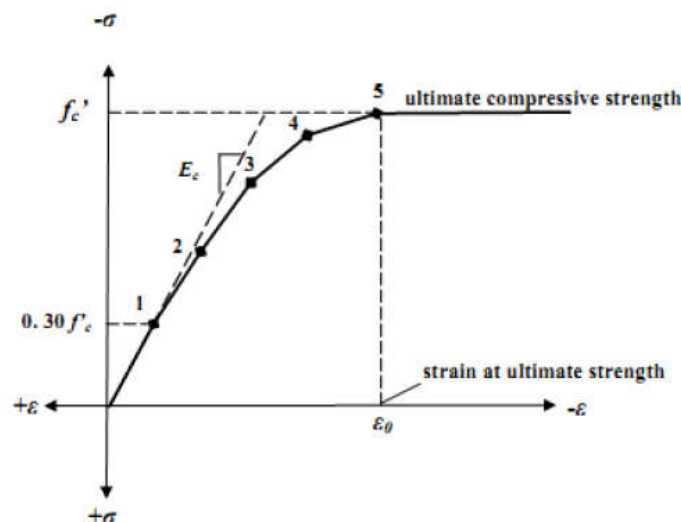


Figure 9-2: Diagramme de la relation contrainte -déformation sous sollicitation de compression du béton (ACI 318, Banjara et Ramanjaneyulu 2017).

Elément SOLID65 a été utilisé pour modéliser le béton, car il a la capacité à la fois de la fissuration en traction et à l'écrasement en compression, de la déformation plastique et du fluage. SOLID65 élément a 8 nœuds avec trois degrés de liberté à chaque nœud translations dans les nœuds de direction x, y et z (Figure 9-3). Pour le béton, ANSYS nécessite d'entrer des données pour les propriétés des matériaux (ANSYS 2013).

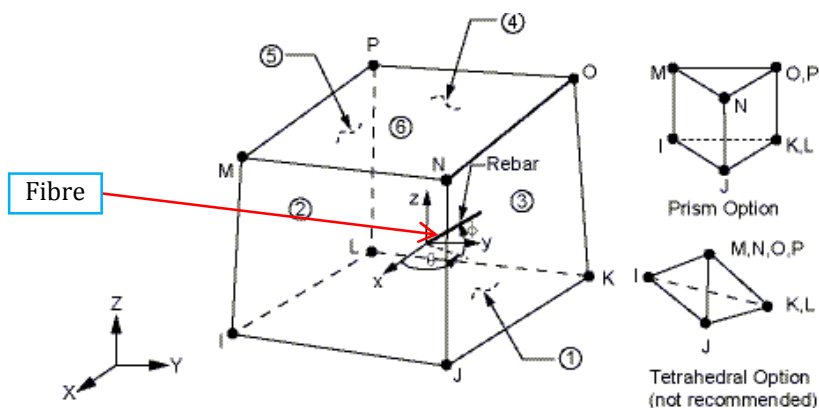


Figure 9-3: Type d'élément SOLID65 (ANSYS 2013).

### 9.4.1.1 Comportement linéaire-Béton

La matrice générale [D] utilisée pour définir la relation contrainte-déformation d'un élément composite (ANSYS 2013) :

$$[D] = (1 - \sum_{i=1}^{N_r} V_i^R) [D^C] + \sum_{i=1}^{N_r} V_i^R [D^r]_i \quad [9-10]$$

D'où :

$i$  : Valeur est variée entre 1 et 3 ;

$N_r$  : Représente **material number** de la fibre (il existe trois : MAT<sub>1</sub>, MAT<sub>2</sub>, MAT<sub>3</sub>) ;

$V_i^R$  : Dosage volumique de fibres, correspondant le dosage des fibres ( $V_f$ ) ;

$[D^r]_i$  : matrice de la contrainte-déformation (rigidité) pour la fibre.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx}^r \\ \sigma_{yy}^r \\ \sigma_{zz}^r \\ \sigma_{xy}^r \\ \sigma_{yz}^r \\ \sigma_{xz}^r \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} E_i^r & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_{xx}^r \\ \epsilon_{yy}^r \\ \epsilon_{zz}^r \\ \epsilon_{xy}^r \\ \epsilon_{yz}^r \\ \epsilon_{xz}^r \end{Bmatrix} = [D^r]_i \begin{Bmatrix} \epsilon_{xx}^r \\ \epsilon_{yy}^r \\ \epsilon_{zz}^r \\ \epsilon_{xy}^r \\ \epsilon_{yz}^r \\ \epsilon_{xz}^r \end{Bmatrix} \quad [9-11]$$

Avec :

$E_i^r$  : Module élastique de la fibre.

L'équation suivante montre l'orientation des fibres dans le béton :

$$\begin{Bmatrix} X \\ Y \\ Z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta_i & \cos \phi_i \\ \sin \theta_i & \cos \phi_i \\ \sin \theta_i \end{bmatrix} x_i^r = \begin{Bmatrix} e_1^r \\ e_2^r \\ e_3^r \end{Bmatrix} x_i^r \quad [9-12]$$

$\theta_i$  : Angle entre l'axe projeté  $x_i^r$  sur le plan XY et l'axe X (ou entre les donnée comme THETA1, THETA2 et THETA3) ;

$\phi_i$  : Angle entre l'axe projeté  $x_i^r$  et le plan XY (on entre les données comme PHI1, PHI2 et PHI3) ;

$e_i^r$  : Cosinus directeur entre l'axe  $x_i^r$  et les axes X, Y et Z.

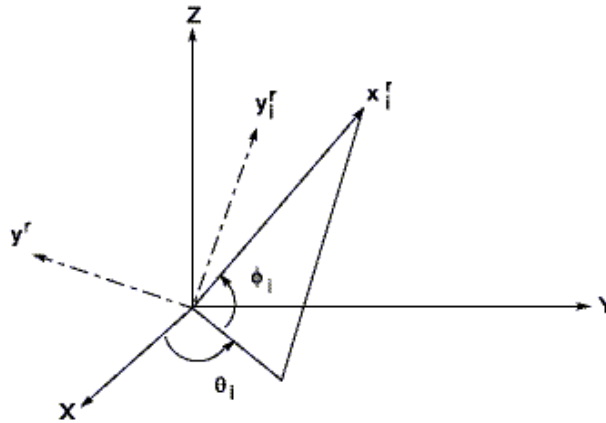


Figure 9-4: Orientation de fibres dans un repère local.

Ainsi que :

[D<sup>c</sup>] : Matrice orthotrope de contrainte-déformation (rigidité) du cas de béton isotrope.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx}^c \\ \sigma_{yy}^c \\ \sigma_{zz}^c \\ \sigma_{xy}^c \\ \sigma_{yz}^c \\ \sigma_{xz}^c \end{Bmatrix} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} (1-\nu) & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & (1-\nu) & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & (1-\nu) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx}^c \\ \varepsilon_{yy}^c \\ \varepsilon_{zz}^c \\ \varepsilon_{xy}^c \\ \varepsilon_{yz}^c \\ \varepsilon_{xz}^c \end{Bmatrix} \quad [9-13]$$

[D<sup>c</sup>]

Avec :

E : Module élastique du béton (MPa) ;

ν : Coefficient de Poisson du béton (sans unité).

#### 9.4.1.2 Comportement non-linéaire-Béton

Le modèle de béton (SOLID65) adapté par ANSYS peut prévoir une rupture comme un matériau fragile en tenant compte de la fissuration et de l'écrasement. L'équation suivante exprime le critère de la rupture du béton dû à un état de contrainte multiaxiale (William et Warnke 1974, ANSYS 2013) :

$$\frac{F}{f_c} - S \geq 0 \quad [9-14]$$

F : Fonction de l'état de contrainte principale ( $\sigma_{xp}, \sigma_{yp}, \sigma_{zp}$ ) ;

S : Surface de rupture exprimée par les termes de contraintes principales et de cinq paramètres d'entrée suivants  $f_t, f_c, f_{cb}, f_1$  et  $f_2$  définis dans le Tableau 9-1.

$f_c$  : Résistance en compression uni-axiale ;

$\sigma_{xp}, \sigma_{yp}, \sigma_{zp}$  : Contraintes principales dans un directions principales (base orthonormée).

Tableau 9-1: Propriétés du béton utilisé dans la simulation numérique.

Paramètre -Label	Description
$f_t$	Résistance en traction uni-axiale-ultime
$f_c$	Résistance en compression uni-axiale-ultime
$f_{cb}$	Résistance en compression bi-axiale-ultime
$\sigma_h^a$	État de contrainte hydrostatique
$f_1$	Contrainte de rupture (positive) bi-axial
$f_2$	Contrainte de rupture (positive) uni-axial

Cependant, la surface de rupture peut être spécifiée avec un minimum de deux valeurs de  $f_t$  et  $f_c$ . Les trois autres paramètres sont calculés comme suite (Willam et Warnke 1974, ANSYS 2013) :

$$f_{cb} = 1,2 \cdot f_c \quad [9-15]$$

$$f_1 = 1,45 \cdot f_c \quad [9-16]$$

$$f_2 = 1,725 \cdot f_c \quad [9-17]$$

Cependant, ces équations sont seulement valables si la condition suivante est vérifiée :

$$|\sigma_h| \leq \sqrt{3} \cdot f_c \quad [9-18]$$

$$\sigma_h = \frac{1}{3} (\sigma_{xp} + \sigma_{yp} + \sigma_{zp}) \quad [9-19]$$

$\sigma_h$  : Etat de contrainte hydrostatique.

Lorsque la capacité de rupture est remplacée par  $f_c=-1$  donc le matériau est fissuré chaque fois qu'une composante de contrainte principale dépasse  $f_t$ . La Figure 9-5 montre d'entrée les données des propriétés du béton dans le programme de calcul ANSYS.

Property	T1	Label
Temperature	0	
Open Shear Transfer Coef	0.2	$\beta_t$
Closed Shear Transfer Coef	0.7	$\beta_c$
Uniaxial Cracking Stress	3.9	$f_t$
Uniaxial Crushing Stress	-1	$f_c$
Biaxial Crushing Stress	0	$f_{cb}$
Hydrostatic Pressure	0	$\sigma_h^a$
Hydro Biax Crush Stress	0	$f_1$
Hydro Uniax Crush Stress	0	$f_2$
Tensile Crack Factor	0	

Figure 9-5: Propriétés du béton dans le programme de calcul ANSYS 15.0.

La surface de rupture  $S$  ainsi que la fonction  $F$  sont exprimées en fonction des contraintes principales  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  et  $\sigma_3$ . Où :

$$\sigma_1 = \max (\sigma_{xp}, \sigma_{yp}, \sigma_{zp}) \quad [9-20]$$

$$\sigma_3 = \min (\sigma_{xp}, \sigma_{yp}, \sigma_{zp}) \quad [9-21]$$

$$\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \quad [9-22]$$



La surface de rupture du béton est classée dans quatre domaines comme suit:

1. Compression - Compression – Compression :

$$0 \geq \sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$$

2. Traction – Compression – Compression :

$$\sigma_1 \geq 0 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$$

3. Traction - Traction – Compression :

$$\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq 0 \geq \sigma_3$$

4. Traction –Traction –Traction :

$$\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \geq 0$$

Dans chaque domaine, quatre fonctions indépendantes  $F_1, F_2, F_3$  et  $F_4$  décrivent la fonction générale  $F$ , ainsi que les fonctions  $S_1, S_2, S_3$  et  $S_4$  décrivent la surface de rupture  $S$ .

Les premières fonctions ont les propriétés que la surface qu'elles sont continues pendant le gradient des surfaces n'est pas continu. Comme mentionné ci-dessus, le modèle de béton est capable de prévoir un comportement élastique, une fissuration ou un écrasement. Si le comportement élastique est prédit, on suppose que le béton soit un matériau élastique linéaire. Toutefois, dans le cas de la fissuration ou de l'écrasement, la matrice de rigidité est ajustée en fonction du mode la rupture (ANSYS 2013).

1. Compression - Compression – Compression :

Le critère de la rupture de William & Warnke (William et Warnke 1974) n'est valable que dans ce domaine.

$$F = F_1 = \frac{1}{\sqrt{15}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{\frac{1}{2}} \quad [9-23]$$

$$S = S_1 = \frac{2 r_2 (r_2^2 - r_1^2) \cos \eta + r_2 (2 r_1 - r_2) [4 (r_2^2 - r_1^2) \cos^2 \eta + 5 r_1^2 - 4 r_1 r_2]^{\frac{1}{2}}}{4 (r_2^2 - r_1^2) \cos^2 \eta + (r_2 - r_1)^2} \quad [9-24]$$

$$\cos \eta = \frac{2 \sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3}{\sqrt{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{\frac{1}{2}}} \quad [9-25]$$

$$r_1 = a_0 + a_1 \xi + a_2 \xi^2 \quad [9-26]$$

$$r_2 = b_0 + b_1 \xi + b_2 \xi^2 \quad [9-27]$$

$$\xi = \frac{\sigma_h}{f_c} \quad [9-28]$$

La surface de rupture est reportée sur la Figure 9-6 (ANSYS 2013), L'angle de similarité  $\eta$  décrit les grandeurs relatives des contraintes principales. Pour  $\eta = 0^\circ$  on se réfère à tout l'état de contrainte tel que  $\sigma_3 = \sigma_2 > \sigma_1$  (par exemple, compression uni-axiale, traction bi-axiale) Pendant que  $\xi = 60^\circ$  pour tout l'état de contrainte où  $\sigma_3 > \sigma_2 = \sigma_1$  (par exemple, traction uni-axial, compression bi-axiale). Tous les autres états de contrainte multiaxiaux ont des angles de similarité avec  $0^\circ \leq \eta \leq 60^\circ$ . Quand  $\eta = 0^\circ$ , la valeur de  $S_1$  est égale  $r_1$ , quand que  $\eta = 60^\circ$ ,  $S_1 = r_1$ . Donc, la fonction  $r_1$  représente la surface de rupture de tous les états de contrainte avec  $\eta = 0^\circ$ . Les fonctions  $r_1, r_2$  et l'angle  $\eta$  sont représentées dans la Figure 9-6 (ANSYS 2013).

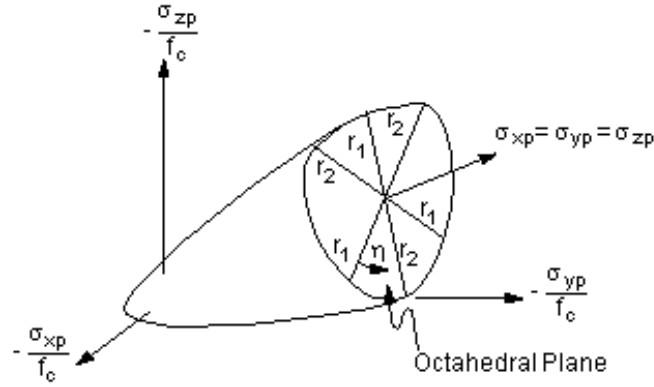


Figure 9-6: 3-D Surface de rupture dans l'espace de contrainte principale (ANSYS 2013).

On constate que la section transversale du plan de rupture a une symétrie cyclique pour chaque secteur de  $120^\circ$  dans plan octaédrique dans une gamme  $0^\circ \leq \eta \leq 60^\circ$ . La fonction de  $r_1$  est déterminée par l'ajustement  $a_0$ ,  $a_1$  et  $a_2$  tel que  $f_t$ ,  $f_{cb}$  et  $f_1$  sont liées sur la surface de rupture. Les valeurs appropriées pour ces coefficients sont déterminées à travers la solution des équations simultanées :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{F_1}{f_c} \quad (\sigma_1 = f_t, \sigma_2 = \sigma_3 = 0) \\ \frac{F_1}{f_c} \quad (\sigma_1 = 0, \sigma_2 = \sigma_3 = -f_{cb}) \\ \frac{F_1}{f_c} \quad (\sigma_1 = -\sigma_h^a, \sigma_2 = \sigma_3 = -\sigma_h^a - f_1) \end{array} \right\} = \begin{bmatrix} 1 & \xi_t & \xi_t^2 \\ 1 & \xi_{cb} & \xi_{cb}^2 \\ 1 & \xi_1 & \xi_1^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ a_2 \end{Bmatrix} \quad [9-29]$$

Avec :

$$\left\{ \begin{array}{l} \xi_t = \frac{f_t}{3f_c} \\ \xi_{cb} = \frac{-2f_{cb}}{3f_c} \\ \xi_1 = -\frac{\sigma_h^a}{f_c} - \frac{2f_1}{3f_c} \end{array} \right. \quad [9-30]$$

La fonction  $r_2$  est calculée par l'ajustement de  $b_0$ ,  $b_1$  et  $b_2$  :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{F_1}{f_c} \quad (\sigma_3 = -f_c, \sigma_1 = \sigma_2 = 0) \\ \frac{F_1}{f_c} \quad (\sigma_1 = \sigma_2 = -\sigma_h^a, \sigma_3 = -\sigma_h^a - f_2) \\ \frac{F_1}{f_c} \quad 0 \end{array} \right\} = \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{3} & \frac{1}{9} \\ 1 & \xi_2 & \xi_2^2 \\ 1 & \xi_0 & \xi_0^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} b_0 \\ b_1 \\ b_2 \end{Bmatrix} \quad [9-31]$$

Cependant que :

$$\xi_2 = -\frac{\sigma_h^a}{f_c} - \frac{2f_1}{3f_c} \quad [9-32]$$

$$r(\xi_0) = a_0 + a_1 \xi_0 + a_2 \xi_0^2 \quad [9-33]$$

$\xi_0$ : Racine positive.

