

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'enseignement supérieur et de la recherche scientifique



Thèse de Doctorat en Sciences

Présentée à l'Université 8 Mai 1945 de Guelma

Faculté des Sciences et de la Technologie

Département de : **Génie civil & hydraulique**

Spécialité : **Génie civil**

Présentée par : **GRAIRIA Saïd**

DEFORMATIONS DIFFEREEES, TENACITE ET ADHERENCE DES BETONS AUTOPLACANTS A HAUTES PERFORMANCES

Sous la direction de : **Pr. CHERAIT Yacine**

Devant le jury

Prof. GUENFOUD Mohammed	Université de Guelma	Président
Prof. NAFA Zahredinne	Université de Guelma	Examineur
Prof. REDJEL Bachir	Université d'Annaba	Examineur
Prof. MERZOUZ Mouloud	Université d'Annaba	Examineur
Prof. BELACHIA Mouloud	Université de Skikda	Examineur
Prof. IOST Alain	ENSAM Paris Tech-Lille (France)	Membre invité

2018

REMERCIEMENTS

En premier lieu je remercie profondément ALLAH, le Très Haut, le Tout Puissant de m'avoir donné la vie, la santé, la sérénité et les capacités nécessaires pour mener à terme ce travail de thèse.

Je tiens à exprimer avant tout ma gratitude à tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à la réalisation de cette thèse qui a été menée au sein du laboratoire de génie civil et d'hydraulique de l'Université 08 Mai 45 de Guelma.

Les travaux ont été réalisés conjointement sous la direction scientifique du **Pr. CHERAIT Yacine** (Algérie), du **Pr. Alain Iost** (France) et de Monsieur **Alex Montagne** Maître de Conférence Habilité (France). A ces professeurs j'adresse mes profonds et sincères remerciements pour m'avoir donné l'occasion de travailler au sein de leurs équipes respectives, pour leurs compétences, pour m'avoir aidé et encouragé, pour leur enthousiasme, leur gentillesse et leur compréhension dans tous les précieux moments qu'ils ont su me consacrer.

Je tiens à renouveler mes remerciements à mon directeur de thèse, le Professeur **Yacine CHERAIT** qui, par son esprit de synthèse, a largement contribué à la réalisation de ce travail. Je le remercie également pour les nombreux moments qu'il m'a consacrés, notamment pour son aide précieuse à l'interprétation des résultats et à la réalisation de ce document. Pour ses compétences, pour m'avoir guidé et conseillé, je lui renouvelle mes plus vifs remerciements.

Je tiens tout particulièrement à remercier chaleureusement et vivement Messieurs les Professeurs **Didier CHICOT**, **Alain Iost** et **Alex Montagne**, membres du Laboratoire de Mécanique, Surfaces, Matériaux et Procédés (MSMP-France), pour m'avoir aidé dans la réalisation de mes travaux de recherche ainsi qu'à rédaction de mes publications scientifiques. Je les remercie également pour les nombreux moments qu'ils m'ont consacrés, notamment pour leurs aides précieuses dans la conception et la réalisation de mes essais au laboratoire et à la correction de mes articles. Pour leurs compétences, pour m'avoir guidé et conseillé, je leur renouvelle mes plus vifs remerciements.

J'adresse également mes chaleureux remerciements à **Mohamed BENTOUMI** Maître de conférences, et les membres du Laboratoire de Mécanique, Surfaces, Matériaux et Procédés (MSMP-France), qui ont contribué à la bonne réalisation d'une bonne partie de mes travaux expérimentaux.

J'aimerais particulièrement remercier Monsieur **GUENFOUD Mohamed**, Professeur et Doyen de la faculté des sciences de la technologie de l'Université 8 Mai 45 de Guelma, de m'avoir fait l'honneur d'accepter de présider le jury ainsi que pour tous les conseils qu'il m'a souvent prodigués et pour la rigueur respectueuse qu'il a toujours représentée.

J'adresse mes chaleureux remerciements à Monsieur **Zahredinne NAFA** Professeur et Président du Comité Scientifique du département de génie civil de l'Université 8 Mai 45 de Guelma et à Messieurs les professeurs **Bachir REDJEL**, **Mouloud MERZOU**D de l'Université d'Annaba et à Monsieur **Mouloud BELACHIA** professeur de l'Université de Skikda de m'avoir fait l'honneur d'accepter d'examiner et critiquer mon travail.

Je remercie vivement :

Le Pr. **Mohamed Salah EL AGOUN**, Recteur de l'Université 8 Mai 45 de Guelma pour le soutien administratif qu'il m'a toujours apporté,

Le Pr. **Abdelkrim MOUSSAOUI**, Vice Doyen de la faculté des sciences de la technologie de l'Université 8 Mai 45 pour son assistance morale et administrative,

Je remercie également l'ensemble des enseignants de département de génie civil et d'hydraulique de l'université de Guelma pour leur soutien moral et pour certains la qualité de la formation qu'ils m'ont dispensé.

Le personnel administratif et financier de la faculté des sciences de la terre d'Annaba, et à sa tête le Pr. et Doyen Monsieur **Nacer KHERICI**, et ce depuis que je me suis engagé dans cette magnifique aventure, ce qui m'a permis de mener mon travail de recherche dans de bonnes conditions.

Merci à TOUS !