La surface de rupture doit rester convexe, le rapport  $r_1/r_2$  est limité à la gamme suivante :

$$0,5 < \frac{r_1}{r_2} < 1,25 \quad [9-34]$$

Ainsi que les coefficients ( $a_0, a_1, a_2, b_0, b_1$  et  $b_2$ ) doivent vérifier les conditions suivantes :

$$a_0 > 0 \quad a_1 \leq 0 \quad a_2 \leq 0 \quad [9-35]$$

$$b_0 > 0 \quad b_1 \leq 0 \quad b_2 \leq 0 \quad [9-36]$$

Par conséquent, la surface de rupture est fermée et prédit la rupture sous la pression hydrostatique très élevée ( $\xi > \xi_0$ ). Cette fermeture de la surface de rupture n'a pas été vérifiée expérimentalement et elle a été suggérée que la contrainte Von Mises de la surface de rupture dans un repère cylindrique est plus valable pour les grandes valeurs de compression  $\sigma_h$ . Par conséquent, il est recommandé que les valeurs de  $f_1$  et  $f_2$  soient sélectionnées à un niveau de la contrainte hydrostatique dans environs ou au-dessus du la valeur maximale de la contrainte hydrostatique rencontrée dans la structure (ANSYS 2013).

Le profil de  $r_1$  et  $r_2$  sont en fonction de  $\xi$  représentées dans la Figure 9-7 (ANSYS 2013). Quand  $\eta=0^\circ$ , la courbe ci-dessous représente tous les états de la contrainte.  $\eta=60^\circ$ , la courbe ci-dessus représente tous les états de la contrainte. Si le critère de rupture est satisfait, le matériau va s'écraser.

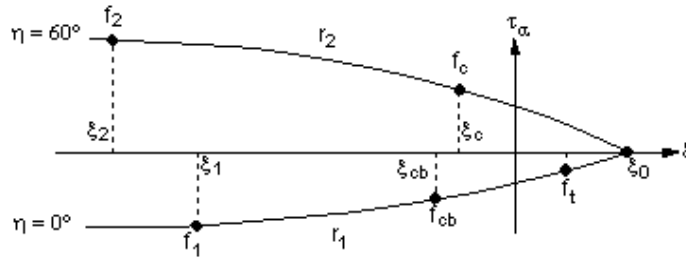


Figure 9-7: Profil de la surface de rupture (ANSYS 2013).

## 2. Traction - Compression - Compression :

La valeur de F devient comme suite :

$$F = F_2 = \frac{1}{\sqrt{15}} [(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2]^{\frac{1}{2}} \quad [9-37]$$

La surface de rupture S est définie comme (William et Warnke 1974, ANSYS 2013):

$$S = S_2 = \left(1 - \frac{\sigma_1}{f_t}\right) \frac{2 p_2 (p_2^2 - p_1^2) \cos \eta + p_2 (2 p_1 - p_2) [4 (p_2^2 - p_1^2) \cos^2 \eta + 5 p_1^2 - 4 p_1 p_2]^{\frac{1}{2}}}{4 (p_2^2 - p_1^2) \cos^2 \eta + (p_2 - p_1)^2} \quad [9-38]$$

Avec :

$$p_1 = a_0 + a_1 \chi + a_2 \chi^2 \quad [9-39]$$

$$p_2 = b_0 + b_1 \chi + b_2 \chi^2 \quad [9-40]$$

$$\chi = \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{3 f_c} \quad [9-41]$$

$a_0, a_1, a_2, b_0, b_1$  et  $b_2$  sont définies par les équations 9-29 et 9-31.

## 3. Traction - Traction - Compression (William et Warnke 1974, ANSYS 2013):

$$F = F_3 = \sigma_i ; i=1, 2 \quad [9-42]$$

La surface de rupture S :

$$S = S_3 = \frac{f_t}{f_c} \left(1 - \frac{\sigma_3}{f_c}\right) \quad [9-43]$$

4. Traction -Traction -Traction (William et Warnke 1974, ANSYS 2013):

$$F = F_4 = \sigma_i ; i=1, 2, 3 \quad [9-44]$$

La surface de rupture S :

$$S = S_4 = \frac{f_t}{f_c} \quad [9-45]$$

### 9.4.2 Fibres métalliques

Les fibres métalliques augmentent la résistance à la compression et à la traction du béton. Cependant, cette augmentation dépend du nombre de fibres par unité de section du béton. La fraction de la totalité du volume de la fibre métallique (FM) est explicitement modélisée. Les fibres contribuent à la mobilisation des forces nécessaires pour soutenir les charges appliquées après la fissuration du béton et fournissent une résistance à la propagation des fissures (Eisa et Ragab 2014). Le nombre de fibres par unité de surface est calculé dans cette étude par l'approche de probabilité donnée par Soroushian (Soroushian et Bayasi 1991). L'équation 9-46 exprime le nombre des fibres par unité de surface du béton :

$$N = \frac{\alpha \cdot V_f \cdot A_c}{A_f} \quad [9-46]$$

Avec :

$A_c$  : section transversale de béton (mm<sup>2</sup>) ;

$A_f$  : section de fibre (mm<sup>2</sup>) ;

$V_f$  : dosage volumique des fibres (%) et

$\alpha$  : Facteur d'orientation  $0 \leq \alpha \leq 1$ .

Pour  $\alpha=0$  ; les fibres ne sont pas orientées perpendiculaires aux fissures et pour  $\alpha=1$  les fibres sont orientées perpendiculaires (Figure 9-8).

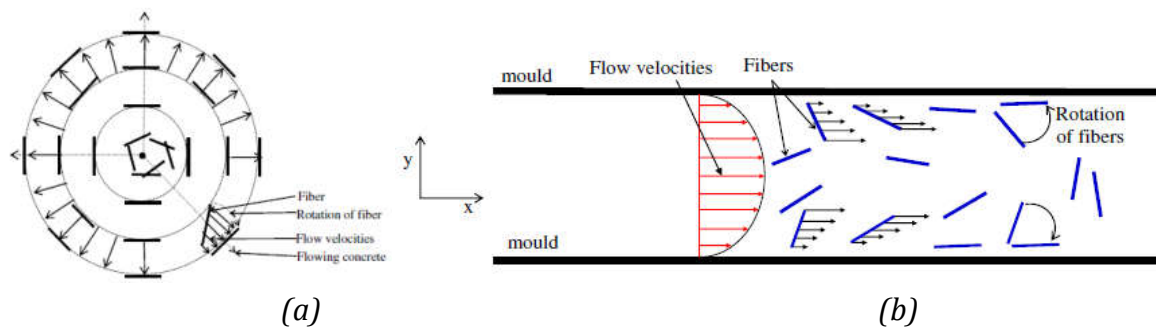


Figure 9-8: Orientation des fibres ;(a) fontaine; (b) canal (Boulekbache et al. 2010).

L'orientation de ces fibres dans le béton et par conséquent le nombre de fibres par unité de coupe transversale est affectée par limitant l'orientation aléatoire des fibres, et par le fait que les fibres ont tendance à s'installer et à se réorienter dans des plans horizontaux pendant la vibration de béton en raison de leur densité (Soroushia et Bayasi 1991). Par suite de la vibration, l'orientation aléatoire des fibres dans le béton s'éloigne de l'état tridimensionnel à un état bidimensionnel (Eisa et Ragab 2014). La valeur de  $\alpha$  a été prise selon le volume des fibres métalliques ajouté, pour  $V_f=0,5\%$ , le facteur d'orientation est égale 0,627 (valeur moyenne de 0,779-0,476) et pour  $V_f=1\%$ , le facteur orientation est égale 0,594 (valeur moyenne de 0,674-0,515) proposé par Cheol Lee & al. (Cheol Lee et al. 2015). Les fibres métalliques équivalentes sont considérées comme étalées dans l'élément fini dans trois directions orthogonales qui coïncident avec la cartésienne. Les paramètres des fibres métalliques équivalents ont été mis en œuvre comme; le module de Young  $E_s=200000$  MPa, le coefficient de Poisson majeur = 0,3, et la résistance à la traction équivalente  $f_s = 1100$  MPa.

### 9.4.3 Supports des appuis

Un élément de SOLID185 a été utilisé pour les supports aux appuis de la poutre. SOLID185 élément a 8 nœuds avec trois degrés de liberté pour chaque nœud « direction translation de x, y et z » (Figure 9-9).

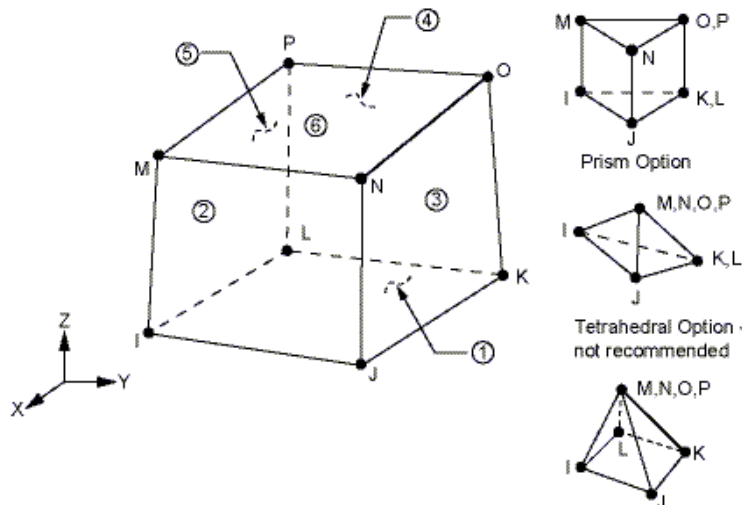


Figure 9-9: Type d'élément SOLID185 (ANSYS 2013).

### 9.4.4 Contact poutre-appuis

#### 9.4.4.1 Coefficients de frottement

Lorsqu'il y a deux objets en contact, il y a du frottement de surface. On distingue deux types de frottement de surface: statique et cinétique.

- *Cinétique* : Force de frottement agissant sur un objet en mouvement par rapport à la surface de contact.

- *Statique* : Force de frottement agissant sur un objet immobile par rapport à la surface de contact.

#### 9.4.4.1.1 Frottement cinétique

Le frottement cinétique ( $\mu_c$ ) est proportionnel à la force normale ( $n$ ) appliquée par l'objet qui produit le frottement et aux deux types de surfaces en contact. Plus la force normale sera grande, plus le frottement cinétique sera grand (Figure 9-10). Ce frottement s'applique seulement si l'objet subissant le frottement est en mouvement par rapport à sa surface de contact (cas général):

$$f_c = \mu_c \cdot n \quad [9-47]$$

$f_c$ : Force de frottement cinétique (N),

$\mu_c$ : Coefficient de frottement cinétique (pas unité),

$n$  : Force normale (N).

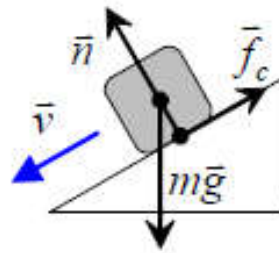


Figure 9-10: Situation de glissement (mouvement).

#### 9.4.4.1.2 Frottement statique

Lorsque l'objet est immobile par rapport à la surface, il y a un frottement statique. Cependant, cette force ne possède pas toujours le même module (Figure 9-11). Elle s'ajuste afin de respecter la 2<sup>ième</sup> loi de Newton :

$$\sum \vec{f} = m \cdot \vec{g} \quad [9-48]$$

$$f_s - \sum F_{\text{parallèle à la surface}} = 0 \quad [9-49]$$

Le rôle du frottement statique est d'annuler l'action des autres forces voulant provoquer un mouvement parallèle à la surface de contact jusqu'à une valeur limite  $f_{s(max)}$  :

$$f_{s(max)} = \mu_s \cdot n \quad [9-50]$$

$f_{s(max)}$ : Force de frottement statique maximale (N),

$\mu_s$ : Coefficient de frottement statique (pas unité),

$n$  : Force normale (N).

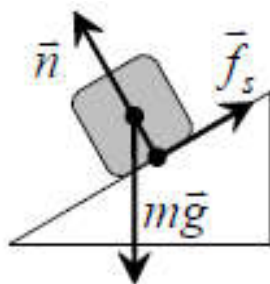


Figure 9-11: Situation de non glissement (statique).

Ainsi, selon le module et l'orientation des autres forces appliquées sur un objet, la force de frottement statique va s'ajuster entre les valeurs suivantes pour satisfaire.

$$\sum F_{II \text{ surface}} = 0 \quad [9-51]$$

$$0 \leq f_s \leq \mu_s \cdot n \quad [9-52]$$

D'après tout ce qu'on a expliqué précédemment, on peut le résumer sur la Figure 9-12. Elle montre les actions de contact entre deux solides qui seront décrites selon les lois de Coulomb (Banjara et Ramanjaneyulu 2017). Expérimentalement, le contact poutre-appuis crée une force de frottement cinétique, à cet effet la situation qui m'intéresse est l'état de glissement entre eux, donc la valeur de coefficient de frottement cinétique utilisée dans la simulation est égale 0,3.

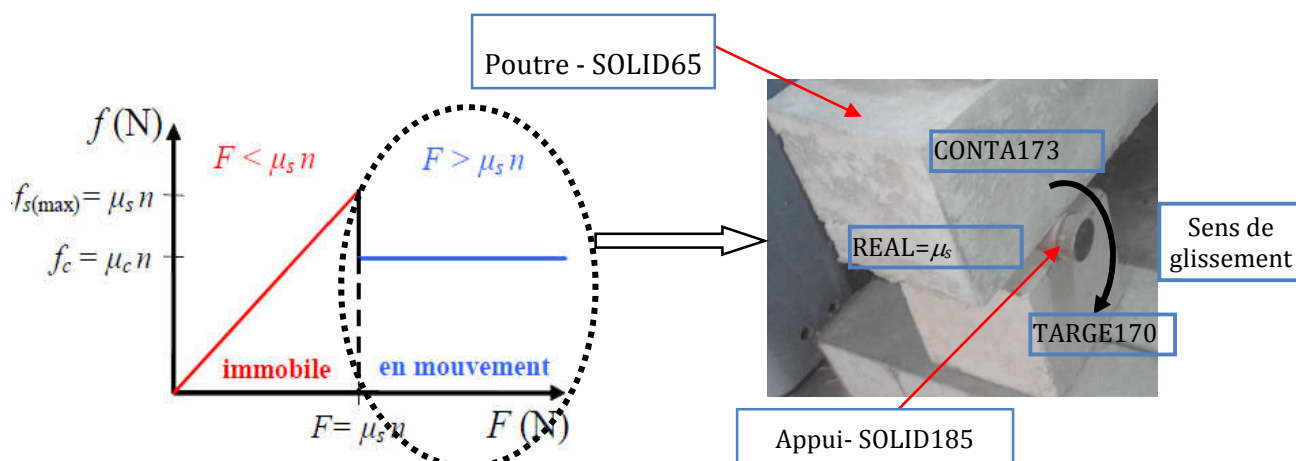


Figure 9-12: Loi de Coulomb.

#### 9.4.4.2 TARGE170 et CONTA173

Dans cette étude, afin d'obtenir un comportement de contact entre poutre (béton) et appuis, on a utilisé un double contact avec capacité de glissement ou mouvement entre la poutre et les appuis (supports). Un double contact consiste deux types d'élément tels que type d'élément (TARGE170) et type d'élément de contact (CONTA173) sont utilisés. CONTA173 est un type d'élément à 4 nœuds, est destiné généralement à la rigide-flexible et flexible-flexible analyse de contact. Type d'élément

de CONTA173 est associé à élément de segment 3-D (TARGE170) en utilisant « *real constant set number (REAL)* » afin lier TARGE170- CONTA173 (Figure 9-13) (Banjara et Ramanjaneyulu 2017, ANSYS 2013).

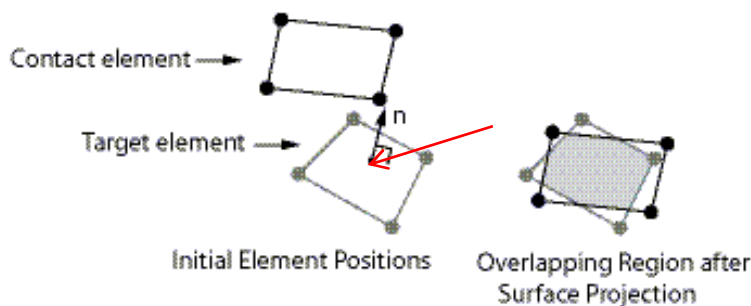


Figure 9-13: Maillage de contact entre deux solides (ANSYS 2013).

#### 9.4.5 Acier

L'acier a été supposé être un matériau élastique parfaitement plastique ; identique en traction et en compression. Le coefficient de Poisson majeur de 0,3 a été utilisé pour l'armature d'acier dans cette étude; la Figure 9-14 montre la relation contrainte-déformation utilisée dans cette étude (ACI 318, Banjara et Ramanjaneyulu 2017). Les propriétés des matériaux pour l'acier armatures pour les sept modèles sont les suivants: module d'élasticité,  $E_s=200\ 000$  MPa, le coefficient de Poisson majeur est 0,3.

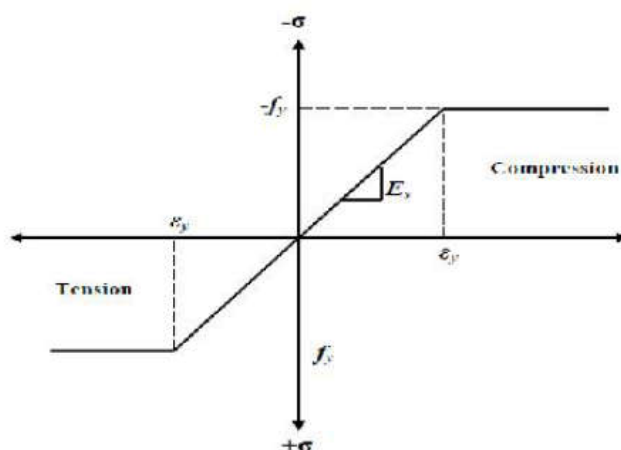


Figure 9-14: Diagramme contrainte-déformation pour l'acier (ACI 318, Banjara et Ramanjaneyulu 2017).

L'acier pour les modèles d'éléments finis a été nommé par LINK180 pour les armatures d'acier, l'élément model, a été utilisé pour représenter la barre d'acier d'armature. Deux nœuds sont requis pour cet élément de telle sorte que chaque nœud a trois degrés de liberté, des translations dans les nœuds de directions x, y et z. L'élément est également capable de déformation plastique (Figure 9-15). Il faut compter une



liaison parfaite (non glissement) entre les éléments des armatures d'acier et l'élément de béton (Figure 9-16) (ANSYS 2013).

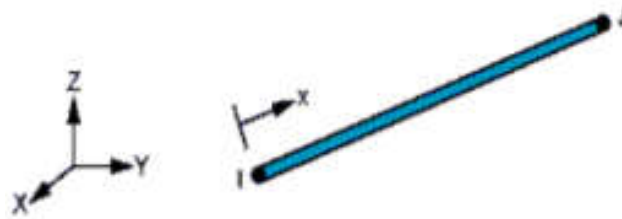


Figure 9-15: Type d'élément LINK180 (ANSYS 2013).

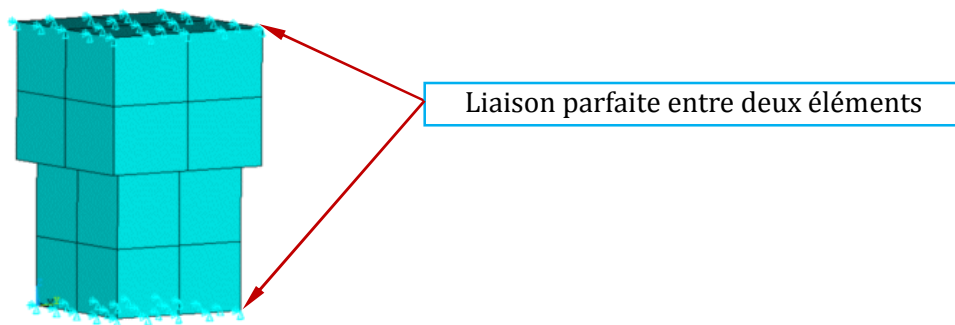


Figure 9-16: contacte entre deux éléments (ANSYS 2013).

La méthode discrète a été appliquée dans la modélisation des armatures longitudinales et des armatures transversales utilisés dans la poutre (Figure 9-17a). Les deux éléments étaient connectés aux nœuds adjacents de l'élément solide de béton, de sorte que les deux matériaux partagent les mêmes nœuds (ANSYS 2013, Wolanski 2004).

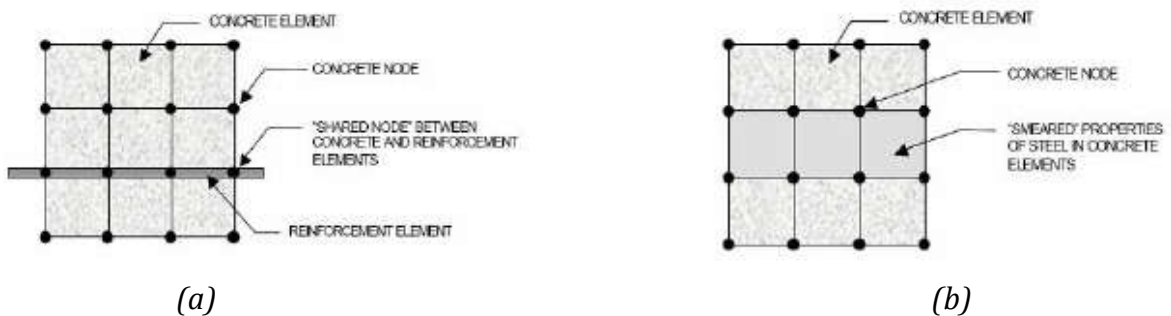


Figure 9-17: Modèles de renforcement: (a) modèle discret ; (b) modèle étalé (Wolanski 2004).

Les fibres métalliques sont modélisées sous la forme d'un modèle étalé (Figure 9-17 b) qui suppose que le renfort est uniformément réparti dans tous les éléments de béton dans une région définie du maillage des éléments finis. Le rapport volumique (VRn) et les angles d'orientation (THETAn, PHIn) (voir la Figure 9-4) correspondant respectivement au dosage volumique des fibres ( $V_f$ ) et au facteur d'orientation ( $\alpha$ ) sont nécessaires pour ce modèle (ANSYS 2013).

Pour le facteur d'orientation ( $\alpha$ ), trois cas sont définis (Cheol Lee et al. 2015, Wolanski 2004) :

- Cas unidimensionnel (1D): Dans cette situation, toutes les fibres sont alignées dans un sens. Le coefficient d'orientation dans le plan perpendiculaire à la direction d'alignement des fibres est 1 et 0 dans les deux autres plans orthogonaux.
- Cas bidimensionnel (2D): Dans ce cas, les fibres sont toutes alignées dans des plans parallèles. En théorie, deux des trois plans orthogonaux contiennent exactement le même nombre de fibres tandis que le troisième n'existe pas. Sa valeur dans cette situation est de 0,637. Pour ( $V_f/2$ ), les valeurs THETA1 et PHI1 sont égales  $0^\circ$ , pour l'autre moitié de volume de fibres, on a met THETA2 et PHI2,  $0^\circ$  et  $90^\circ$  respectivement.
- Cas tridimensionnel (3D): L'orientation des fibres subit ici toute restriction. Ainsi, le nombre de fibres découpées dans trois plans orthogonaux est le même. La valeur est comprise entre 0,405 et 0,5.

### 9.5 Modèle des fissures et écrasements

L'élément de béton est exposé aux fissures dans la zone tendue et une non-linéarité de plasticité pour tenir compte de la possibilité d'écrasement d'élément dans la zone comprimée. Chaque élément à huit points d'intégration. La Figure 9-18 représente des fissures et des écrasements d'élément de béton contrôlé, il se comporte d'une manière linéaire élastique jusqu'au dépassement de la résistance en traction ou la résistance en compression du béton (Jnaid et Aboutaha 2016). La formation d'une fissure est obtenue par la modification de la relation de la contrainte-déformation de l'élément à introduire un plan de faiblesse dans la direction de contrainte principale. A la suite de la formation d'une fissure initiale, les contraintes tangentielles à la face de la fissure peuvent provoquer une deuxième et une troisième fissure développée. La quantité de transfert de cisaillement à travers une fissure peut varier entre le transfert de cisaillement complet et no-transfert de cisaillement dans une section fissurée. A cet effet, ANSYS permet la définition de deux coefficients de transfert de cisaillement, un pour les fissures ouvertes ( $\beta_t$ ) et l'autre pour les fissures fermées ( $\beta_c$ ) (voir Figure 9-5). Les fissures du béton sont représentées par une modification dans la relation contrainte-déformation. Les coefficients de transfert de cisaillement typiques varient entre 0 et 1, 0 représente une fissure lisse (perte complète de transfert de cisaillement) et 1 représente une fissure très rugueuse (pas de perte de transfert de cisaillement) (Aziz et Ghtailan 2007, ANSYS 2013, Eisa et Ragab 2014, Reddy et al. 2015). Pour les bétons de référence (BO, BHR et BHRFS), le coefficient des fissures ouvertes ( $\beta_t$ ) est égal 0,2 et 0,7 pour les fissures fermées ( $\beta_c$ ). Pour les bétons renforcés par FM, les valeurs de ( $\beta_t$ ) sont 0,3 et 0,4 ; pour ( $\beta_c$ ) sont 0,7 et 0,8 pour un volume de 0,5% et 1% respectivement (Reddy et al. 2015).

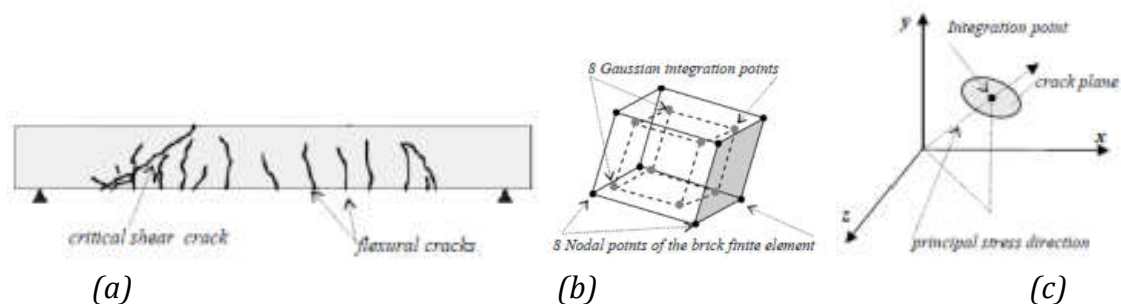


Figure 9-18: Développement des fissurations dans une poutre en béton :  
 (a) Développement des fissures par flexion et des fissures par cisaillement tirées des essais ;  
 (b) Nodale et points d'intégration gaussienne (ANSYS 2013) ;(c) Plan des fissures (ANSYS 2013).

Le programme ANSYS peut d'afficher des modèles des fissures et des écrasements dans des éléments en béton. La Figure 9-19 montre les évolutions les trois types des fissures. La fissuration est représentée avec un contour de cercle, et l'écrasement est représenté avec un contour d'octaèdre. La première fissure lors d'un point intégration gaussienne est montrée avec un contour rouge, la deuxième fissure avec un contour vert, et la troisième fissure avec un contour bleu (Adam et al. 2015, Dahmani et al. 2010, Huang et al. 2013).

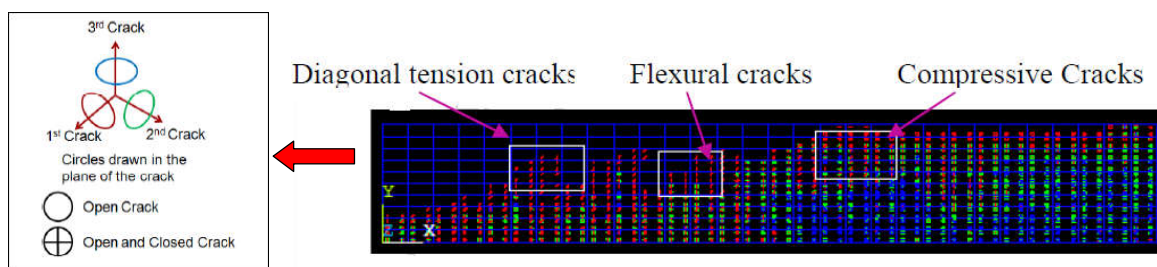


Figure 9-19: Évolution des modèles des fissures et écrasement d'un élément en béton (Wolanski 2004).

Mais malheureusement la largeur des fissures n'est pas calculée par le logiciel. Cependant la largeur des fissures est le paramètre le plus important dans le contrôle de la fissuration par fluage. L'équation 9-53 nous permet de calcul la largeur des fissures.

$$\omega = (\varepsilon_1 + \varepsilon_2) \cdot L \quad [9-53]$$

D'où :

$\omega$  : Largeur de la fissure (mm),

$\varepsilon_1, \varepsilon_2$  : Déformation dans l'élément du béton et

$l$ : Longueur de l'élément du béton (mm).

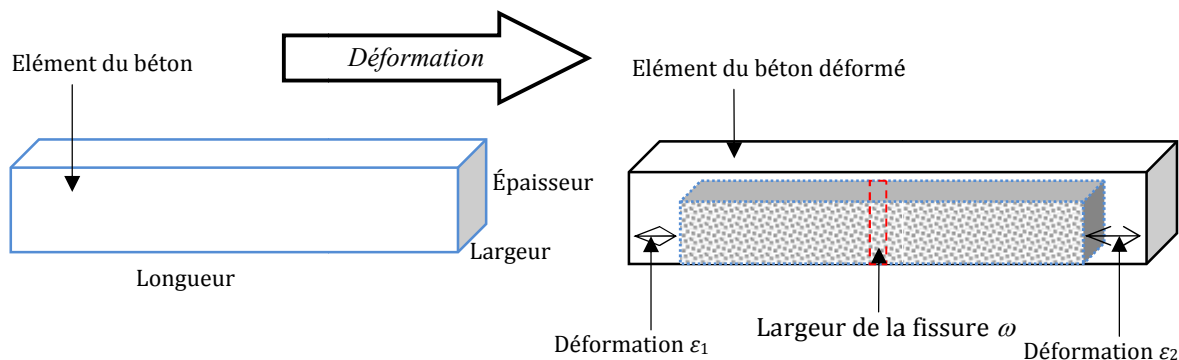


Figure 9-20: Méthode de calcul de la largeur des fissures.

### 9.6 Modélisation de la poutre en béton armé

Pour la simulation numérique, on a considéré la géométrie de la partie linéaire de la poutre. Les phases de la simulation numérique par ANSYS sont représentées sur la Figure 9-21.

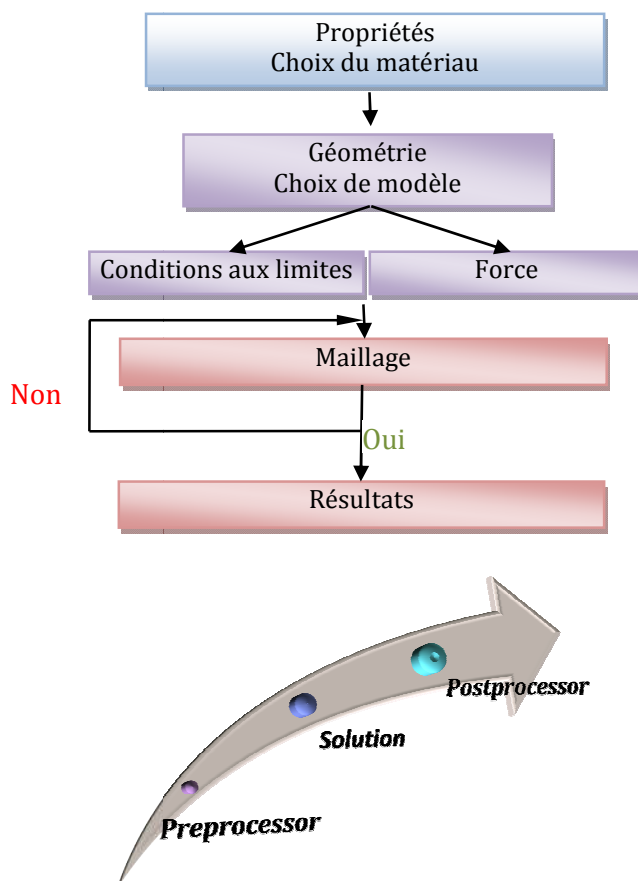


Figure 9-21: Schéma de simulation numérique par ANSYS.

Les paramètres mécaniques des matériaux utilisés (béton, acier, fibre et appuis) sont introduits dans le logiciel de simulation. Les paramètres de fluage sont identifiés à partir les essais expérimentale réalisés. L'élément de la poutre a deux degrés de liberté

une translation sur la direction y et rotation sur l'axe z. Les tests en question avaient été effectués 28 jours après la fabrication du béton. Le béton de cette campagne expérimentale flue plus en compression qu'en traction. La Figure 9-22 représente la géométrie de la poutre concernée pour le calcul numérique. Les conditions aux limites sont définis par le blocage au niveau de la surface 1 et surface 2 ( $DX=DY=DZ=0, DRX=DRY=DRZ=0$ )

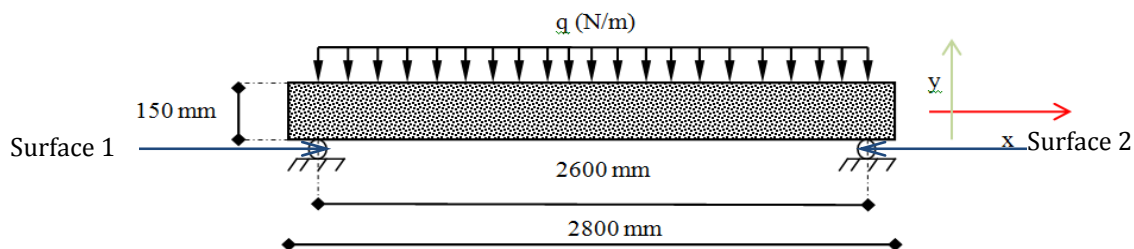


Figure 9-22: Géométrie de la poutre en flexion retenue pour la simulation numérique.

Concernant Le maillage, on a conservé la même taille de maillage pour tous les corps de la poutre isostatique, la taille de maillage est 25 mm, ce maillage nous a créé un temps de calcul très prolongé, le nombre des nœuds est 6717 et le nombre des éléments est 6496 (Figure 9-23). La Figure 9-24 montre la liaison entre les types des éléments de la poutre en béton armé.