SOMMAIRE

Résumé.....	2
Abstract.....	3
ملخص.....	4
Table des figures.....	5
Liste des tableaux.....	9
Introduction générale.....	11
CHAPITRE 1. ETAT DE L'ART SUR LES BAP.....	16
PARTIE A: Etat de l'art sur les bétons autoplaçants à hautes performances	
I.1 Généralités	19
I.2 Les béton autoplaçants à hautes performances	19
I.2.1 Définition.....	19
I.2.2 Caractéristiques	20
I.2.3 Avantages	20
I.2.4 Applications	21
I.3 Contexte du béton autoplaçant à hautes performances	22
I.4 Principes fondamentaux du béton autoplaçant à hautes performances	22
I.5 Approches pour obtenir un béton autoplaçant à hautes performances	24
I.6 Capacité d'écoulement du béton autoplaçant à hautes performances	24
I.7 Microstructure du béton autoplaçant à hautes performances	25
I.8 Critères de performance pour le béton autoplaçant à hautes performances	27
I.9 Aspects matériels pour le béton auto plaçant à hautes performances	28
I.9.1 Agrégats grossiers	28
I.9.2 Agrégats fins	30
I.9.3 Ciment Portland	31
I.9.4 Additions minérales	32
I.9.5 Eau de gâchage	33
I.9.6 Superplastifiant haut réducteur d'eau	34
I.10 Conception de mélange pour béton autoplaçant à hautes performances	35
I.10.1 Justification d'une méthode de mélange différente	35
I.10.2 Méthodes actuelles de conception du mélange	36
I.11 Principales propriétés à l'état frais du béton auto plaçant à hautes performances	37

I.11.1 Capacité de remplissage	37
I.11.2 Capacité de passage	37
I.11.3 Résistance à la ségrégation	38
I.11.4 Masse volumique	38
I.11.5 Teneur en air	38
I.12 Cure des bétons autoplaçant à hautes performances	39
I.13 Tests sur le béton autoplaçant à hautes performances	39
I.14 Principales propriétés à l'état durci du béton auto plaçant à hautes performances	40
I.14.1 Résistance à la compression	41
I.14.2 Porosité	41
I.14.3 Vitesse d'impulsion ultrasonore	42
I.14.4 Absorption	42
I.14.5 Perméabilité	43
I.14.6 Résistivité électrique	43
II.Conclusion.....	44
Références bibliographiques	45

Partie B : L'instrumentation indentée

I. Principe de l'indentation.....	53
I.1. Les indenteurs.....	54
II.2. Déformation au voisinage d'une empreinte.....	56
II. L'indentation pour déterminer le fluage	57
II.1. Généralités.....	57
III. L'indentation pour déterminer la ténacité.....	60
III.1. Généralités.....	60
IV. L'indentation pour déterminer la ténacité interfaciale.....	64
IV.1. Généralités.	64
IV.2. Principe.....	64
V. Conclusion.....	68
Références bibliographiques	69

CHAPITRE II. FORMULATION ET CARACTERISATION DES BETONS.....72

Partie A : Formulation des bétons

I. Introduction.....	74
II. Matériaux utilisés.....	74
II.1. Eau de gâchage	74
II.2. Les sables	74

II.3. Les granulats	76
II.4. Le ciment.....	77
II.5. Les ajouts cimentaires.....	77
II.6. Le super plastifiant.....	78
III. Formulation des bétons.....	78
III.3.1. Formulation du béton vibré	78
III.3.2. Formulation des bétons autoplaçants.....	79
IV. Essais sur les BAP à l'état frais.....	80
IV.1. Essai d'étalement au cône d'Abrams.....	80
IV.2. Essai de la boîte en L.....	80
IV.3. Essai de stabilité au tamis	81
IV.4. Essai d'entonnoir	82
IV.5. Masse volumique à l'état frais.....	84
IV.6 Vérification de la ségrégation	84
V. Conclusion	85

Partie B : Caractérisation mécanique des bétons

I. Introduction.....	86
I.1. Cure des éprouvettes	86
I.2. Résistance à la compression	86
I.3. Résistance à la traction par fendage.....	89
I.4. Etude de l'influence du type de mise en place.....	90
II. Conclusion.....	92
Références bibliographiques	93

CHAPITRE III. ETUDE DES PROPRIETES DES BAP PAR INDENTATION INSTRUMENTEE.....95

PARTIE A : Etude du fluage des bétons par indentation instrumentée

I. Introduction.....	96
II. Approche expérimentale.....	97
II.1. Préparation des échantillons.....	98
II.2. Déformations différées du béton.....	99
II.3. Essais de fluage d'indentation.....	102
II.4. Résultats et discussions.....	104

II.5. Résultats de l'étude des comportements différés.....	106
III. Conclusion.....	119
Références bibliographiques.....	121

PARTIE B : Etude de la ténacité des bétons par indentation instrumentée

I. Introduction.....	124
II. Détermination des paramètres de fracture.....	126
II.1. Modèle d'indentation théorique.....	126
II.2. Modèle d'indentation expérimental.....	127
III. Procédures expérimentales.....	130
III.1. Moulage des éléments et préparation d'échantillons.....	130
III.2. Détermination des paramètres de fractures.....	130
III.3. Caractères du module d'élasticité.....	131
IV. Résultats et discussions.....	132
V. Paramètres de fracture.....	133
V.1. Caractéristiques de fracture basée sur le test d'indentation Vickers.....	133
V.2. Influence du rapport E/Léq.....	134
V.3. Influence de la résistance à la compression.....	137
V.4. Influence du type de béton sur la ténacité à la rupture.....	139
VI. Conclusion.....	141
Références bibliographiques.....	143

PARTIE C : Etude de l'adhérence acier/béton par indentation instrumentée

I. Introduction.....	147
II. Préparation des éprouvettes.....	147
II.1. Barres d'armature en acier	149
II.2. Essais de nanoindentation	150
II.3. Essai d'indentation Interfacial.....	151
III. Résultats et discussions.....	153
III.1. Résistance à la compression	153
IV. Conclusion	161
Références bibliographiques.....	164
Conclusions générales et perspectives.....	166

RESUMES : Français, Anglais, Arabe.

RESUME

Les derniers développements dans le domaine prouvent qu'à l'heure actuelle, les plus grands progrès d'un point de vue qualité et coût de la construction résident dans les performances des matériaux mis en œuvre. L'élaboration de nouveaux bétons, à l'instar des bétons auto plaçant à hautes performances (BAPHR) nécessite, en plus des propriétés rhéologiques qu'ils ont, l'optimisation de leurs propriétés mécaniques aux échelles macro, micro et nanométrique. L'utilisation de la technique dite d'indentation instrumentée permet de répondre à ces préoccupations des chercheurs, et permet de déterminer le fluage, le module d'élasticité, la dureté, la ténacité et l'adhérence des bétons à toutes les échelles et ce dans des délais assez courts comparativement aux techniques traditionnelles.