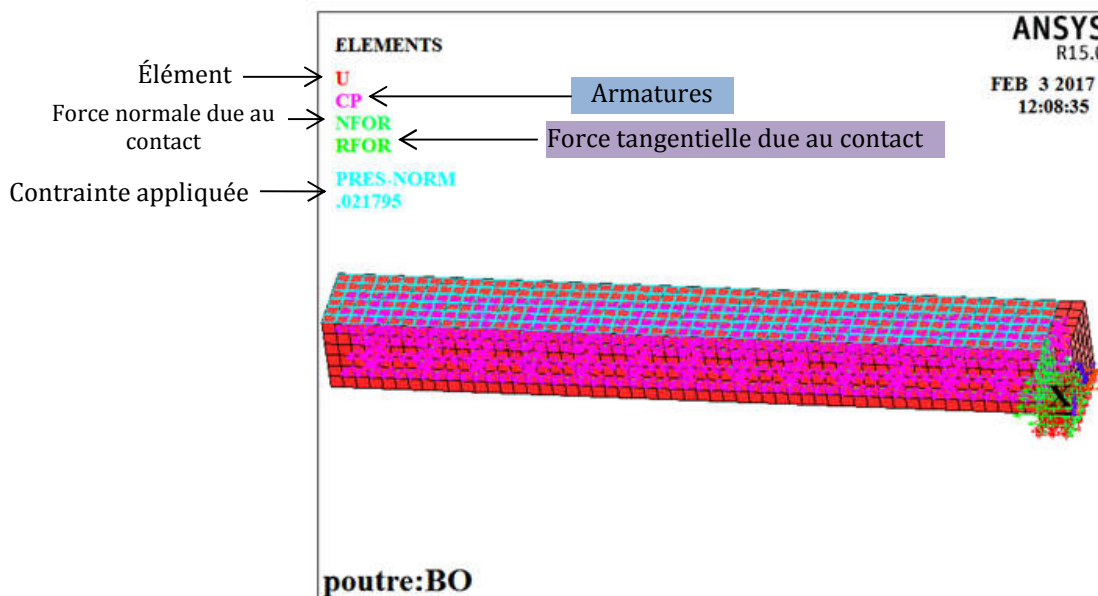


Figure 9-23: Maillage rectangulaire raffiné avec taille d'élément 25 mm

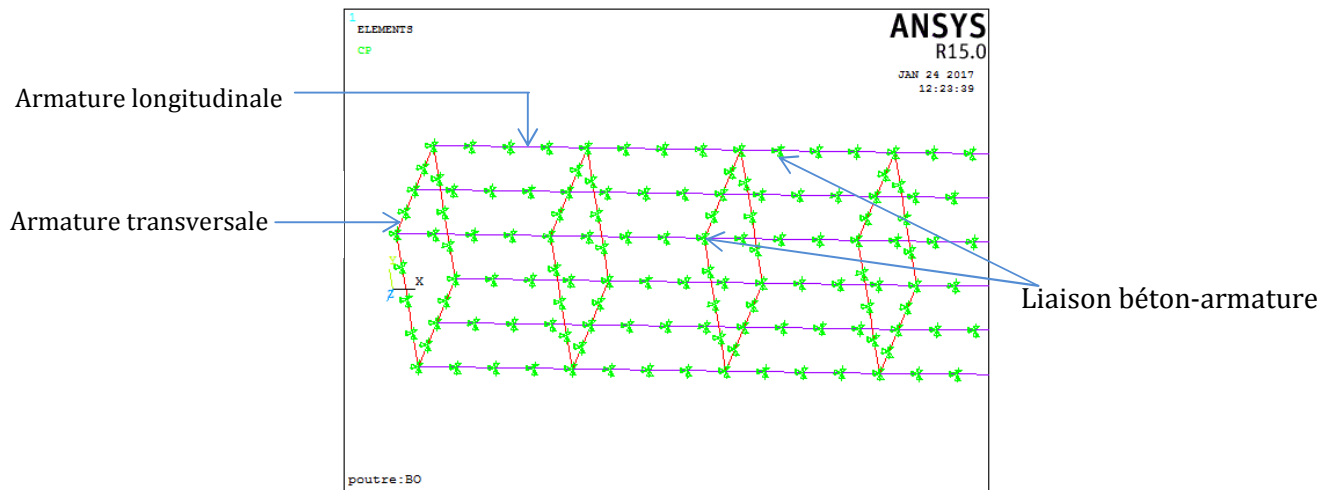


Figure 9-24: Liaison entre béton et les armatures.

### 9.7 Prédiction du comportement de la poutre sous l'effet de fluage

La vitesse de déformation du fluage est fonction de la déformation de fluage, contrainte appliquée, le temps de mesure et la température externe. Le fluage primaire a eu le plus grand intérêt dans notre étude (Voir chapitre VII). La vitesse de déformation associée au fluage primaire est généralement beaucoup plus élevée qu'associée à un fluage secondaire et tertiaire. L'équation générale qui permet de définir la vitesse de déformation de fluage total en fonction des paramètres cités avant (ANSYS 2013) est :

$$\dot{\varepsilon}_f = f_1(\varepsilon_f) \cdot f_2(\sigma) \cdot f_3(t) \cdot f_4(T) \quad [9-54]$$

Les bibliothèques des équations de la vitesse de déformation du fluage disponibles dans ANSYS sont : les équations des fluages explicites et les équations des fluages implicites.

#### 9.7.1 Fluage explicite

Le fluage explicite fait référence à l'utilisation de l'intégration d'Euler pour calculer l'évolution de déformation de fluage. La vitesse de déformation de fluage utilisée à chaque incrément de temps correspond à la vitesse au début d'incrément de temps et est supposée constante tout au long de cette étape d'incrément de temps  $\Delta t$ . Pour cette raison, des incréments de temps très limités sont nécessaires pour minimiser les erreurs (ANSYS 2013).

$$\dot{\varepsilon}_f = f(\sigma^t, \varepsilon^t, T^{t+\Delta t}) \quad [9-55]$$

#### 9.7.2 Fluage implicite

Le fluage implicite fait référence à l'utilisation de l'intégration d'Euler pour la déformation de fluage. C'est une méthode inconditionnellement stable. Cela signifie qu'il

n'exige pas une étape de temps comme la méthode de fluage explicite, il est donc beaucoup plus rapide (ANSYS 2013).

$$\dot{\varepsilon}_f = f(\sigma^{t+\Delta t}, \varepsilon^{t+\Delta t}, T^{t+\Delta t}) \quad [9-56]$$

L'utilisation de la méthode de fluage explicite est recommandée par ANSYS, pour évoluer la déformation de fluage total primaire de l'élément type SOLID65 qui représente le corps solide de béton (ANSYS 2013).

Le logiciel ANSYS a deux modèles basés sur la méthode de fluage explicite. Ces modèles permettent de prédire le fluage total primaire des poutres en béton armé, sont modèle d'écroutissement de déformation et d'écroutissement de temps (ANSYS 2013 ; Dropik et al., 2002).

**- Écroutissement de déformation pour  $C_6 = 0$**

$$\dot{\varepsilon}_f = C_1 \cdot \sigma^{C_2} \cdot \varepsilon_f^{C_3} \cdot e^{-C_4/T} \quad [9-57]$$

D'où :

$\dot{\varepsilon}_f$  : Vitesse de déformation de fluage total primaire (mm/mm.s)

$\varepsilon_f$  : Déformation de fluage total primaire (mm/mm) ;

$\sigma$  : Contrainte appliquée (MPa) ;

t : Temps du mesure (s) ;

T : Température externe (K°) ; on admet que T = 293 K° ;

$C_1, C_2, C_3 > 0$  et  $C_4$  : Paramètres de fluage calculés à partir les résultats expérimentaux (mm, s, k, Tonne, mm s<sup>2</sup>).  $C_4=0$ .

L'application de ce modèle sur l'élément type SOLID65 nous donne la relation déformation -temps linéaire (Figure 9-25).

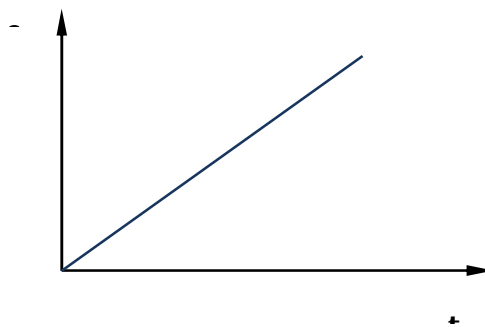


Figure 9-25: Evolution de déformation de fluage en fonction de temps ;  $C_6 = 0$ .

**- Écrouissage de temps pour  $C_6 = 1$**

$$\dot{\varepsilon}_f = C_1 \cdot \sigma^{C_2} \cdot t^{C_3} \cdot e^{-C_4/T} \quad [9-58]$$

Le terme exponentiel ( $C_3$ ) pour  $t$  est habituellement compris entre -0,5 et -1,0 pour modéliser la vitesse de déformation de fluage décroissante pour le fluage primaire. L'application de ce modèle sur l'élément SOLID65 nous donne la relation déformation – temps quasi- linéaire (Figure 9-26).

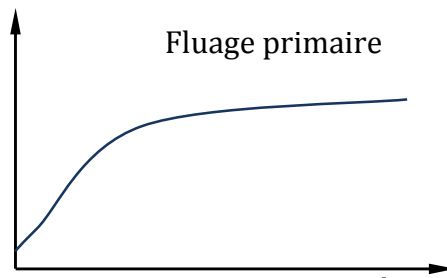


Figure 9-26: Evolution de déformation de fluage en fonction de temps ;  $C_6 = 1$ .

**- Détermination les paramètres de fluage explicit par l'approche d'écrouissage du temps**

L'équation ANSYS (9-58), basée sur la version linéaire du modèle de Maxwell, qui regroupe un amortisseur et un ressort en série (Figure 9-27) (Forest et al. 2009). Celui de Kelvin-Voigt regroupe un amortisseur et un ressort en parallèle, a besoin de calculer les constantes d'équation  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$ . Pour les calculer on utilise cette équation respective [ANSYS 2013]:

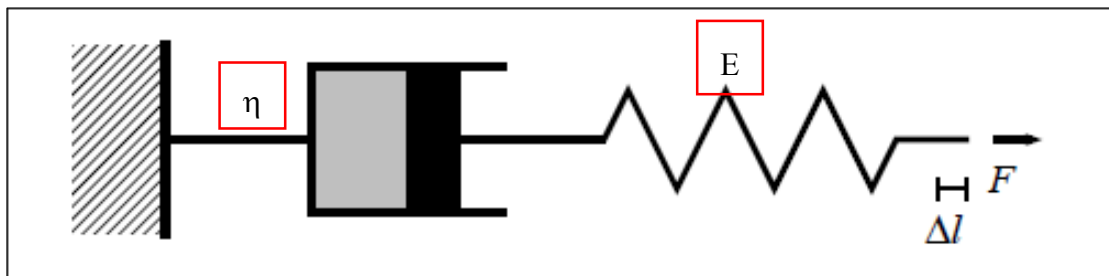


Figure 9-27: Viscoélasticité linéaire uni-axiale : le modèle de Maxwell (Forest et al. 2009).

$$\varepsilon_f = a_0 \cdot \sigma^m \cdot t^n \cdot e^{\left(\frac{-E_a}{RT}\right)} \quad [9-59]$$

Avec:

$a_0$  : constant,

$m$  et  $n$  : Coefficients représentant des exposants du contrainte et des variables de temps respectivement,

$E_a$  : énergie d'activation apparente (J/mol),

$R$  : constante des gaz parfaits ( $R=8.314$  J/mol.  $K^\circ$ ) ou constate de Boltzmann,

$T$  : Température en degré Kelvin.



Pour cette étude, le terme de température  $\frac{-E_a}{RT}$  est ignoré. (Elles ne subissent pas à un traitement thermique). Alors le terme précédent est égale 0.

On utilise le terme mathématique  $\log$  dans l'équation 9-59, quand la constante de la contrainte est f9e, cette équation devient :

$$\text{Log} (\varepsilon_f) = n. \log(t) + c \quad [9-60]$$

En utilisant les résultats expérimentaux (chapitre précédent) nous permettent de calculer le coefficient  $n$  :

D'une même manière, on déduit la valeur de  $m$  :

$$\text{Log} (\varepsilon_f) = m. \log(\sigma) + c \quad [9-61]$$

Pour déduire la valeur du coefficient  $a_0$ , on remplace les valeurs de  $m$  et  $n$  dans l'équation maternelle.

La deuxième étape consiste à trouver les paramètres de fluage (9-58), par la dérivation partielle de l'équation 9 -59 par rapport le temps, on trouve :

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_f = \frac{\partial \varepsilon_f}{\partial t} = a_0. n . \sigma^m . t^{n-1} \\ \dot{\varepsilon}_f = \frac{\partial \varepsilon_f}{\partial t} = C_1. \sigma^{C_2}. t^{C_3} \end{cases} \quad [9-62]$$

Donc on peut déduire les valeurs de paramètres de l'équation 9-59.

Le tableau 9-2 présente les grandeurs des paramètres de fluage.

Tableau 9-2: Valeurs de paramètres de fluage pour simulation numérique par ANSYS.

Bétons	C <sub>1</sub>	C <sub>2</sub>	C <sub>3</sub>
BO	1.803 E-8	0,823	-0,554
BHR	1.745 E-8	0,7234	-0,736
BHRFS	1.56 E-8	0,749	-0,856
BHRFM-0.5-55	1.715 E-8	0,863	-0,732
BHRFM-1-55	1.945 E-8	0,966	-0,618
BHRFM-0.5-80	1.725 E-8	0,896	-0,766
BHRFM-1-80	1.967 E-8	0,970	-0,673

### 9.7.3 Saisi des paramètres dans ANSYS

#### 9.7.3.1 Contrainte appliquée

L'application de la contrainte se divise en deux incréments de chargement. Dans le premier incrément on a augmenté la contrainte jusqu'à la contrainte maximal 2,25MPa correspondant au temps de chargement avec élimination de l'effet de fluage

$0 \leq t_1 \leq 1200s$ , puis la deuxième incrémentation, on a appliqué une contrainte de 2,25 MPa sous l'effet de fluage  $1200s \leq t \leq 1209600 s$  (Figure 9-28). En outre, il convient de spécifier un incrément de temps initial, minimal et maximal assez petit. Pour les deux incréments, on a mis un petit déplacement correspondant au fluage primaire qui et le comportement élastique.

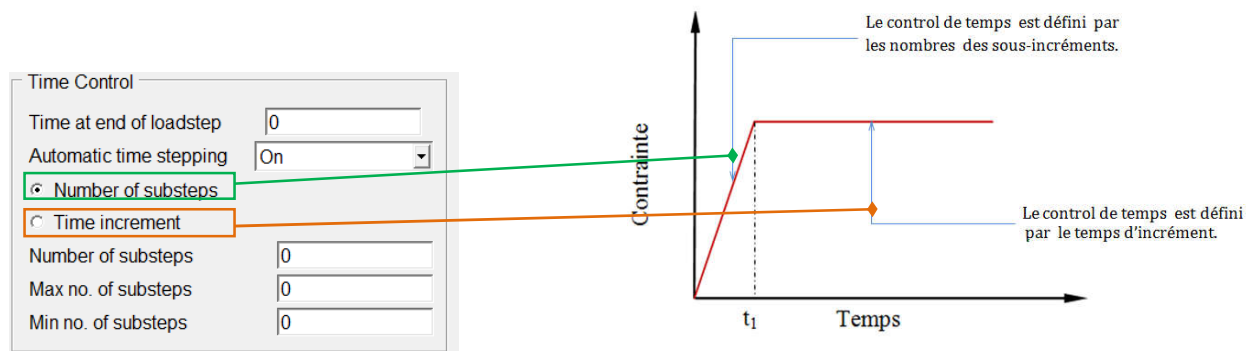


Figure 9-28: Evolution de la contrainte appliquée.

### 9.7.3.2 Ratio de limite de fluage explicite

Un ratio limite de fluage explicite de 0.1 à 0.25 est généralement recommandé (Figure 9-29).

$$C_s = \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_{el}} \quad [9-63]$$

$C_s$  : Ratio limite de fluage ;

$\varepsilon_f$  : Déformation de fluage ( $\mu\text{m}/\text{m}$ ) et

$\varepsilon_{el}$  : Déformation élastique ( $\mu\text{m}/\text{m}$ )

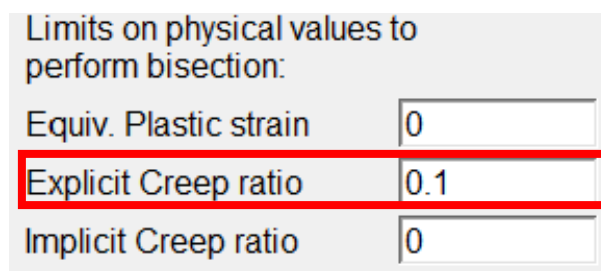


Figure 9-29: Boîte de dialogue APDL-Mechanical.

### 9.7.3.3 Lecture des résultats

La Figure 9-30 représente le maillage de la poutre en béton armé. Cependant le nœud 958 nous donne la valeur du fluage en compression et le nœud 636 nous donne la valeur du fluage en traction et déplacement maximal.

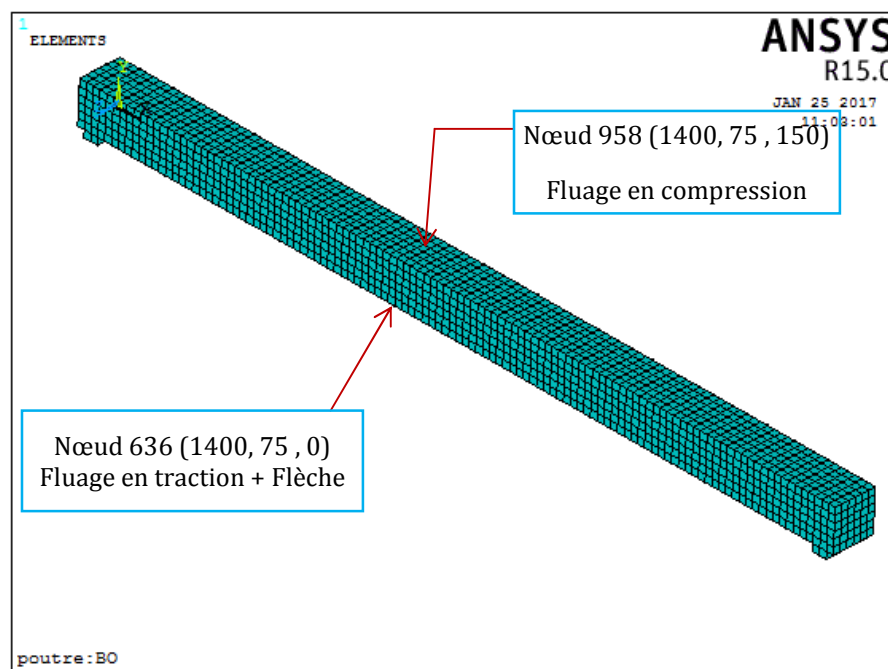


Figure 9-30: Nœuds de lecture des résultats.

## 9.8 Synthèse des résultats de simulation

### 9.8.1 Réponse de contrainte-déformation du Fluage

L'objectif de cette étude est de montrer :

1. L'application du logiciel ANSYS pour analyser la poutre en béton armé par flexion et prédire le fluage total en compression, fluage total en traction et la flèche à mi-porté.
2. Prédiction des fissures générées par le comportement différé.

Les tableaux 9-3 et 9-4 présentent des comparaisons entre les résultats expérimentaux et les sorties des résultats par éléments finis aux différents âges respectivement. En comparant les valeurs expérimentales avec les résultats de simulation, le ratio pour fluage total en compression maximal correspond à 7 mois de contrôle est 0,91 ; 0,94 ; 0,92 ; 0,95 ; 1,10 ; 1,17 et 1,05 pour BO, BHR, BHRFS, BHRFM-0.5-55, BHRFM-1-55, BHRFM-0.5-80 et BHRFM-1-80 respectivement. Pour le fluage total en traction maximal, il est 0,96 ; 0,88 ; 0,85 ; 1,25 ; 0,99 ; 1,33 et 0,93 pour BO, BHR, BHRFS, BHRFM-0.5-55, BHRFM-1-55, BHRFM-0.5-80 et BHRFM-1-80 respectivement.

D'après ces valeurs obtenues, on peut dire que la corrélation entre l'approche expérimentale et numérique est concluante. L'analyse des résultats de simulation montre que l'addition de 0,5% de fibres métalliques diminue le fluage total en compression et en traction de la poutre en béton armé soumise en flexion et l'inclusion de 1% augmente le fluage en compression et fluage en traction, ce qu'est concorde bien avec les résultats expérimentaux obtenus. Il est important de noter que l'élanement des fibres n'influe pas sur la tendance d'évolution de fluage total en fonction de temps.

Tableau 9-3: Comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats de simulation (fluage en compression).

Poutres	Fluage en compression Expérimental ( $\mu\text{m}/\text{m}$ )					Fluage en compression ANSYS ( $\mu\text{m}/\text{m}$ )					Ratio ANSYS /Expérimentale				
	7 jours	1 mois	3 mois	5 mois	7 mois	7 jours	1 mois	3 mois	5 mois	7 mois	7 jours	1 mois	3 mois	5 mois	7 mois
BO	44	70	140	165	183	73	115	144	157	167	1,66	1,64	1,03	0,95	0,91
BHR	22	57	100	115	140	41	81	108	121	131	1,86	1,42	1,08	1,05	0,94
BHRFS	11	36	74	95	104	27	58	79	89	96	2,45	1,61	1,07	0,94	0,92
BHRFM-0.5-55	25	37	55	67	224	36	68	90	100	212	1,44	1,84	1,64	1,49	0,95
BHRFM-1-55	48	72	140	153	180	72	128	166	185	198	1,50	1,78	1,19	1,20	1,10
BHRFM-0.5-80	22	37	64	78	98	36	68	90	100	212	1,59	1,84	1,41	1,28	1,17
BHRFM-1-80	44	67	132	156	188	72	128	166	185	198	1,64	1,91	1,26	1,19	1,05

Tableau 9-4: comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats de simulation (fluage en traction).

Poutres	Fluage en traction Expérimental ( $\mu\text{m}/\text{m}$ )					Fluage en traction ANSYS ( $\mu\text{m}/\text{m}$ )					Ratio ANSYS /Expérimentale				
	7 jours	1 mois	3 mois	5 mois	7 mois	7 jours	1 mois	3 mois	5 mois	7 mois	7 jours	1 mois	3 mois	5 mois	7 mois
BO	94	130	182	210	234	98	157	194	211	224	1,04	1,21	1,07	1,00	0,96
BHR	30	51	119	154	187	49	98	135	152	165	1,63	1,92	1,13	0,99	0,88
BHRFS	20	41	104	137	165	37	81	115	130	141	1,85	1,98	1,11	0,95	0,85
BHRFM-0.5-55	29	42	66	76	95	56	96	126	139	135	1,93	2,29	1,91	1,83	1,25
BHRFM-1-55	74	100	185	200	250	85	154	206	229	248	1,15	1,54	1,11	1,15	0,99
BHRFM-0.5-80	27	43	76	94	113	56	96	126	139	135	2,07	2,23	1,66	1,48	1,20
BHRFM-1-80	61	90	195	230	267	85	154	206	229	248	1,39	1,71	1,06	1,00	0,93

### 9.8.2 Réponse contrainte-flèche

Le post-possesseur ANSYS a été utilisé pour obtenir la flèche numérique à chaque étape de mesure (temps). Le Tableau 9-5 présente la comparaison entre le déplacement vertical expérimental et numérique aux différents âges de mesure. L'analyse des résultats nous donne les valeurs de ratio qui est varient entre un béton à l'autre. Ces valeurs sont 1,12 ; 1,05 ; 1,08 ; 1,10 ; 1,18 ; 1,12 et 1,06 pour les bétons testés BO, BHR, BHRFS, BHRFM-0.5-55, BHRFM-1-55, BHRFM-0.5-80 et BHRFM-1-80 respectivement. Elles montrent qu'il existe une bonne corrélation entre la flèche expérimentale et numérique. Il est noté que l'addition de FM dans le béton de référence diminue la flèche d'éléments finis quel que soit le pourcentage de fibres incluses, mais  $V_f=0,5\%$  est plus efficace que 1%. D'autre part, l'élanement des fibres influe sur la tendance d'évolution du fluage total tout le temps de mesure, ces remarques par l'analyse des éléments finis sont en accord avec nos mesures mais avec des différentes grandeurs.

Tableau 9 -5: compression des résultats expérimentaux aux résultats de simulation  
(Déplacement vertical).

Poutres	Déplacement vertical Expérimental (mm)					Déplacement vertical ANSYS (mm)					Ratio ANSYS /Expérimentale				
	7 jours	1 mois	3 mois	5 mois	7 mois	7 jours	1 mois	3 mois	5 mois	7 mois	7 jours	1 mois	3 mois	5 mois	7 mois
BO	1,49	2,56	3,81	3,95	3,76	1,99	2,97	3,64	3,95	4,2	1,34	1,16	0,96	1,00	1,12
BHR	1,34	2,24	3,36	3,45	3,3	1,42	2,33	2,96	3,25	3,48	1,06	1,04	0,88	0,94	1,05
BHRFS	1,04	1,64	2,86	2,99	2,74	1,48	2,07	2,57	3,79	2,97	1,42	1,26	0,90	1,27	1,08
BHRFM-0.5-55	0,67	1,12	1,61	1,72	1,62	0,96	1,28	1,55	1,68	1,78	1,43	1,14	0,96	0,98	1,10
BHRFM-1-55	1,18	1,71	2,42	2,5	2,36	1,48	1,99	2,42	2,62	2,78	1,25	1,16	1,00	1,05	1,18
BHRFM-0.5-80	0,9	1,41	2,35	2,45	2,24	1,26	1,75	2,16	2,35	2,50	1,40	1,24	0,92	0,96	1,12
BHRFM-1-80	1	1,72	2,45	2,65	2,51	1,33	1,86	2,29	2,50	2,66	1,33	1,08	0,93	0,94	1,06

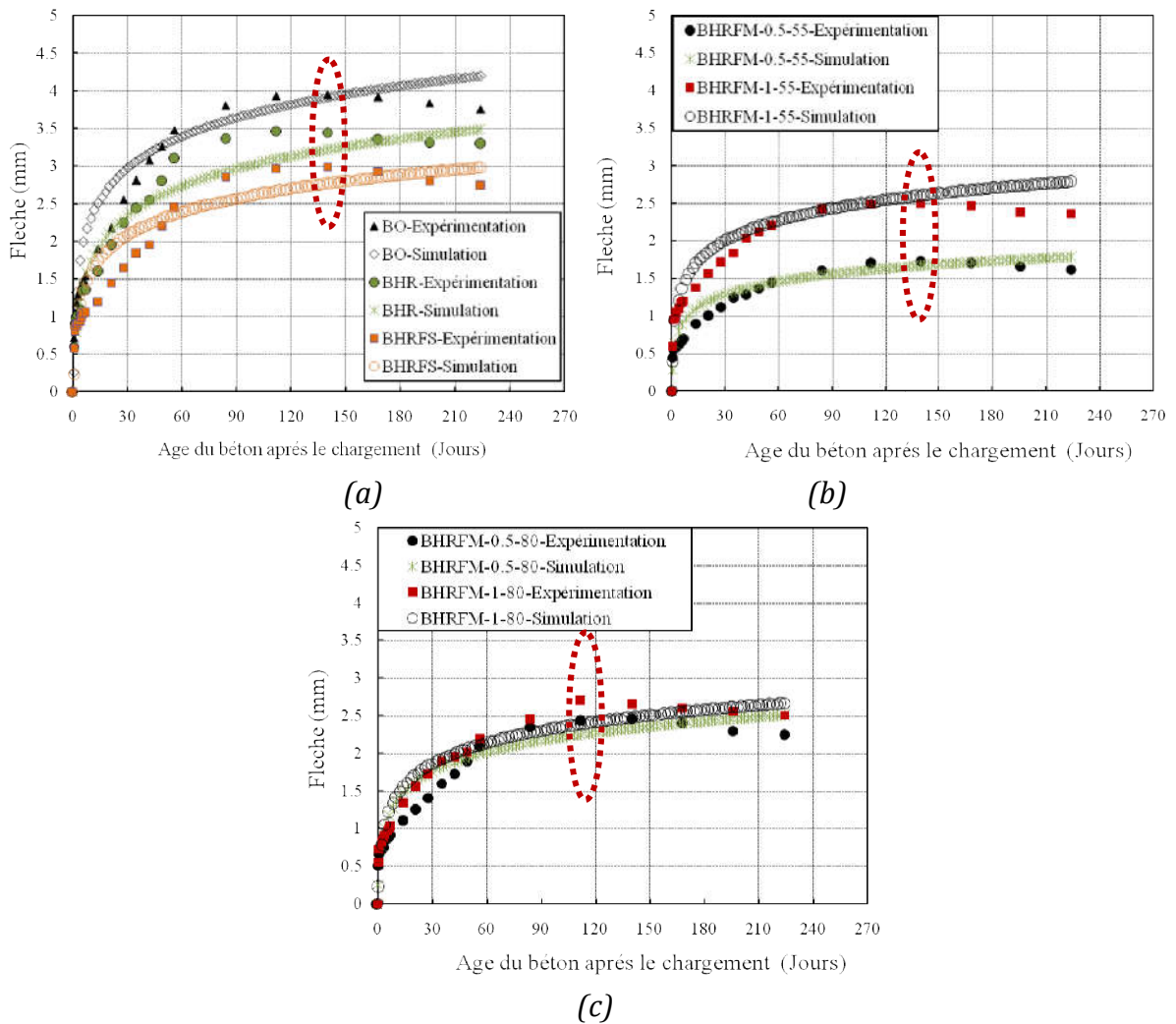


Figure 9-31: Comparaison les résultats de la flèche expérimentale avec ceux de la flèche d'analyse éléments finis.

La Figure 9-31 représente l'évolution de la flèche expérimentale et numérique à mi-portée de la poutre de différents bétons testés (bétons fibrés et non fibrés). On divise la courbe d'évolution de la flèche de la poutre en deux gammes pour chaque béton, première gamme qui varie entre la mise en charge jusqu'à 110 jours et la deuxième gamme est au-delà de 110 jours. Dans la première gamme, la tendance d'évolution de la flèche expérimentale est la même que la flèche numérique mais dans la deuxième gamme, la flèche expérimentale commence à diminuer mais la flèche de simulation augmente.

On constate également que les modèles d'éléments finis sont presque plus rigides que les poutres réelles (expérimentation) dans les deux gammes (*Eisa et Ragab 2014*). Plusieurs facteurs peuvent causer une rigidité plus élevée dans les modèles d'éléments finis. L'homogénéité du béton dû à la vibration du béton par vibreur pendant la mise en œuvre du béton dans la poutre. L'adhérence entre le béton et les armatures de ferrailage est supposée être parfait (pas de glissement) dans l'analyse de simulation. Mais pour les éléments expérimentaux, l'hypothèse de l'adhérence n'est pas admise. Aussi la perte de la contrainte et sa redistribution dans le cœur de la poutre dues le fluage diminue la rigidité de la poutre réelle. La corrosion des armatures est due au retrait de béton qui conduit à diminuer la rigidité de la poutre en béton armé (*Adem 15*). Toutes les causes mentionnées auparavant conduisent à diminuer les caractéristiques mécaniques du béton tel que le module élastique et coefficient de Poisson. Même les conditions de conservation et mesures (température + humidité relative) influent sur les résultats expérimentaux.

### **9.8.3 Fluage par MEF**

La Figure 9-32 illustre le champ de la déformation de fluage total en compression et fluage en traction dans la section de la poutre par la solution des éléments finis (simulation). Ces résultats numériques confirment les résultats expérimentaux obtenus dans le chapitre précédent. Mais il faut noter que la valeur maximale de la déformation de fluage en traction est située au centre de la fibre tendue, par contre la valeur maximale du fluage en compression n'est pas localisée au centre de la fibre comprimée.

Enfin, l'analyse numérique reflète implicitement l'importance de la simulation numérique pour prédire le comportement de la poutre en béton armé soumise à la flexion.

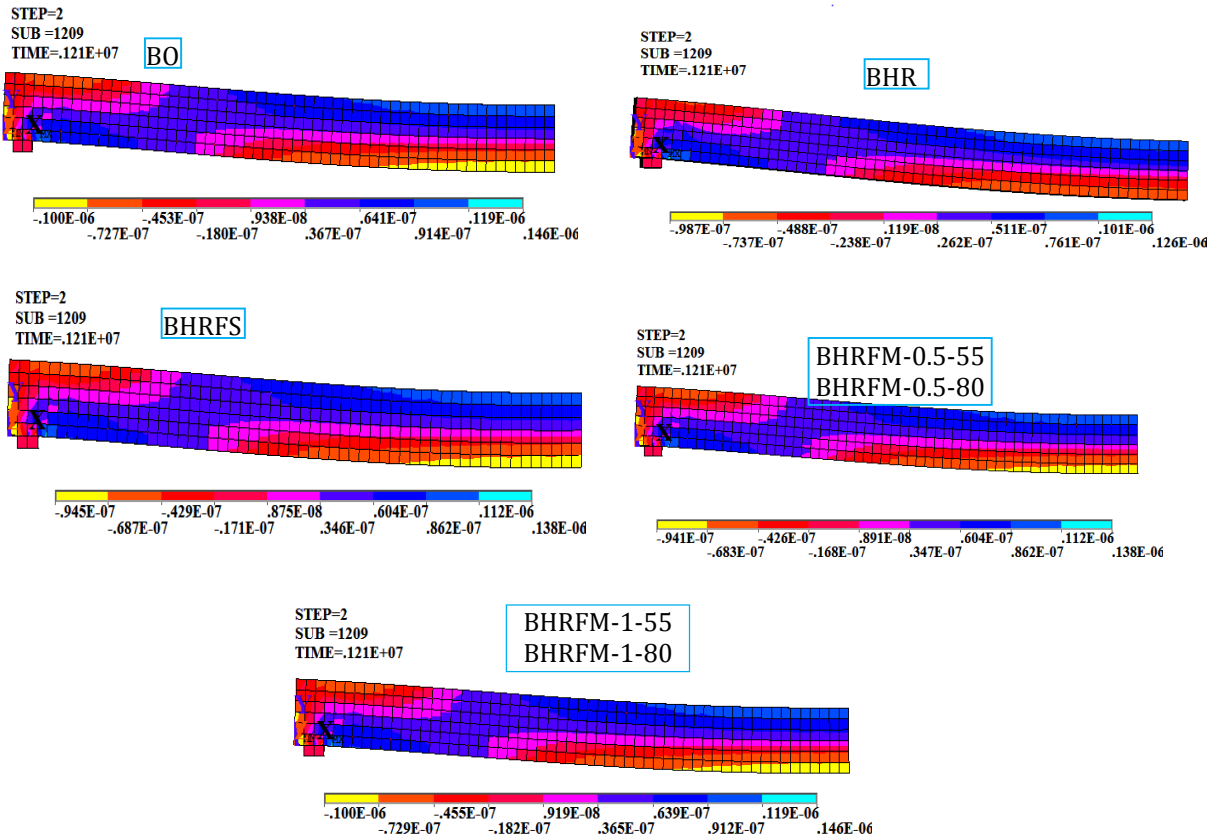


Figure 9-32: Coupe longitudinale-Allure du fluage total des différents bétons testés.