Le but principale de ce travail est l'étude expérimentale d'une part, des déformations différées du fluage, de la ténacité et de l'adhérence des bétons autoplaçants à hautes performances et ce en utilisant la méthode d'indentation instrumentée, et d'autre part leur comportement vis-à-vis du rapport Eau/Léq et cela en le faisant varier de 0,33 jusqu'à 0,41 par pas de 0,02. A travers les résultats obtenus, nous constatons que la décroissance du rapport $E/Léq$ conduit à une amélioration importante des propriétés étudiées. Nos résultats montrent également que pour ces deux types de bétons (BO et BAPHP), avec des résistances à la compression similaires, les BAPHP présentent des performances mécaniques meilleures en termes de ténacité et d'adhérence mais pas en termes de fluage.

En outre, des observations au microscope optique et au microscope électronique à balayage nous ont permis de confirmer les résultats obtenus relatifs à la compacité, en particulier une porosité plus prononcée pour les bétons vibrés qu'avec les BAPHP, ce qui confirme bien fort cette différence.

Mots clés : Formulation, BAPHP, Fluage, Ténacité, Adhérence, Indentation instrumentée.

ABSTRACT

The latest developments in the field prove that, at the present time, the greatest progress in terms of quality and cost of construction lies in the performance of the materials used. The development of new materials, such as high-performance self-placing concretes, requires, in addition to the rheological properties they have, the optimization of their mechanical properties at macro, micro and nanometric scales. The use of the instrumented indentation technique makes it possible to determine the creep, the modulus of elasticity, the hardness, the tenacity and the adhesion of the concrete at all these scales.

The aim of this work is the study, on the one hand, of the creep, the tenacity and the adhesion of high-performance self-placing concretes, using the instrumented indentation method Berkovich, Vickers, Brinell and on the other hand, their behavior with respect to the water / binder ratio and that by varying it from 0.33 to 0.41 in steps of 0.02.

Through the results obtained, we find that the decrease of the ratio E / L_{eq} leads to a significant improvement of the properties studied. Our results also show that for these two types of concrete (BO and BAPHP), with similar compressive strengths, the BAPHP show better mechanical performance in terms of toughness and adhesion but not in terms of creep.

In addition, optical microscope and SEM observations allowed us to confirm the results obtained with regard to compactness, in particular a more pronounced porosity with vibrated concretes than with the BPAs, which confirms this difference very well.

Key words: Formulation, BAPHP, Creep, Tenacity, Adherence, Instrumented Indentation.

ملخص:

تثبت آخر التطورات في الميدان. أن التقدم الأكبر في الوقت الحاضر من حيث نوعية وتكلفة البناء يكمن في أداء المواد المستخدمة يتطلب تطوير مواد جديدة، مثل الخرسانة ذات الأداء العالي (هب-شك)، بالإضافة إلى الخصائص الريولوجية لديهم، الأمثل (تحديد) لخواص الميكانيكية الخاصة بهم على الماكرو، الجزئي و نانوميترىك المقاييس الخواص الميكانيكية الخاصة بهم على الماكرو، الجزئي و نانوميترىك المقاييس من بين الطرق التجريبية الأكثر شيوعا، فإن اختبار المسافة البادئة للأدوات لتحديد الزحف، وصلابة والتصاق المواد لجميع هذه المقاييس من القياس هو على الأرجح الأكثر استخداما. إن استخدام الخرسانة ذات الأداء العالي (هب-شك) المصنوعة من المواد المحلية، والجمع بين القوة والقدرة على العمل، هو بديل جيد للتعامل مع الأزمة. هذا هو السبب في أنه من المهم دراسة زحفهم، مثابرتهم والتصاقهم مع التعزيزات وكذلك لتقييم تأثير واحد من المعلمات تكوينها وهي نسبة المياه / الموثق (ث / ب) على تحسين (الأمثل) من هذه الخصائص (هب-شك) والخرسانة المجهزة (فك) والهدف من هذا العمل هو دراسة نوعين من الخرسانة، عالية الأداء الذاتي. تم عرض هذه الدراسة من جهة من خلال تحديد الخواص الميكانيكية وهي الزحف والمثابرة (الصلابة) والتصاق هذه المواد باستخدام طريقة البركوفيتش وفيكروز وبرينل البادئة (الاختبارات ونسبة هذا من خلال تغييره من 0.33 إلى 0.41 في خطوات من 0.02 ومن ناحية أخرى سلوكهم فيما يتعلق بالماء / الموثق من خلال النتائج التي تم الحصول عليها، نجد أن انخفاض نسبة أدى إلى تحسن كبير في هذه الخصائص من خلال النتائج التي تم الحصول عليها، نجد أن انخفاض نسبة كما نجد أن هذين النوعين من الخرسانة، مع قوة ضاغطة مماثلة، هب-سكس يحمل أفضل أداء ميكانيكي من حيث الصلابة والمتانة والالتصاق بالإضافة إلى ذلك، سمح لنا المجهر الضوئي و سيم بتركيب النتائج للتأكد من النتائج التي تم الحصول عليها فيما يتعلق بالاكتمال، وخاصة المسامية الأكثر وضوحا مع فك مقارنة مع شك، مما يؤكد بشكل جيد هذا الاختلاف.

كلمات مفتاحية:

الخواص الميكانيكية، نسبة الماء / الرابط المكافئ، الخرسانة ذات الوضع الذاتي العالية الأداء، زحف، تماسك، التصاق (التحام)، المجهر. التسنن

Table des figures

CHAPITRE 1. ETAT DE L'ART SUR LES BAP

PARTIE A

Figure I.1: Principes de base des BAPHP.....	23
Figure I.2: Représentation schématique de l'interface agrégat-matrice	25
Figure I.3: Développement d'une microstructure riche dans les BAPHP.....	26