#### 9.8.4 Fissuration par MEF

Le programme ANSYS enregistre un modèle de fissure à chaque étape de temps de chargement appliquée. La Figure 9-33 illustre le profil de la fissuration obtenu à partir de l'analyse des éléments finis des poutres numériques. On remarque qu'il n'existe pas l'aspect des fissures, ce qui reflète que le type de fluage obtenu est le fluage primaire, Donc on peut dire que l'analyse par élément finis et les mesures expérimentales sont concordantes.

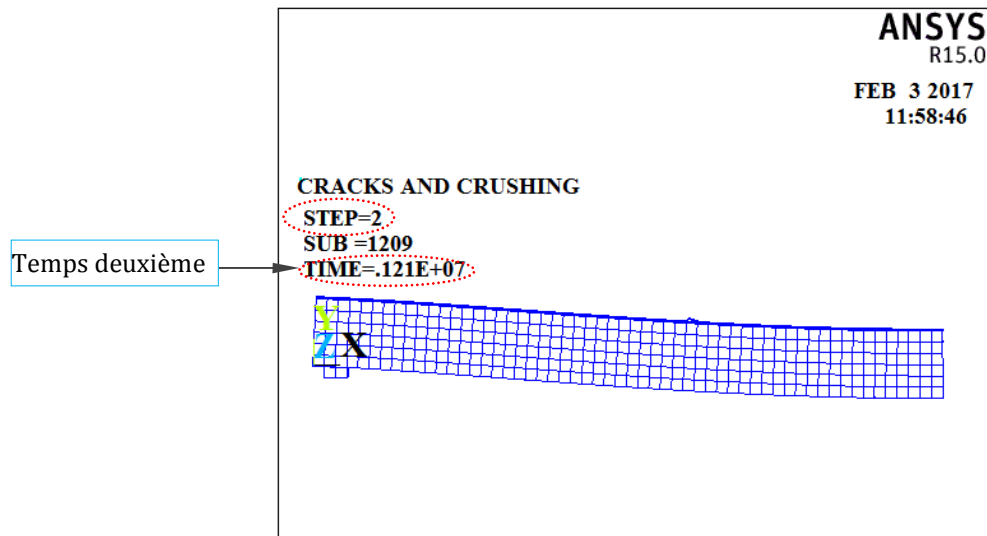


Figure 9-33: Coupe longitudinale- Localisation des fissures dans différents éléments par MEF.

## 9.9 Conclusion

A partir de cette phase de simulation, on peut conclure les points suivants :

- Généralement, la méthode des éléments finis permet une bonne reproduction du comportement différé en flexion des poutres.
- L'analyse des poutres testées par la méthode des éléments finis estime le fluage en flexion maximale (7 mois de mesure) par un ratio variant de 0,85 à 1,25 par rapport aux valeurs expérimentales.
- L'analyse des éléments testés par MEF estime la flèche maximale (7 mois) par un ratio variant de 1,05 à 1,18 par rapport aux valeurs expérimentales.
- L'orientation des fibres choisies dans la simulation par la méthode des éléments finis nous donne des résultats raisonnables.
- Le modèle numérique des fissures montre que les poutres ne sont pas exposées au risque de la fissuration.
- L'élancement de la fibre n'influe pas sur la tendance de fluage et flèche numériques.
- Le modèle de la poutre par la méthode des éléments finis est plus rigide que la poutre expérimentale.



## ***Conclusion générale et perspectives***

## **Conclusion générale et perspectives**

L'étude dans le cadre de cette thèse consiste à traiter les caractéristiques mécaniques du béton ordinaire, du béton à haute résistance et du béton fibré, retrait total des éprouvettes subissant un traitement thermique, fluage total des poutres soumises en flexion et leur flèche, la fumée de silice, résistance en compression, résistance en traction, les types des fibres, la température de cure ont été considérés. Ensuite, on s'est intéressé à l'approche numérique par des modèles analytiques et des équations numériques basées sur le modèle rhéologique généralisé pour prédire l'évolution et l'évaluation d'intensité de fluage total des poutres en flexion. Enfin, On a fait une simulation avec ANSYS-Mechanical APDL 15.0 afin d'étudier le comportement des poutres sous l'effet de fluage total en flexion.

A l'issue de cette études expérimentale et numérique les conclusions suivantes peuvent être déduites :

### **Caractérisation mécaniques des bétons**

- L'addition des fibres améliore la résistance en compression et résistance en traction de béton par rapport du béton non-fibré. Cette hausse est due l'amélioration de la liaison dans la zone de transition entre la pâte du ciment et les fibres.il est important de noter que les fibres métalliques sont plus efficaces que les fibres en polypropylènes. D'autre part, l'hybridation des fibres (fibre métallique et en polypropylène) améliorent les propriétés mécaniques par rapport les mono-fibres.

### **Retrait total libre**

- L'addition des fibres augmente la stabilité du volume des éprouvettes de manière significative. Les réductions de retrait total dans des éprouvettes en BHRFS par addition de 1% fibres métalliques sont 25 %, 32% et 42% sous les températures de cure de 20 °C, 35 °C et 50°C respectivement. L'addition de 0.2% de fibres en polypropylènes conduit à des réductions de 31 %, 40 % et 45 % sous les températures de cure de 20 °C, 35 °C et 50°C respectivement. L'inclusion des fibres hybrides ( $V_f=0.5\%$  de fibre métallique et  $V_f= 0.1\%$  fibre en polypropélene) réduit la déformation de retrait total. On a constaté que les fibres en polypropylènes sont plus efficaces que les fibres métalliques. En plus, l'élanacement diminue la déformation du retrait total.
- Le traitement thermique des éprouvettes cause une augmentation dans la cinétique et l'amplitude du retrait total de manière significative. La relation entre la température de cure et les mécanismes de l'hydratation du ciment influe sur les résultats expérimentaux, ses conséquences est les résultats expérimentaux ne sont

pas compatibles. L'effet de Crossover n'apparaît pas dans les graphes tracés, ceci peut être dû au temps de mesure et de l'humidité relative d'essai.

- On enregistre une expansion locale dans le béton fibré en la fibre métallique d'éclatement 55 sous température de cure 20 °C et 35 °C.
- On a également trouvé que la conservation aux températures élevées entraîne une augmentation du retrait total au jeune âge qu'à long terme. Les réductions du retrait total sont proportionnelles à la de température de cure.
- La relation entre le retrait total sous traitement thermique à température de cure 20 °C et la résistance en compression donne une bonne corrélation ( $0,806 \leq R^2 \leq 0,945$ ). Ces résultats sont très adéquats si les mesures de la déformation instantanée commencent à partir la prise de la pâte du ciment.

### ***Concept de maturité***

Au cours de cette étude, on a appliqué le principe de maturité pour calculer différentes propriétés de durcissement des bétons avec la méthode d'essais de retrait total des bétons.

- Le rapport Eau/Ciment a une influence négligeable sur la valeur de l'énergie d'activation des bétons.
- la présence de la fumée de silice entraîne une augmentation de l'énergie d'activation apparente, ceci est due aux mécanismes d'hydratation du ciment ce qui influe sur l'énergie d'activation apparente des bétons.
- L'addition des fibres dans le béton diminue l'énergie d'activation apparente de manière significative. Les réductions d'énergie d'activation apparente par l'addition de 0,5 % des fibres métalliques sont 48 % et 38 % pour le BO et le BHRFS respectivement, et l'addition de 1 % des fibres métalliques sont 55% et 63 % pour le BO et le BHRFS respectivement. Pour addition de 0,2 % des fibres en polypropylènes, la réduction est 69 % pour BHRFS. l'hybridation des fibres (0.5%FM et 0.1%FP) réduit d'énergie d'activation apparente d'ordre 27%.
- On peut appliquer le principe d'âge équivalent appliquée sur le retrait total des bétons étudiés soumis à trois température de cure.

### ***Fluage total en flexion***

Les essais de fluage en compression et en traction à long terme sont réalisés sur de poutres en béton armé soumises en flexion simple. Les résultats expérimentaux montrent que :

- Fluage total sur la fibre tendue extrême (traction) et la fibre comprimée extrême (compression) diminuent avec l'augmentation de la résistance apparente du béton. Ceci est dû probablement à son fort degré d'hydratation.
- Les résultats expérimentaux obtenus montrent que le béton à haute résistance sans fumée de silice (BHR) présente un fluage total modérément élevé comparativement à d'autre béton contenant de la fumée de silice (BHRFS)

- L'addition de 0,5 % de fibres métalliques conduit à diminuer la cinétique et l'amplitude du fluage total en flexion, par contre l'incorporation, un volume de 1% augmentent l'évolution du fluage total des poutres en béton armé. Ceci est peut être expliqué par la concentration importante des fibres métalliques dans le béton ce qui donne une mauvaise distribution des fibres dans les poutres due à une mauvaise ouvrabilité
- L'évolution de la cinétique de fluage total en traction est plus rapide que le fluage total en compression. Le fluage en traction amplifie celui en compression par des gradeurs de 21% , 22%, 37%, 5%, 28%, 13% et 35% pour BO , BHR, BHRFS, BHRFM-0,5-55, BHRFM-1-55, BHRFM-0,5-80 et BHRFM-1-80 respectivement.
- Pour la flèche différée à mi-portée des poutres en béton armé, on constate que le béton ordinaire présente une flèche différée plus importante comparativement au béton à haute résistance.
- La présence de la fumée de silice dans le béton tend à diminuer la flèche différée dans les poutres en béton armé.
- Le béton fibré est caractérisé par un potentiel de flèche faible à cause de la présence des fibres métalliques; mais cette diminution n'est pas graduelle en fonction du volume des fibres métalliques inclus dans le béton. Un volume de 0,5 % de fibres métalliques diminue la flèche d'un ordre de 50%, cependant pour l'addition de 1% de FM la diminution est de d'ordre de 28 %.

### **Modélisation et simulation réalisées sur le fluage total en flexion**

En s'appuyant sur les données expérimentales obtenues, les modèles analytiques simplifiés de types réglementaire et un modèle numérique pour prévoir le fluage total en flexion à long terme.

- Le modèle analytique retenu présenté dans CEB-FIP 1990 pour calculer le fluage total en compression des bétons de références (BO, BHR et BHRFS). Les résultats numériques de ce modèle sont proches de ceux expérimentaux.
- Le modèle analytique de l'AFGC 02 (Association Française de Génie Civil 2002) pour estimer le fluage en compression des bétons fibrés. Ce modèle permet particulièrement d'estimer le fluage total en compression des bétons fibrés par le volume de fibre 0,5 %.
- Concernant les prédictions par modélisation numérique du fluage total en traction des tous les bétons étudiés utilisant le programme MATLAB. Le modèle numérique retenu est un modèle rhéologique basé sur la théorie de la solidification et présenté dans la chaîne de Kelvin-Voigt généralisé et adapté par Bazant & Prasannan (*Bazant et al. 1989*). En suivant la méthodologie de utilisée par Altoubat & Lange (*Altoubat et Lange 2001*) et Kamen (*kamen et al. 2009*), les résultats montrent la possibilité d'utiliser ce modèle numérique pour prédire le fluage total en traction des bétons fibrés dans les poutres en béton armé soumises en flexion. les résultats numériques montrent également que ce modèle numérique est parfaitement adapté pour décrire

le comportement viscoélastique du béton fibré tant que la proportionnalité inverse entre la résistance apparente et déformation différée.

Ensuite, la base des données expérimentales réalisées permet d'affiner la simulation numérique par méthode des éléments finis 3D du fluage total en compression et en traction des poutres en béton armé soumises en flexion utilisant le programme ANSYS-Mechanical-APDL 15.0. L'adaptation du modèle d'écrouissage de temps, appelé Garofalo généralisé basé sur la loi de Bailey-Norton présenté dans le modèle de Maxwell généralisé qui permet de décrire un matériau viscoélastique.

- En générale les résultats expérimentaux obtenus pour le comportement différé dû au fluage total ont été confrontés à la prévision et Le modèle de la poutre par méthode des éléments finis est plus rigide que la poutre expérimentale.
- L'analyse des éléments testés par MEF estime la flèche maximale (7 mois) par un ratio variant de 1,05 à 1,18 par rapport de celle expérimentale.
- L'orientation de fibres métalliques bidimensionnelle (2D) choisie dans la simulation par la méthode des éléments finis me donne des résultats raisonnables.
- Les résultats de la simulation montrent que l'élancement des fibres métalliques n'influe pas sur l'évolution et la cinétique de fluage total et la flèche différée.

Cette thèse étant constituée d'une partie expérimentale et d'une partie numérique, les perspectives découlant de ce travail auront trait à ces deux parties. En achevant ce travail, il sera souhaitable de poursuivre les recherches sur comportement différé du béton à haute résistance contenant au granulats recyclés

### ***Perspectives expérimentales***

- L'étude de la déformation du retrait au très jeune âge sous l'effet de la température de cure. Le lien entre la sensibilité au retrait des éléments de structure soumis à des cures thermiques la quantité et le type de C-S-H et l'énergie d'activation apparente devrait également être envisagé.
- Un programme expérimental de la déformation différée mené sur des matériaux locaux incorporant différentes proportions et types de ciment et les ajouts pouzzolaniques. Ainsi que l'influence de la rigidité du granulats et de Fibres reinforced Polymer (FRP) sur la déformation différée devrait être envisagée. Une étude paramétrique pourrait être réalisée pour identifier l'importance de chaque paramètre à différentes phases de développement (court, moyen et long terme).
- Application du concept de maturité pour prévoir le retrait total.
- La réalisation des essais du retrait et fluage sur les ouvrages particuliers et massifs surtout les ponts en béton précontraint. Une application envisagée est l'élaboration d'un essai permettant d'estimer les fissurations causées par la déformation différée.
- Quelle est l'influence de la température de cure sur le fluage en compression et fluage en traction ? est-ce que son effet similaire à celui le retrait total ?

- Le phénomène d'endommagement dû les gammes de fluage reste encore à approfondir.

***Perspectives numériques***

- Il est nécessaire d'entreprendre une campagne expérimentale avec monitoring des caractéristiques thermomécaniques des bétons et afin d'avoir une bonne estimation des déformations différées.
- Proposition de nouveaux modèles numériques ou adaptation des modèles analytique existants pour prévoir la déformation de retrait et fluage des éléments en béton à haute résistance soumis à des cures thermiques et différentes niveau et type de la sollicitation.
- Prédiction numérique du comportement viscoélastique du matériau induit par l'interaction de fluage et le retrait.
- Il est nécessaire d'utiliser l'outil de simulation ANSYS dans le calcul d'éléments de structure afin prévoir les fissures dans les zones exposées à la fissuration préjudiciable. Ainsi qu'améliorer le modèle d'écrouissage de temps considéré dans l'outil de simulation numérique à l'état actuel pour estimer le fluage total dans les ouvrages massifs en béton précontraint en tenue compte variation les caractéristiques mécaniques du matériau en fonction le temps (court, moyen et long terme).
- Simulation numérique par méthode des éléments finis en utilisant la réponse de thermique transitoire implanté dans ANSYS permettront également d'identifier l'influence de température sur le retrait total et d'autres paramètres.

## ***Références bibliographiques***

## Références bibliographiques

### A

**(ACI 318).** ACI 318 *“Building code requirement for structural concrete (ACI 318-95) and commentary (ACI318 R-95)”*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Mi-48333, p. 369.

**(Acker 1982).** Acker P., *“Drying of concrete, consequence for the evaluation of creep test, Fundamental Research on creep and Shrinkage of concrete”*, Wittmann Editor, Martinus Nijhoff Publishers, 1982, pp.149-169.

**(Acker 1992).** Acker P., *“Retrait et fissurations du béton, Document scientifiques et techniques de l’association Française pour Construction”*, Bagnex, septembre 1992, p.120.

**(Adam et al. 2015).** Adam M., Said M., Mahmoud A.A., Shanour A.S., *“Analytical and experimental flexural behavior of concrete beams reinforced with glass fiber reinforced polymer bars”*, Construction Building Materials, Vol. 84, 2015, pp. 354–366.

**(AFGC 02).** Association Française de Génie Civil, *“Bétons fibrés à ultra-haute performance”*, Groupe de travail BFUP-SETRA, 2002, p. 152.

**(Aitcin 2001).** Aitcin P.C., *“ Béton À Haute Performance ”*, Eyrolles, Paris, 2001.

**(Aitcin 1992).** Aitcin P.C., *“ L’emploi des fluidifiants dans les bétons à haut performance, Les bétons à hautes performances, Chap. 2 ”*, Presses de l’Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, deuxième édition, 1992, pp. 45-64.

**(Aitcin et al. 1998).** Aitcin P.C., Neville A., Acker P., *“Les Différents Types de Retrait du Béton”*, Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, N° 215, Mai-Juin 1998, pp.41-51.

**(Al Chami et al. 2009).** Al Chami G., Thériault M., Neale K-W., *“Creep behaviour of CFRP-strengthened reinforced concrete beams”*, Construction Building Materials, Vol. 38, 2009, pp. 1640–1652.

**(Al-Amoudi et al. 2007).** AL-Amoudi O.S.B, Maslehuddin M., Shameem M., Ibrahim M., *“Shrinkage of plain and silica fume cement concrete under hot weather”*, Cement and Concrete Composites, Vol. 29, 2007, pp. 690-699.

**(Alfes 2007).** Alfes C., *“High-strength silica fume concretes of low deformability”*, Betonwerk, November 1989, pp. 62-71.

**(Altoubat et Lange 2001).** Altoubat S.A., Lange D.A., *“Tensile basic creep: measurements and behaviour at early age”*, American Concrete Institute, Vol.98, 2001, pp. 386-393.

**(ANSYS 2013).** ANSYS Mechanical User's Guide, ANSYS, Inc., Release 15.0, October 2013, p.1832.

**(ASTM 1995).** ASTM C1074-93, *“Standards practice for estimating concrete strength by maturity method, ASTM Standards in ACI 301 and 318”*, American Concrete Institute, Farmington Hills, pp. 297-303.



**(Atrushi et al. 2000).** Atrushi D., Bjontegaard O., Kanstad T., “Creep deformations in hardening concrete: Test method investigations and the effect of temperature”, Department of Civil & Mining Engineering, Division of Structural Engineering, The Norwegian University of Science and Technology, Report N°: 43, 2001, p. 17.

**(Auperin et al. 1989).** Auperin M., DE Larrard F., Richard P., Acker P., “Retrait et fluage de béton à haute performance aux fumées de silice-Influence de l’âge au chargement”, Annales de L’ITBTP, N°474, mai – juin 1989, p. 45.

**(Autier 2014).** Autier C., “Étude de l’adjuvantage de pâtes cimentaires par différents polycarboxylates : la mésostructure : un lien entre intersection organo-minérales et propriétés macroscopiques”, Thèse de Doctorat, Université de Montpellier II, 2014, p.280.

**(Aziz et Ghtailan 2007).** Aziz A.H., Ghailan D.B., “Shear behavior of RC beams with full or partial SFRP shear span”, Journal of Engineering and Development, Vol. 11, 2007, pp. 30-45.

## B

**(Baalbaki 1990).** Baalbaki W., “Bétons à haute performance à matrice constante : influence de la nature des granulats sur comportement mécanique”, Mémoire Maîtrise des sciences appliquées, Spécialité Génie Civil, Université de Sherbrooke, Québec 1990, p.210.

**(BAEL 1991).** Règles techniques de conception et de calcul des ouvrages et constructions en béton armé suivant méthode des états limite. Règles BAEL 1991 modifiés 99. Février 2000.

**(Banjara et Ramanjaneyulu 2017).** Banjara N.K., Ramanjaneyulu K., “Experimental and numerical investigations on the performance evaluation of shear deficient and GFRP strengthened reinforced concrete beams”, Construction Building Materials, Vol.137, 2017, pp. 520–534.

**(Banthia et Gupta 2006).** Banthia N., Gupta R., “Influence of polypropylene fiber geometry on plastic shrinkage cracking in concrete”, Cement and Concrete Research, Vol. 36, 2006, pp.1263-1267.

**(Baroghel-Bouny 1994).** Baroghel-Bouny V., “Caractérisation des pâtes de ciment et des bétons”, Thèse de l’Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, 1994, p.310.

**(Baroghel-Bouny et al. 2006).** Baroghel-Bounya V., Mounanga P., Khelidj A., Loukili A., Rafard N., “Autogenous deformations of cement pastes Part II. W/C effects, micro-macro correlations, and threshold values”, Cement and Concrete Research, Vol.36, 2006, pp.123–136.

**(Baron 1971).** Baron J., “Fissuration du béton par hydratation localement différée du ciment”, Laboratoires des Ponts et Chaussées Paris, Rapport de recherche N° 15, Mai 1971.

**(Baron 1982).** Baron J., “Les retraits de la pâte de ciment”, connaissance et pratique, Presses des de l’Ecole Nationale des Ponts et Chaussées Paris, 1982, pp.485-502.

- (Bazant 1972)**. Bazant Z.P., "Numerical determination of long-range stress history from strain history in concrete", National Science foundation under Grant GK-26030, 1972, pp. 1023-1051.
- (Bazant et al. 1989)**. Bazant Z.P., ASCE F., Prasannan S., "Solidification Theory For Concrete Creep. II: Verification And Application ", Journal of Engineering Mechanics, Vol. 115, 1989, pp. 1704-1724.
- (Bazant 1997)**. Bazant Z.P., Hauggaaed A.B., Baweja S., and Ulm F.J., "Microprestress-solidification theory for concrete creep-I: Aging and drying effects ", Journal of Engineering Mechanics, Vol. 123, N°11, 1997, pp. 1188-1194.
- (Bazant et Baweja 2000)**. Bazant Z.P., Baweja S., "Creep and Shrinkage Prediction Model for Analysis and Design of Concrete Structures: Model B3", Adam Neville Symposium: Creep and shrinkage-Structural Design Effect, American Concrete Institute SP-194, Vol. 23, 2000, p.73.
- (Bazant et Wittmann 1982)**. Bazant Z.P., Wittmann F.H., "Creep and Shrinkage in Concrete Structures ". John Wiley and Sons, 1982, p.67.
- (Bazant et Chern1985)**. Bazant Z.P., Chern J.C., "Concrete creep at variable humidity : constitutive law and mechanism ". Materials and Structures, Vol. 18 (103), 1985, pp. 1-30.
- (Bazant et al. 1986)**. Bazant Z. P. & al., "Material models for structural creep analysis". Fourth Rilem International symposium on creep and shrinkage in concrete Structure: mathematical modeling, chap. 2, Northwestern University, Evanston, Edité par Bazant et Wittmann, 1986, pp.80-233.
- (Bazant 1988)**. Bazant Z.P., "Mathematics modeling of Creep and Shrinkage of Concrete", Chapter 2 Material Models for Structural Creep Analysis, A wiley- interscience Publication, 1988, pp.98-215.
- (Benaissa et al. 1993)**. Benaissa A., Morlier P., Viguier C., "Fluage et retrait du béton de sable» Materials and Structures, Vol. 26, 1993, pp. 333-339.
- (Bendjilalai et al. 2013)**. Bendjilalai K., Chemrouk M., Sayeh M., Boulekbache B. "Behaviour of polypropylene fibre mortars conserved in different environments ", European Journal of Environmental and Civil Engineering, Vol. 17, 2013, pp. 23-39.
- (Bernard 2010)**. Bernard E.S., "Influence of Fiber Type on Creep Deformation of Cracked Fiber-Reinforced Concrete Panels", American Concrete Institute, Vol. 107, 2010, pp. 474-480.
- (Berthier 1980)**. Berthier P.M., "Physique des bétons et des Aciers pour Ouvrages en Béton Précontraint ". Annales de l'Institut Technique du Bâtiment Travaux Publics, N° 389, Décembre 1980, pp.35-66.
- (Bissonnette et Pigeon 1995)**. Bissonnette B., Pigeon M., "Tensile creep at early ages of ordinary, silica fume and fiber reinforced Concretes", Cement and Concrete Research, Vol. 25, 1995, pp. 1075-1085.
- (Bjontegaard 1999)**. Bjontegaard Ø., "Thermal dilation and autogenous deformation as driving forces to self-induced stresses in high performance concrete", Doctoral Thesis of the Norwegian University of Science and Technology, 1999, p. 290.

**(Bjontegaard et al. 2004).** Bjontegaard Ø., Hammer T.A., Sellevold E., "On the measurement of free deformation of early age cement paste and concrete", Cement and Concrete Composites., Vol.26, 2004, pp. 427-435.

**(Bou said 2003).** Bou Said E., "Contribution à la modélisation des effets différés du bois et du béton sous conditions climatiques variables, application aux structures mixtes bois-béton ", Thèse du Doctorat de l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Lyon, 2003, p.240.

**(Boulay et Paties 1993).** Boulay C., Paties C., "Mesure des déformations du béton au jeune âge ", Matériaux et Constructions, Vol. 26, 1993, pp. 307-311.

**(Boulekbache et al. 2010).** Boulekbache B., Hamrat M., Chemrouk M., Amziane S., "Flowability of fibre-reinforced concrete and its effect on the mechanical properties of the material", Construction Building Materials, Vol. 24, 2010, pp.1664-1671.

**(Boulekbache et al. 2012).** Boulekbache B., Hamrat M., Chemrouk M., Amziane S., "Influence of yield stress and compressive strength on direct shear behaviour of steel fibre-reinforced concrete", Construction Building Materials, Vol. 27, 2012, pp. 6-14.

**(Bouziadi et al. 2016).** Bouziadi F., Boulekbache B., Hamrat M., "The effects of fibres on the shrinkage of high-strength concrete under different curing temperatures", Construction Building Materials, Vol. 114, 2016, pp. 40-48.

**(BPEL 1991).** Règles techniques de conception et de calcul des ouvrages et construction en béton précontraint suivant la méthode des états limites, règles BPEL 1991, Cahiers techniques du CSTB.

**(Brahma et Bal 2005).** Brahma A., BAL L., "Evolution of the drying shrinkage of high performance concrete", Cement Combination for Durable Concrete, Proceeding of the International Conference Held at the University of Dundee, Scotland UK on 5-7 July 2005, p.15.

**(Briffaut et al. 2012).** Briffaut M., Benboudjema F., Torrenti M.J., Nahas G., "Concrete early age basic creep: Experimental and test of rheological modelling approaches", Construction Building Materials, Vol. 36, 2012, pp. 373-380.

**(Bryant et Vadhanavikkit 1987).** Bryant A.H., Vadhanavikkit C., "Creep, shrinkage and age at loading ». American Concrete Institute, Vol. 84, (2), March-April 1987, pp. 117-123.

**(Buil 1988).** Buil M., "Comportement physico-chimique au system ciment-fumée de silice ", Annales de L'ITBTP, n° 483, Série Béton 271, 1988, pp. 19-29.

**(Buil 1990).** Buill M., " Etude numérique simplifiée de l'influence de l'effet de fissuration superficielle du béton dans les essais de fluage de dessiccation récents ", Matériaux et Constructions, Vol. 23, 1990, pp.341-351.

## C

**(Carino et Lew 2001).** Carino N.J., Lew H.S., "The maturity method: from theory to application", Proceedings of the structures congress and Exposition, May 21-23-2001, Washington, 19 p.

**(Cheol Lee et al. 2015).** Cheol Lee S., Oh J.H., Cho J.Y., "Fiber orientation Factor on rectangular Cross-Section in Concrete Members ", International Journal of Engineering and Technology, Vol. 7, 2015, pp. 470-473.

**(Chern et Yount 1989).** Chern J.C., Youngt C.H., "Compressive creep and shrinkage of steel fibre reinforced concrete", Cement and Concrete Composites, Vol. 11, 1989, pp. 205-214.

**(Chu et al. 2012).** Chu I., Kwon S.H., Amin M.N., Kim J.K., "Estimation of temperature effects on autogenous shrinkage of concrete by a new prediction model". Construction Building Materials, Vol. 35, 2012 pp.171-182.

## D

**(Dahmani et al. 2010).** Dahmani L., Khennane A., Kaci S. "Crack identification in reinforced concrete beams using ANSYS software", Strength Materials, Vol. 42, 2010, pp. 232-240.

**(Dawood et Ramli 2010).** Dawood E.T., Ramli M., "Development of high strength flowable mortar with hybrid Fiber", Construction Building Materials, Vol. 24, 2010, pp. 1043-1050.

**(Dawood et Ramli 2011).** Dawood E.T., Ramli M., "High strength characteristics of cement mortar reinforced with hybrid fibres", Construction Building Materials, Vol. 25, 2011, pp. 2240-2247.

**(De Larrard 1988).** De Larrard F., "Formulation et propriétés constructives des bétons à très hautes performances", Rapport de recherche des LCPC n° 149, Paris, Mars 1988, p. 35.

**(De Larrard et Mallier 1989).** De Larrard F., Mallier Y., "propriétés constructives des bétons à très hautes performances: de la micro-à la macro-structure", Annales de l'ITBTP, n° 479, Décembre 1989.

**(De Larrard 1990).** De Larrard F., "Creep and shrinkage of High-strength field concretes, 2<sup>nd</sup> International Conference on Utilization of High-Strength Concrete", American Concrete Institute, Berkeley, Mai (1990), pp. 121-128

**(De Larrard 1992).** De Larrard F., "Particules ultrafines pour l'élaboration des bétons à très hautes performances, Les bétons à très haute performance, Chapitre 3", Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, deuxième édition, 1992, pp.65-77.

**(De Larrard 1993).** De Larrard F., "Application des bétons à hautes performances aux ouvrages d'art, condition pour une mise e œuvre de qualité ", Bulletin de liaison des LCPC, Paris, n° 187, Septembre-Octobre 1993, pp. 37-44.

**(De Larrard et al. 1994).** De Larrard F., Acker P., Le Roy R., "Shrinkage, creep and thermal properties, High Performance Concrete and Application ", édité par S.P Shah et S.H Ahmed, Edward Arnold, chap. Vol.3, 1994, pp.65-144.

**(Dilger et al. 1996).** Dilger W.H., Wang C., Niitani K., "Experimental study on shrinkage and creep of high-performance concrete", 4<sup>th</sup> international symposium on the utilization of high-strength /high performance concrete, Paris, 1996, pp. 311-319.

**(Dreux 1970).** Dreux G., "Guide pratique du béton ", Collection de l'Institut Technique du Bâtiment et des travaux Publics, Société de diffusion des techniques du bâtiment et des travaux publics, Paris, 1970.

**(Dropik et al. 2002).** Dropik M.J., Johson D.H., Roth D.E., “*Developing an ANSYS Creep Model for Polypropylene from Experimental Data*”, Proceedings of international ANSYS Conference, Washington, Vol. 161, 2002, p. 19.

**(Duval 1992).** Duval R., “*La durabilité des armatures et du béton d’enrobage*”, In La durabilité des bétons, édité par Baron J. et Ollivier J.-P., Presses de l’Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, 1992, pp. 173-226.

## E

**(Eisa et Ragab 2014).** Eisa A.S., Ragab K.S., “*Behaviour of steel fiber reinforced high strength self-compacting concrete beams under combined bending and torsion*”, International Journal of Civil and Structural Engineering, Vol. 4, 2014, pp. 315-331.

**(Eurocode 02).** Eurocode 2., “*Design of concrete structures –Part 1-1: General rules and rules for buildings*”, The European Union, January 2008- November 2010, p.225.

**(Ezziane et al. 2007).** Ezziane K., Bougara A., Kadri A., Khelifa H., Kadri E., “*Compressive strength for mortar containing natural pozzolan under various curing temperature*”, Cement and Concrete Composites, Vol. 29, 2007, pp. 587-593.

## F

**(Festa et Greaux 1998).** Festa J., Dreux G., “*Nouveau guide de béton et de ses constituants*” Eyrolles 1998, p. 540.

**(Forest et al. 2009).** Forest S., Amestoy M., Damamme G., Krush S., Maurel V., Maziere M., “*Mécanique des milieux continus*”, École des Mines de Paris, 2009-2010, p. 470.

## G

**(Granger 1995).** Granger L., “*Comportement différé du béton dans les enceintes centrale nucléaires : Analyse et modélisation*”, Thèse de doctorat de l’école Nationale des Ponts et Chaussées, Spécialité Structures et Matériaux, Paris, 1995, p. 282.

**(Granger 1996).** Granger L., “*Comportement Différé du Béton dans les Enceintes Nucléaires : Analyse et Modélisation*”, Série Ouvrages d’Art – OA 21, Avril 1996, p. 381.

**(Grazia Daniela 2000).** Grazia Daniela T., “*Comportement des bétons au jeune âge*”. Thèse de Doctorat, Université de Laval, Québec, 2000, p. 279.

**(Guénot-Delahaie 1997).** Guénot-Delahaie I., “*Contribution à l’analyse physique et à la modélisation du fluage propre du béton*”, Thèse de doctorat de l’Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, 1997, p.165.

## H

**(Hamrat et al. 2010).** Hamrat M., Boulekbache B., Chemrouk M., Amziane S., “*Shear Behaviour of RC beams with stirrups made of normal strength concrete and high strength concrete*”, Advanced in Structural Engineering, Vol. 13, n°1, 2010; pp. 29-4.1

**(Hamrat et al. 2016).** Hamrat M., Boulekbache B., Chemrouk M., Amziane S., “*Flexural cracking behaviour of normal strength, high strength and high strength fiber concrete beams, using digital Image Correlation technique*”, Construction Building Materials, Vol. 106, 2016, pp. 678–692.

**(Hilaire 2013).** Hilaire A., *“Etude des déformations différées des bétons en compression et en traction, du jeune âge et au long terme”*, Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan, 2013, p.2 69.

**(Huang et al. 2013).** Huang K., Deng M., Mo L., Wang Y., *“Early age stability of concrete pavement by using hybrid fiber together with MgO expansion agent in high altitude locality”*, Construction Building Materials, Vol. 48, 2013, pp. 685-90.

## I

**(Ibrahim et Mahmoud 2009).** Ibrahim A.M, Mahmood M.SH., *“Finite element modeling of reinforced concrete beams strengthened with FRP laminates ”*, European Journal of Scientific Research, Vol. 30, 2009, pp. 526-541.

**(Itim et al. 2011).** Itim A., Ezziane K., Kadri EH., *“Compressive strength and shrinkage of mortar containing various amounts of mineral additions”*, Construction Building Materials, Vol. 25,2011,pp. 3603-3609.

## J

**(Jensen et Hansen 1999).** Jensen OM., Hansen PF., *“Influence of temperature on autogenous deformation and relative humidity change in hardening cement paste”*, Cement and Concrete Research, Vol.29,1999, pp. 567-575.