PARTIE B

Figure I.4: Schéma de l'essai d'indentation.....	53
Figure I.5: Description d'un essai d'indentation piloté en effort.....	54
Figure I.6: Courbe effort-déplacement d'un essai d'indentation instrumentée.....	54
Figure I.7: Courbe d'indentation obtenue lors d'essais statique (a) et dynamique (b).....	54
Figure I.8: Schéma du contact sphère rigide/plan ou contact de Hertz.....	55
Figure I.9: Schéma de l'indenteur Knoop.....	55
Figure I.10: Empreintes Berkovitch pyramidales à base triangulaire.....	56
Figure I.11: Schéma de l'indenteur Vickers.....	56
Figure I.12: Exemples de déformation d'une empreinte d'indentation Vickers....	57
Figure I.13: Indentation sous microscopie électronique à balayage d'une pâte de ciment.....	57
Figure I.14: Courbe schématique montrant la variation de la charge appliquée.....	59
Figure I.15: Déplacement en fonction du temps de maintien dû au fluage	60
Figure I.16: Fluage d'indentation pour différents matériaux flués.....	89
Figure I.17: Fissures obtenues par indentation Vickers sur différents matériaux.....	61
Figure I.18: Fissures sous indentation (a) de type médian ou half-penny crack.....	62
Figure I.19: Fissures observées par Lube en utilisant la méthode de décoration.....	62
Figure I.20: Vues schématiques d'une empreinte Vickers et de la fissure associée.....	63
Figure I.21: (a) Principe de l'essai d'indentation interfaciale.....	65
Figure I.22: Exemple de fissures générées par l'essai d'indentation interfaciale.....	65
Figure I.23: Représentation schématique $\ln a - \ln P$ en fonction du régime de fissuration.....	66
Figure I.24: Représentation schématique d'une droite de fissuration et de la.....	66
Figure I.25: Schématisation géométrique d'une empreinte d'indentation à l'interface.....	68

CHAPITRE II : FORMULATION ET CARACTERISATION DES BETONS

PARTIE A

Figure II.1: Analyse granulométrique du sable roulé.....	75
Figure II.2: Fuseau granulaire de gravier 3/8.....	76
Figure II.3: Courbe granulométrique des fillers calcaire	77
Figure II.4: Exemple de mesure de l'étalement des BAP au cône d'Abram's.....	80
Figure II.5: Mesure de la fluidité à la boîte en L des BAP.....	81
Figure II.6: Mesure de la stabilité des BAP.....	81
Figure II.7: Mesure du temps d'écoulement des BAP.....	82
Figure II.8: Etalement des BAP au cône d'Abram's.....	82
Figure II.9: Ecoulement PL des BAP confectionnés.....	83
Figure II.10: Stabilité au tamis des différents bétons confectionnés.....	83
Figure II.11: Répartition des granulats pour le BAP ₄	84

PARTIE B

Figure II.12: Ecrasement des cylindres en compression.....	86
Figure II.13: Evolution de la résistance à la compression dans les temps.....	87
Figure II.14: Influence du rapport E/L_{eq} sur la résistance en compression.....	88
Figure II.15: Influence du rapport E/L_{eq} sur la résistance à la compression.....	88
Figure II.16: Essai de fendage.....	89
Figure II.17: Evolution de la résistance par fendage dans le temps.....	90
Figure II.18: Influence du rapport E/L_{eq} sur la résistance à la traction par fendage.....	90
Figure II.19: Processus de rupture des éprouvettes en compression.....	91

CHAPITRE III. ETUDE DES PROPRIETES DES BAP PAR INDENTATION INSTRUMENTEE

PARTIE A

Figure III.1: Courbe classique de charge-décharge obtenue par indentation vickers du BAP ₄	98
Figure III.2: Essai de compression sur une éprouvette cylindrique en béton	99

Figure III.3: Schématisation de l'expérience de fluage d'indentation.....	100
Figure III.4: Séparation conventionnelle des déformations différées.....	101
Figure III.5: (a) Vue générale du macroindenteur Zwick (b) et zoom sur les deux cellules	102
Figure III.6: Test d'indentation instrumenté lié au BAP4	103
Figure III.7: Variation des propriétés mécaniques du BAP en fonction du rapport eau-liant.....	105
Figure III.8: Porosité structurale de la matrice cimentaire observée par MEB.....	105
Figure III.9: Cinétique du déplacement de l'indenteur en profondeur (h) en fonction du temps (t) ...	107
Figure III.10: Influence de la résistance mécanique (f_{c28} , cyl) sur le fluage	109
Figure III.11: Influence du rapport E/ $L_{\text{éq}}$ sur le fluage total.....	111
Figure III.12: Influence du rapport E/ $L_{\text{éq}}$ sur la cinétique du fluage total.....	112
Figure III.13: Influence du type de béton sur la cinétique du fluage total.....	114
Figure III.14: Influence du type de béton sur le fluage total à l'instant	114
Figure III.15: Coefficient de fluage total pour les différents BAP à $t = 1000s$	115
Figure III.16: Coefficient de fluage relatif total pour les différents BAP à $t = 1000s$	116
Figure III.17: Comparaison des Coefficients de fluages totaux des BAP et B.....	116
Figure III.18: Comparaison des Coefficients de fluage relatifs totaux des BAP.....	118

PARTIE B

Figure III.19: Vue schématique de la surface indentée et de la section transversale d'un système....	128
Figure III.20: Echantillons retenus pour essais de ténacité.....	130
Figure III.21: (a) Vue générale du macro indenteur Zwick Rowell 2,50KN et (b) zoom	131
Figure III.22: a) Illustration schématique d'un essai d'indentation instrumenté.....	131
Figure III.23: Porosité structurale de la matrice cimentaire observée par.....	133
Figure III.24: Photographies de l'éprouvette BAP4 : a) échantillon de l'essai d'indentation.....	133
Figure III.25 : Longueur de la fissure de l'indent en fonction de la charge d'indentation.....	134
Figure III.26: Variation de la ténacité à la rupture K_{IC} en fonction du rapport E/ $L_{\text{éq}}$	135
Figure III.27: Variation de l'énergie de rupture G_{IC} en fonction du rapport E/ $L_{\text{éq}}$	135
Figure III.28: Faciès de rupture de la matrice cimentaire (a) du BAP1, (b) du BV1.....	136
Figure III.29: Variation de la ténacité à la rupture k_{IC} en fonction de la résistance moyenne.....	138
Figure III.30: Comparaison des paramètres de fracture (K_{IC} , G_{IC})	138