**(Jiang et al. 2005).** Jiang Z., Sun Z., Wang P., *“Autogenous relative humidity change and autogenous shrinkage of high-performance cement past”*, Cement and Concrete Research, Vol. 35, 2005, pp. 1539-1545.

**(Jiang et al. 2014).** Jiang C., Yang Y., Wang Y., Zahou Y., Ma C., *“Autogenous shrinkage of high performance concrete containing mineral admixtures under different curing temperatures”*, Construction Building Materials, Vol.61, 2014,260-269.

**(Jianyong et Yan 2001).** Jianyong L., Yan Y., *“A study on creep and drying shrinkage of high performance concrete”*, Cement and Concrete Research, Vol. 31, 2001, pp. 1203-1206.

**(Jnaid et Aboutaha 2016).** Jnaid F., Aboutaha R.S., *“Residual flexural strength of corroded reinforced concrete beams ”*, Engineering Structures Vol. 119, 2016, pp. 198-216.

**(Juarez et al. 2015).** Juarez CA., Fajardo G., Monroy S, Duran-Herrera A., Valdez P., Magniont C., *“Comparative study between natural and PVA fibers to reduce plastic shrinkage cracking in cement-based composite”*, Construction Building Materials, Vol. 91, 2015, pp. 164-170.

## K

**(Kamen 2007).** Kamen A., *“Comportement au jeune âge et différé d’un BFUP écrouissant sous les effets thermomécanique ”*. Thèse de Doctorat, Université de Lausanne, 2007, p. 248.

**(Kamen et al. 2009).** Kamen A., Denarie E., Sadouki H., Brühwiler E., *“UHPFRC tensile creep at early age”*, Materials and Structures, Vol. 42, 2009, pp. 113-122.

**(Keitel et al. 2012).** Keitel H., Dimming-Osburg A., Vandewalle L., Scheremans L. *«Selecting creep models using Bayesian methods”*, Materials and Structures, Vol. 45, 2012, pp. 1513-1533.

**(Khelidj et al. 1998).** Khelidj A., Loukili A., Bastian G., “ *Etudes expérimentale du couplage hydro-chimique dans les bétons en cours de maturation : Incidence sur les retraits* ”, Materials and structures, Vol. 31, 1998, pp. 588-594.

## L

**(l’Hermite 1978).** L’Hermite R.G., “*Quelques compléments à l’étude expérimentale du fluage du béton en compression simple*”, Annales de l’institut technique du bâtiment travaux publics, séries béton (179), N° 373, 1978, pp. 17-20.

**(Laplante 1993).** Laplante P., “*Propriétés mécaniques des bétons durcissant : analyse comparée des bétons classique et à très haute performance*”, thèse de doctorat de l’Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Spécialité Structure et matériaux, Paris, 1993, p.265.

**(Li et al. 2012).** Li Q., Li Z., Yuan G., “*Effects of elevated temperatures on properties of concrete containing ground granulated blast furnace slag as cementitious material*”, Construction Building Materials, Vol. 35, 2012, pp.687-692.

**(Loukili et al. 2000).** Loukili A., Chopin D., Khelidj A., Le Touzo JY., “*New approach to determine autogenous shrinkage of mortar at an early age considering temperature history*”, Cement and Concrete Research, Vol. 30, 2000, pp.915-22.

**(Loukili 1996).** Loukili A., “*Etude du retrait et du fluage de Bétons à Ultra-Haute Performances* ”, Thèse de Doctorat, Université de Nantes, 1996, p.160.

**(Lura et al. 2001).** Lura P., Breugel K., Maruyam I., “*Effect of curing temperature and type of cement on early-age shrinkage of high-performance concrete*”, Cement and Concrete Research, Vol. 31, 2001, pp. 1867-1872.

**(Lura et al.2003).** Lura P., Jensen O.M, Breugel K., “*Autogenous shrinkage in high-performance cement paste: An evaluation of basic mechanisms*”, Cement and Concrete Research, Vol. 33, 2003, pp. 223-232.

## M

**(Ma et Wang 2012).** Ma Y.S., Wang Y.F., “*Creep of high strength concrete filled steel tube columns*”, Thin-walled structures, Vol. 53, 2012, pp. 91 -98.

**(Maia et Figueiras 2012).** Maia L., Figueiras J., “*Early-age creep deformation of a high strength self-compacting concrete*”, Construction Building Materials, Vol. 34, 2012,pp. 602–610.

**(Maruyama et Teramoto 2013).** Maruyama I., Teramoto A., “*Temperature dependence of autogenous shrinkage of silica fume cement pastes with a very low water–binder ratio*”, Cement and Concrete Research, Vol. 50, 2013, pp. 41-50.

**(Marzouk 1991).** Marzouk H., “*Creep of high-strength concrete and normal strength concrete* “. Magazine of Concrete Research, Vol. 43, Jun 1991, pp. 121-126.

**(Mazloom 2008).** Mazloom M., “*Estimating long-term creep and shrinkage of high strength concrete* “, Cement and Concrete Composites, Vol. 30, 2008, pp. 316-326.

**(Mehta et Aitcin 1990).** Mehta P.K., Aitcin P.C., “*Principles underlying the production of high performance concrete* “, Cement Concrete Aggregate, Vol.12, 1990, 2.

**(Mora-ruacho et al. 2009).** Mora-Ruacho J., Gettu R., Aguado A., "Influence of shrinkage-reducing admixtures on the reduction of plastic shrinkage cracking in concrete", Cement and Concrete Research, Vol.39, 2009, pp. 141-146.

**(Mounanga et al. 2006).** Mounanga P., Baroghel-Bouny V., Loukili A., Khelidj A., "Autogenous deformations of cement pastes: Part I. Temperature effects at early age and micro-macro correlations", Cement and Concrete Research, Vol. 36, 2006, pp. 110-122.

## N

**(Neville 2000).** Neville A., "Propriétés des bétons", Eyrolles, Paris, France, 2000.

**(Neville 1987).** Neville A.M, Brooks J.J., "Concrete Technology", Published in the United States with John Wiley, Longman Group UK Limited, 1987.

**(Nili et Afroughsabet 2010).** Nili M., Afroughsabet V., "The effects of silica fume and polypropylene fibers on the impact resistance and mechanical properties of concrete", Construction Building Materials, Vol. 24, 2010, pp. 927-933.

## O

**(Ödman 1968).** Ödman S.T.A., "Effects of variations in volume, surface area exposed to drying, and composition of concrete on shrinkage", RILEM/CEMBUREAU International Colloquium on the Shrinkage of Hydraulic Concretes, Madrid, 1968, p. 20.

## P

**(Pekmezci 2004).** Perkemezci B.Y, Akyuz S., "Optimum usage of a natural pozzolan for the maximum compressive strength of concrete", Cement and Concrete Research, Vol. 34, 2004, pp. 2175-2179.

**(Pelisser et al. 2010).** Pelisser F., Das Santos Neto AB., La Rovere H., Andrade Pinto RC., "Effect of the addition of synthetic fibers to concrete thin slabs on plastic shrinkage cracking", Construction Building Materials, Vol. 24, 2010, pp. 2171-2176.

**(Persson 2002).** Persson B., "Eight-year exploration of shrinkage in high-performance concrete", Cement and Concrete Research, Vol. 32, 2002, pp.1229-1227.

**(Persson 2000).** Persson B., "Creep, shrinkage and elastic modulus of self-compacting", Proceeding of the First International RILEM Symposium of self-Compacting Concrete, RILEM, London, 2000.

**(Persson 2001).** Persson B., "Correlating laboratory and field tests of creep in high-performance concrete", Cement and Concrete Research, Vol.31, 2001, pp. 389-395.

**(Pertue 2008).** Pertue A., "Etude expérimentale au retrait endogène, du fluage propre et de la fissuration des matrices cimentaire aux jeune et très jeune âges", Thèse de Doctorat, Université de Nantes, 2008, p. 241.

**(Powers 1968).** Powers T.C., "The thermodynamics of volume change and creep", Materials and constructions, Vol. 1 (6), 1968, pp. 487-507.

## R

**(Ranaivomanana et al. 2013).** Ranaivomanana N., Multon S., Turatsinze A., "Basic creep of concrete under compression, tension and bending", Construction and Building Materials, Vol. 38, 2013, pp. 173-180.

**(Ranaivomanana 2013).** Ranaivomanana N., "Études expérimentale et numérique des



*interactions entre le fluage en traction et l'endommagement du béton*", Thèse de Doctorat, Université de Toulouse, 2013, p. 235.

**(Reddy et al. 2015)**. Reddy S., Ramana Rao N.V, Gunneswara Rao T.D., "Finite element analysis of high strength concrete beams in shear-without web reinforced and with fiber in shear predominant regions", International Journal of Innovation Research in science, Engineering and Technology, Vol. 4, 2015, pp. 2475-2484.

**(Roberts et al. 1989)**. Roberts L.R & al., "Microsilica in concrete", Materials Sciences of Concrete, Tome I, édité par Jan Skalny, Westerville, USA., 1989, pp. 197-222.

**(Rossi et al. 2012)**. Rossi P., Tailhan J-L., Le Maou F., Gaillet L., Martin E., "Basic creep behaviour of concretes investigation of the physical mechanisms by using acoustic emission", Cement and Concrete Research, Vol.42, 2012, pp. 61-73.

**(Ruetz 1968)**. Ruetz W., "An hypothesis for the creep of the hardened cement paste and the influence of simultaneous shrinkage", Proceeding of the structure of concrete and its behaviour under load, Londres, 1968, pp.365-387.

**(Russell et al. 1987)**. Russell H.G, Corley W.G., "Time dependent behavior of columns in water tower place ", Seminar course manual/SCM -15 (87), ACI Journal, 1987.

## S

**(Sant 2012)**. Sant G., "The influence of temperature on autogenous volume changes in cementitious materials containing shrinkage reducing admixtures", Cement and Concrete Composites, Vol. 34, 2012, pp. 855-865.

**(Schlinder 2004)**. Schlinder A.K., "Predicting of concrete setting" Proceeding of international RILEM conference on advanced in concrete through science and engineering, Evanston Illinois, 2004.

**(Schrage et Springenschmid 1996)**. Schrage I., Springenschmid R., "Creep and shrinkage data of high strength concrete ", 4<sup>th</sup> international symposium on the utilization of high-strength /high performance concrete, Paris, 1996, pp. 331-337.

**(Shoya 1979)**. Shoya M., "Drying shrinkage and moisture loss of super plasticizer admixed concrete of low water cement ratio", Transactions of the Japan Concrete Institute, II-5, 1979, pp. 103-110.

**(Sivakumar et Santhanam 2007)**. Sivakumar A., Santhanam MA., "Quantitative study on the plastic shrinkage cracking in high strength hybrid fibre reinforced concrete", Cement and Concrete Composites, Vol. 29, 2007, pp. 575-581.

**(Smadi et al. 1987)**. Smadi M.M., Slate F.O., Nilson A.H., "Shrinkage and creep of high-, medium, and low- strength concrete, including overloads ", American Concrete Institute Materials Journal, Vol. 84, (3), 1987, pp.224-234.

**(Smarzewski 2013)**. Smarzewski P., "Cracking analysis of reinforced concrete beam according to proposed methodology of parameter selection of high strength concrete", Composites Theory and practice, Vol. 13, 2013, pp. 7-13.

**(Smeplass et Maage 1990)**. Smeplass S. , Maage M., "Heat of hydration of high-strength concrete", 2<sup>nd</sup> International Conference on utilization of high- strength in concrete, Berkeley, 1990, pp. 433-456.

**(Soroushia et Bayasi 1991).** Soroushia P., Bayasi Z., "Fiber-Type on the Performance of Steel Fiber Reinforced Concrete", American Concrete Institute Materials Journal, Vol. 88, 1991, pp. 129-134.

**(Soucy 2013).** Soucy J-F., "Propriétés mécaniques et comportement des éléments fléchis ayant subi des réparations structurales en béton", (M.Sc.), Université de Laval, 2013, p. 183.

**(Sun et al. 2001).** Sun W., Chen H., Luo X., Qian H., "The effect of hybrid fibers and expansive agent on the shrinkage and permeability of high-performance concrete", Cement and Concrete Research, Vol. 31, 2001, pp. 595-601.

## T

**(Tahenni et al. 2016).** Tahenni T., Chemrouk M., Lecompte, "Effect of steel fibers on the shear behavior of high strength concrete beams", Construction Building Materials, Vol. 105, 2016, pp. 14-28.

**(Tao et Weizu 2006).** Tao Z., Weizu Q., "Tensile creep due to restraining stresses in high-strength concrete at an early ages", Cement and Concrete Research, Vol. 36, 2006, pp. 584-591.

**(Tazawa et Miyazawa 1994).** Tazawa E.I., Miyazawa S., "Influence of cement and admixture on autogenous shrinkage of cement paste", Cement and Concrete Research, Vol. 25, 1994, pp.281-287.

**(Tazawa et Miyazawa 1997).** Tazawa E.I., Miyazawa S., "Influence of constituents and composition on autogenous shrinkage of cementitious materials", Magazine of Concrete Research, Vol.49, 1997, pp.15-22.

**(Tehami et Ramdan 2009).** Tehami M. Ramdane K.E., "Creep behaviour modelling of a composite steel-concrete section ", Journal of Construction steel research, Vol. 65, 2009, pp. 1029-1033.

**(Torrenti et al. 1993).** Torrenti J.M. , De Larrad F., Le Roy R., "Évaluation comparative de la fissuration dans les pylônes du pont de l'Elorn", Rapport pour la Direction Département de l'Équipement , LCPC, Paris, Janvier 1993.

**(Troxell et al. 1958).** Troxell G.E., Raphael J.E., Davis R.W., "Long-time creep and shrinkage tests of plain and reinforced concrete ", Proceeding ASTM 58, 1958, pp.1101-1120.

**(Turcry et al. 2002).** Turcry P., Loukili A., Barcelo L., 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, Vol. 32, 2002,1443-1450.

**(Turcry et al. 2006).** Turcry P., Loukili A., haidar K., Pijaudier-Gabot G., Belarbi A., "Cracking tendency of self-compacting concrete subjected to restrained shrinkage: experimental study and modelling ", Journal of Materials on Civil Engineering , Vol. 18, 2006, pp.46-54.

## U

**(Ulm et Acker 1998).** Ulm F.J., Acker P., "Le point sur le fluage et la recouvrance des bétons", Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, Spécial XX, 1998, pp. 73-82.

**(Ulm et al. 1999).** Ulm F.J., Le Maou F., Boulay C., "Creep and shrinkage coupling: new review of some evidence", *Revue Française de Génie Civil*, Vol. 3, (3), 1999, pp. 21-37.

**V**

**(Vandewalle 2000).** Vandewalle L., "Concrete creep and shrinkage at cyclic ambient conditions", *Cement and Concrete Composites*, Vol. 22, 2000, pp. 201-208.

**(Vejmelkova et al. 2009).** Vejmekova E., Pavlikova M., Keršner Z., Rovnanikova P., Ondracek M., Sedlmajer M., Cerný R., "High performance concrete containing lower slag amount: A complex view of mechanical and durability properties", *Construction Building Materials*, Vol. 23, 2009, pp. 2237-2245.

**(Venuat 1992).** Venuat M., "La Pratique des Ciments et des Bétons", Editions du Moniteur des Travaux Publics et du Bâtiment, Janvier 1992.

**W**

**(Wang et al. 2011).** Wang Y.F., Ma Y.S., Zhou L., "Creep of FRP-wrapped concrete columns with and without fly ash under axial load", *Construction Building Materials*, Vol. 25, 2011, pp. 697-704.

**(William et Warnke 1974).** William K.J., Warnke E.P., "Constitutive model for the triaxial behaviour of concrete", Seminar on concrete structures subjected to triaxial stresses-Italy, 1974, p. 30.

**(Wittmann et al. 1998).** Wittmann F.H., Lunk P., Muller T., "Feuchtigkeits- und Ionen transport beigerissenen Stahl beton bauteilen", Eidgenössisches Verkehrs-und Energie wirt schafts departement, Bundesamt für Strassenbau, Heft 538, 1998.

**(Wittmann 1982).** Wittmann F.H., "Creep and shrinkage mechanisms", *Creep and Shrinkage in Concrete Structures*, edited by Bazant Z.P. and Wittmann F.H, John Wiley and Sons, 1982, pp. 129-161.

**(Wolanski 2004).** Wolanski B.S., "Flexure behavior of reinforced and prestressed concrete beams using finite element analysis", Thesis of Master of Science, Milwaukee, Wisconsin, 2004.

**(Xiaoming et Hongqiang 2011).** Xiaoming Y., Hongqiang Z., "Finite element investigation on load carrying capacity of corroded RC beam based on bond-slip", *Journal of Civil Engineering*, Vol. 39, 2011, pp.149-159.

**Z**

**(Zain et al. 2000).** Zain M.F.M, Safiuddina M.d, Mahmud H., "Development of high performance concrete using silica fume at relatively high water/binder ratios", *Cement and Concrete Research*, Vol. 30, 2000, pp.1501-1505.

**(Zhang et al. 2005).** Zhang J., Cusson D., Mitchell L., Hoogeveen T., Margeson J., "The maturity approach for predicting different properties of high-strength-concrete", *Proceeding of 7<sup>th</sup> international symposium on the utilization of high-strength /high performance concrete*, Washington DC, 2005, pp.135-154.

**(Zhang et Li 2013).** Zhang P., Li QF., "Effect of polypropylene fiber on durability of concrete composite containing fly ash and silica fume", *Cement and Concrete Composites*, Vol. 45, 2013, pp.1587-1594.