PARTIE C

Figure III.31: Photographie d'un spécimen de béton armé.....	149
Figure III.32: Vue générale du testeur de dureté universel Zwick Powell.....	151
Figure III.33: a) Illustration schématique d'un test d'indentation interfaciale.....	152
Figure III.34: Variation des propriétés mécaniques du BAP en fonction du rapport eau-liant.....	154
Figure III.35: Variation des propriétés mécaniques de la matrice constituant le béton.....	155
Figure III.36: Images au MEB de l'interface acier/béton après rupture.....	156

Figure III.37: Photographies de l'éprouvette BAP ₄	158
Figure III.38: Diagonale d'indentation et longueur de fissure en fonction de la charge d'indentation.	158
Figure III.39: Ténacité interfaciale apparente (Kca) en fonction du rapport eau/liant.....	159
Figure III.40: Impact du type de béton sur la ténacité interfaciale apparente	160

Liste des tableaux

CHAPITRE 1 : ETAT DE L'ART SUR LES BAP

PARTIE I

Tableau I.1: Exemples d'application des BAPHR.....	21
Tableau I.2: Critères de performances des BAPHR.....	27
Tableau I.3: Composition chimique typique du ciment Portland.....	32

CHAPITRE II : FORMULATION ET CARACTERISATION DES BETONS

PARTIE A

Tableau II.1: Récapitulatif des essais sur les sables utilisés.....	75
Tableau II.2: Récapitulatif des résultats des essais sur les graviers utilisés.....	76
Tableau II.3: Composition chimique du ciment employé.....	77
Tableau II.4: Caractéristiques physiques du CPJ 42,5.....	77
Tableau II.5: composition pondérale du béton ordinaire.....	78
Tableau II.6: Compositions pondérales et paramètres de formulation des bétons d'étude.....	79
Tableau II.7: Classe d'étalement au cône.....	80
Tableau II.8: Classe d'aptitude à l'écoulement	81
Tableau II.9: Classes de résistance à la ségrégation.....	81
Tableau II.10: Classes de viscosité apparente.....	82
Tableau II.11: Caractérisation des bétons à l'état frais.....	82
Tableau II.12: Masses volumiques des bétons à l'état frais.....	84

PARTIE B

Tableau II.13: Compositions des bétons étudiés.....	86
Tableau II.14: Résistance à la compression à 28 jours.....	87
Tableau II.15: Résistance à la compression à différents échéances.	87
Tableau II.16: Résistance à la traction par fendage sur éprouvette cylindrique.....	89
Tableau II.17: Résistance en compression et module d'élasticité du BAP ₄ et du BO ₁	91

CHAPITRE II : FORMULATION ET CARACTERISATION DES BETONS

PARTIE A

Tableau III.1: Conception de mélange pour les BAP et les BV de référence.....	98
Tableau III.2: Résistance à la compression et écart-type obtenu pour les différents bétons.....	104
Tableau III.3: Valeurs des profondeurs de fluage total et des profondeurs relatives de.....	
Tableau III.4: Comparaison des résultats de la déformation de fluage total.....	113
Tableau III.5 valeurs des coefficients de fluage total des différents bétons étudiés à 1000s.....	115

PARTIE B

Tableau III.6: Résistance à la compression des différents bétons.....	132
Tableau III.7: Fracture parameters (K_{IC} and G_{IC}) of the various concretes.....	134
Tableau III.8: Comparaison des résultats de la ténacité (K_{IC}) avec la littérature.....	135
Tableau III.9: Relations empiriques proposées dans la littérature pour BAP, BV.....	137
Tableau III.10: Comparaison des performances des Paramètres de fracture des BAP.....	140

PARTIE C

Tableau III.11: Diamètre, section et masse des barres d'armature en acier.....	150
Tableau III.12: Résistance à la compression et écart-type correspondant obtenu pour.....	154
Tableau III.13: Propriétés mécaniques de la matrice, du béton, testée.....	155
Tableau III.14: Charge générant la première fracture du matériau.....	157
Tableau III.15: Ténacité d'indentation interfaciale des différents bétons.....	158
Tableau III.16: Comparaison des résultats avec des données de la littérature.....	160

INTRODUCTION GENERALE

INTRODUCTION GENERALE

A. Historique du développement des bétons autoplaçants à hautes performances

Pour rendre les structures durables, un compactage suffisant du béton par des travailleurs qualifiés est nécessaire. Cependant, la réduction progressive du nombre de travailleurs qualifiés dans l'industrie de la construction au Japon, par exemple, a conduit à une réduction similaire de la qualité des travaux de construction. Une solution pour la réalisation de structures durables en béton, indépendantes de la qualité des travaux de construction, est l'utilisation des bétons dits «auto plaçant». La nécessité de ce type de béton a été proposée par Okamura en 1986.

Des études visant à développer le béton auto plaçant, y compris une étude fondamentale sur l'ouvrabilité du béton, ont été réalisées par Ozawa et Maekawa à l'Université de Tokyo. Le prototype de béton auto plaçant a été achevé en 1988 en utilisant des matériaux disponibles déjà sur le marché. Le prototype a donné des résultats satisfaisants en ce qui concerne le retrait par séchage et durcissement, la chaleur d'hydratation, la densité après durcissement et d'autres propriétés. À peu près au même moment, le béton à hautes performances a été défini comme un béton à haute durabilité en raison du faible rapport eau/ciment. Depuis lors, le terme de béton à haute performance a été utilisé dans le monde entier pour désigner le béton à haute durabilité. Par conséquent, Okamura a adopté le terme «béton autoplaçant à haute performance» pour le BAP du Japon. Par ailleurs et selon le **Comité ACI 363 R** de l'American Concret Institute, le béton à haute résistance est un béton qui a une résistance à la compression de 41MPa et plus à 28 jours.

B. Contexte de l'étude et problématique

Le domaine de la construction dans le monde, se développe de manière significative cette dernière décennie, surtout en termes de quantité de béton utilisée, fortes concentrations d'armatures. L'Algérie est également concernée par le développement du domaine de la construction. Ces dernières années notre pays a lancé plusieurs projets très importants, tels que: le Metro d'Alger, la grande mosquée, les ouvrages d'arts relatives à l'autoroute est-ouest, les ponts, les tunnels, le viaduc Trans-Rummel de Constantine ainsi que des tramways dans plusieurs Wilayas. Lorsque le béton traditionnel est devenu un obstacle face à cette évolution incessante de la construction, ceci conduit à l'idée de la fabrication de bétons auto plaçant à hautes performances (BAPHP) au niveau national tout en utilisant les produits disponibles au niveau du marché Algérien. Cependant, la quantité très importante de l'addition minérale, les super plastifiants hauts réducteurs d'eau et la réduction d'eau tout cela dans la formulation des BAP-HP, nous laisse penser que leur utilisation dans de tels projets semble être l'une des solutions envisageables pour l'avenir de ce nouveau type de béton en Algérie.

L'utilisation des BAP-HP pourrait alors être abondante au domaine de construction courant et spécial et conduire des améliorations importantes dans les procédés de bâtiment et d'ouvrage spéciaux et donc le ramener à l'échelle nationale tout en gardant les spécificités Algériennes.

C'est de ce fait, des projets encore bien à l'échelle universelle ont vu le jour pour principalement appréhender et donc mieux entourer les caractéristiques «autoplaçantes». Évidemment, plusieurs interrogations, suspendues à l'effort de travail scientifique dans un domaine encore récent, ont défini les actions à mener dans le cadre de ce travail. Ces questions touchent à la fois à la formulation du BAPHP, au comportement du matériau à l'état frais et durci ainsi que les moyens de sa caractérisation et surtout à son comportement vis-à-vis du fluage et de la résistance à la fissuration (ténacité à la rupture et ténacité apparente d'interface qui caractérise l'adhérence).

Cette résistance favorise et encourage son choix d'emploi. Notamment que pour aboutir leur caractère auto plaçant, les BAPHP présentent beaucoup plus de fines que les bétons vibrés et par conséquent plus de pâte. Et, nous verrons, au cours de cette étude, que celle-ci engendre le siège de l'évolution du comportement au fluage et à la fissuration. La première notion est donc d'évoquer que ces bétons auto plaçant à hautes performances pourraient avoir des résistances conséquentes au fluage et à la fissuration (tenace et adhérent) et donc pourraient être l'origine de sécurité des constructions.

Pour ce faire, l'essai d'indentation instrumentée est sans doute l'une des méthodes les plus utilisées pour déterminer cette résistance en terme de fluage et fissuration sous ses deux formes: ténacité et adhérence, ainsi que la dureté et le module de Young du matériau sous différentes échelles de mesure (macro, micro et nanométrique).

C. Les objectifs et la démarche adoptée de la thèse

Cette thèse s'inscrit dans cette logique et a été menée pour répondre à plusieurs questions dont certaines concernent l'évolution de propriétés mécaniques du matériau béton tels que la résistance, le fluage, la ténacité et l'adhérence pour mettre en lumière leur évolution afin d'assurer une bonne durabilité. Car malgré le nombre de travaux importants qu'on dénombre dans la littérature sur les BA : méthodes de formulation, caractérisation mécanique et résistance à la fissuration, des verrous technologiques méritent d'être levés:

- Peut- on bien maîtriser la conception des bétons auto plaçant à hautes performances tout en valorisant les produits disponibles sur le marché Algérien avec des résistances modérées moyennes et élevées de chantier?
- Du point de vue propriétés mécaniques, et plus précisément la résistance au fluage et à la fissuration, les BAPHP peuvent-ils être performants en jouant sur certains paramètres de

composition tels que le rapport $E/L_{\text{éq}}$, et sont-ils aussi plus performants que les BV à résistance mécanique similaire?

- Compte tenu de la quantité élevée de pâte présente dans ces bétons (lié aux volumes conséquents de fines recommandées), comment évoluent ces résistances au fluage et à la fissuration en mode 1 (ténacité des BAP-HP et leur adhérence avec l'armature d'acier)?

Notre recherche a donc eu pour objectif d'apporter des éléments de réponses à plusieurs interrogations établies par les maîtres d'ouvrage et les maîtres d'œuvre aux entreprises et aux commerçants de béton. L'une d'entre elles récapitule la problématique de notre étude, à savoir :

- Est-il possible d'optimiser la résistance au fluage des BAP en jouant sur le paramètre $E/L_{\text{éq}}$?
- Est-il possible d'optimiser la résistance à la fissuration (ténacité et adhérence) des BAP en jouant sur le paramètre $E/L_{\text{éq}}$?
- A résistance mécanique équivalente, les BAP-HP ont-ils aussi un comportement de résistance au fluage et à la fissuration (ténacité et adhérence) meilleur que celui du béton vibré?

D. Avantages industriels et scientifiques

Parallèlement à la réalisation des objectifs mentionnés ci-dessus, notre recherche peut apporter des résultats utiles supplémentaires, tant sur le plan de l'application industrielle que de la recherche :

- Une technique expérimentale extrêmement rapide et bien contrôlée pour mesurer le comportement de fluage à long terme des matériaux cimentaires,
- Compréhensions fondamentales sur les propriétés de fluage à long terme des matériaux cimentaires influencés par leurs microstructures et par la quantité d'eau,
- la même technique expérimentale qui est non seulement rapide mais aussi économique du moment qu'elle n'exige que peu d'équipement pour réaliser des essais comme ceux de la ténacité et de l'adhérence.

E. Aperçu de la thèse

Les propriétés mécaniques telles que le fluage, la ténacité et l'adhérence des matériaux et des bétons peuvent être déterminées par des tests d'indentation. D'un point de vue général, le test d'indentation consiste simplement à effectuer une impression à la surface d'un matériau par la pénétration d'un indenteur dur à une charge d'indentation donnée. A cet effet, l'indenteur peut avoir différentes formes géométriques telles que sphérique, conique ou pyramidale. L'objectif étant de produire une déformation élastoplastique du matériau sous l'indenteur. La charge d'indentation peut

être choisie dans les gammes de nano-, micro- ou macro-indentations permettant ainsi l'étude des propriétés mécaniques locales ou globales. Les propriétés mécaniques sont déterminées en analysant les dimensions géométriques de l'indentation résiduelle (indentation usuelle) ou de l'analyse d'une courbe de charge-profondeur (tests d'indentation instrumentés). Généralement, les indenteurs pyramidaux sont utilisés pour déterminer la dureté, le module d'élasticité, la résistance à la fissuration et l'adhérence du matériau, tandis que les indenteurs sphériques sont principalement utilisés pour déterminer les propriétés de traction et de fluage. L'objectif de cette thèse est de donner des outils théoriques et expérimentaux pour déterminer les propriétés mécaniques par indentation de bétons auto plaçant et vibrés telles que : le fluage, la ténacité à la rupture et l'adhérence acier-béton.

La thèse comprend trois chapitres. Le premier chapitre intitulé «[Synthèse bibliographique](#)» est composé de deux parties. La première partie est une partie introductive qui fournit un état de l'art sur les BAPHP. La seconde partie expose une revue de la littérature sur les tests d'indentation et leur utilisation pour déterminer le fluage, la ténacité à la rupture et l'adhérence acier-béton, en commençant par l'analyse d'indentation instrumentée.

Le deuxième chapitre est intitulé «[Formulation et caractérisation des bétons](#)». Il expose les résultats des essais à l'état frais et durci de huit compositions de bétons élaborées à partir de constituants locaux.

Le troisième et dernier chapitre intitulée «[Caractérisation des bétons par indentation instrumentée](#)» traite de la validation de la technique de l'indentation instrumentée pour la mesure sur divers matériaux cimentaires, (à savoir les BAP et les BV témoins) du fluage (partie 1), de la ténacité à la rupture (partie II) et de la ténacité interfaciale entre l'armature et son enrobage qui caractérise l'adhérence acier-béton (partie III).

Enfin, le manuscrit est clôturé par une conclusion générale qui résume les principaux résultats obtenus et ainsi que les perspectives envisagées pour la poursuite des travaux.

CHAPITRE I : ETAT DE L'ART SUR LES BAPHP

PARTIE A : ETAT DE L'ART SUR LES BETONS AUTO PLACANT A HAUTES PERFORMANCES

Sommaire

I.1 Généralités	19
I.2 Les béton autoplaçants à hautes performances	19
I.2.1 Définition.....	19
I.2.2 Caractéristiques	20
I.2.3 Avantages	20
I.2.4 Applications	21
I.3 Contexte du béton autoplaçant à hautes performances	22
I.4 Principes fondamentaux du béton autoplaçant à hautes performances	22
I.5 Approches pour obtenir un béton autoplaçant à hautes performances	24
I.6 Capacité d'écoulement du béton autoplaçant à hautes performances	24
I.7 Microstructure du béton autoplaçant à hautes performances	25
I.8 Critères de performance pour le béton autoplaçant à hautes performances	27
I.9 Aspects matériels pour le béton auto plaçant à hautes performances	28
I.9.1 Agrégats grossiers	28
I.9.2 Agrégats fins	30
I.9.3 Ciment Portland	31
I.9.4 Additions Minérales	32
I.9.5 Eau de gâchage	33
I.9.6 Super plastifiant haut réducteur d'eau	34
I.10 Conception de mélange pour béton autoplaçant à hautes performances	35
I.10.1 Justification d'une méthode de mélange différente	35
I.10.2 Méthodes actuelles de conception du mélange	36
I.11 Principales propriétés à l'état frais du béton auto plaçant à hautes performances	37
I.11.1 Capacité de remplissage	37
I.11.2 Capacité de passage	37
I.11.3 Résistance à la ségrégation	38
I.11.4 Masse volumique	38
I.11.5 Teneur en air	38
I.12 Cure des bétons autoplaçant à hautes performances	39
I.13 Tests sur le béton autoplaçant à hautes performances	39
I.14 Principales propriétés à l'état durci du béton auto plaçant à hautes performances	40
I.14.1 Résistance à la compression	41
I.14.2 Porosité	41
I.14.3 Vitesse d'impulsion ultrasonore	42

I.14.4 Absorption	42
I.14.5 Perméabilité	43
I.14.6 Résistivité électrique	43
II.Conclusion.....	44
Références bibliographiques	45

I.1 Généralités

Le béton autoplaçant à hautes performances (BAPHP) est relativement récent dans le secteur des matériaux de construction. Ce chapitre premier expose un état de l'art de ce matériau. Il donne principalement la définition et décrit brièvement les caractéristiques, les avantages, les applications des BAPHP. Ensuite, il fournit un court contexte des BAPHP; dépeint les principes de base, les approches de production, la capacité d'écoulement et la microstructure; se concentre sur les critères de performance et les aspects matériels; justifie la nécessité d'une approche différente et présente les méthodes actuelles de conception des BAPHP; et discute le mélange et la stabilité des BAPHP. Enfin, il souligne les principales propriétés à l'état frais et durci et indique les problèmes de durcissement et de test des BAPHP.

I.2 Les bétons auto plaçant à hautes performances

Le développement des BAPHP a impliqué des changements importants dans l'approche conceptuelle et les méthodes de construction des structures en béton armé, et a ouvert de nouvelles opportunités de conception des ouvrages. La définition, les caractéristiques, les avantages, les applications et l'économie des BAPHP sont brièvement discutés dans les paragraphes suivants.

I.2.1 Définition

Le béton auto plaçant (BAP) est un type particulier de béton qui se propage dans le renforcement confiné, atteint tous les coins du coffrage et est consolidé sous son propre poids. Il offre une excellente capacité de remplissage et une capacité de passage, et présente une bonne résistance à la ségrégation (**Khayat 1999**). Lorsque les critères de performance de haute résistance et de durabilité inclus dans le BAP tels que:

- 1) Une résistance à la compression à 28 jours supérieure à 50MPa sur cylindre selon la norme française **NF EN 206-1**, ou de 41MPa ou plus à 28 jours selon l'American Concret Institute Commette **ACI 363R**,
- 2) Un faible rapport eau-liant (moins de 0,4).

Il peut être désigné sous le nom de béton auto plaçant à haute performance (BAPHP). En d'autres termes, en combinant les caractéristiques et les avantages des BHP et des BAP, on peut produire du béton auto plaçant à haute performance (BAPHP) qui possède les avantages dans les deux formes de béton frais et durci, c'est-à-dire en présentant une résistance et une durabilité plus élevées, et il présente une grande fluidité.

Le BAPHP offre des performances optimisées en fonction des caractéristiques d'écoulement, de la résistance, des propriétés de transport et de durabilité, conformément aux exigences de durée de vie sous un ensemble de matériaux donné, charges et conditions d'exposition.

I.2.2 Caractéristiques des BAPHP

Le BAP diffère du béton ordinaire (BO) par rapport à ses performances aux états frais et durcis. Il incorpore plusieurs ingrédients spéciaux tels que les super plastifiants haut réducteur d'eau, les additions minérales et les agents de viscosités, en plus des matériaux de base utilisés pour le béton ordinaire. Les proportions de matériaux composant le BAPHP sont également significativement différentes de celles du béton ordinaire (**Okamura et Ozawa 1995; Okamura et Ouchi, 2003**). Le BAPHP comprend une quantité beaucoup plus élevée de liant, une teneur en eau plus faible, une quantité plus élevée d'agrégats fins et une quantité moindre d'agrégats grossiers que le béton ordinaire. Le rapport Eau/liant équivalent (E/Léq) du BAPHP est également beaucoup plus bas que celui du béton ordinaire. Alors que le béton ordinaire présente un rapport Eau/liant équivalent supérieur à 0,50, le BAPHP a besoin d'un rapport Eau/liant équivalent variant généralement entre 0,20 et 0,40 (**Persson 2001, Zhu et Bartos 2003**).

I.2.3. Avantages des BAPHP

Le béton auto plaçant à haute performance offre de nombreux avantages. On peut citer, à titre d'exemple (**Cameron 2003, EFNARC 2002, Okamura et Ouchi 2003**):

1. Il coule à travers et autour de l'acier de renfort sous son poids propre et élimine la nécessité d'un équipement de vibration,
2. Il permet de réduire considérablement le bruit et améliore l'environnement des constructions en l'absence d'équipement vibratoire en béton,
3. Il nécessite moins de main d'œuvre pour le transport et la mise en place du béton, et devient ainsi plus économique,
4. Il contribue dans l'augmentation de la durée de vie des coffrages en raison de l'élimination des équipements de vibration.
5. Il permet le placement d'une grande quantité de renforcement dans de petites.
6. Il fournit une bonne finition des parements et améliore l'aspect esthétique du béton.
7. Il présente une plus grande résistance en raison d'une compacité accrue et d'une porosité réduite,
8. Confère une haute résistance précoce, permet une réutilisation plus rapide du coffrage et augmente ainsi le taux de production des entreprises,
9. Imprime une étanchéité améliorée et offre une durabilité accrue,
10. Simplifie la construction des structures de conception compliquée en raison de la servitude dans la coulée et le moulage des formes architecturales complexes.

I.2.4 Applications des BAPHP

Le béton autoplaçant à haute performance a été appliqué avec succès dans les bâtiments, les ponts, les ponceaux, les tunnels, les réservoirs, les barrages et les produits en béton préfabriqué. Il a également été utilisé pour la réparation et la réhabilitation des structures existantes. Quelques applications des BAPHP sont mentionnées dans le tableau I.1.

Tableau I.1: Exemples d'applications des BAPHR.

Structure	Localisation	Référence
Anchorage of Akashi-Kaikyo suspension bridge	Japan	Okamura and Ouchi 2003
Towers of a cable-stayed bridge	Japan	Okamura et al. 2000
Wall of a large LNG tank belonging to Osaka Gas Company	Japan	Okamura et al. 2000
Beam repair in the Webster parking structure in downtown Sherbrooke	Canada	Khayat 2000
Rehabilitation of slab and wall elements in a hydroelectric power plant	Canada	Khayat 2000
Continuous underground diaphragm walls	Japan	Seto et al. 1997
Precast cladding panels	UK	Watson 2003
Thin-wall prestressed concrete products	Japan	Nagai et al. 1999

I.2.5 Economie des BAPHP

Le coût total des matériaux du BAPHP est bien supérieur à celui du béton ordinaire (présence d'un nombre plus important de composants). Le coût du contrôle de la qualité est également élevé dans le cas de BAPHP en raison de problèmes d'instabilité des formulations notamment à l'état frais. Le BAPHP est généralement plus résistant que le béton ordinaire. Par conséquent, les composants structurels seront constitués de sections plus minces, ce qui permettra de réaliser des économies en raison d'une quantité moindre de béton. L'amélioration de la productivité réduit également les coûts liés au coffrage.

En outre, le BAPHP offre une meilleure performance mécanique et de durabilité et une plus grande durée de vie que le béton ordinaire, et peut donc être acceptable par rapport au coût initial plus élevé. Si l'analyse des coûts est effectuée en fonction du cycle de vie, la rentabilité du BAPHP dans l'industrie de la construction sera évidente.

L'utilisation du BAPHP dans les bâtiments de grande hauteur, les ponts, les plateformes offshore et d'autres structures spéciales, sera économique grâce à l'augmentation du coût des matériaux et à un contrôle de qualité plus rigoureux. En fait, le coût global sera faible en raison de la réduction drastique de la géométrie des composants structurels, du nombre réduit de travailleurs, de la diminution du pourcentage de renforcement, de la facilité de transport et du placement, et de la réduction du coffrage et de l'attelage. Des avantages indirects peuvent également être obtenus grâce à

l'amélioration de la durabilité menant à des économies de maintenance. Les coûts de maintenance et de réparation devraient être bas dans les BAPHP. Ainsi, beaucoup d'économies seront réalisées en particulier pour les grands projets si les BAPHP sont utilisés (**Ouchi et al. 2003**).

I.3 Contexte du béton autoplaçant à haute performance

La construction de structures en béton nécessite une bonne consolidation du béton frais pour obtenir de bonnes propriétés. Cependant, le placement et la consolidation appropriés n'étaient pas toujours réalisables avec des bétons ordinaires, bien que placés par des travailleurs qualifiés. Le manque de travailleurs qualifiés était également une grande préoccupation dans l'industrie de la construction notamment dans le pays industrialisés. Ainsi le concept du BAP a été développé au Japon pour construire des structures en béton pour compenser la pénurie croissante de travailleurs qualifiés. **Okamura et Ozawa (1995)** ont préconisé le développement de BAP en 1986 et ont développé le premier prototype en 1988. Cependant, le développement du BAPHP n'a pas eu lieu rapidement. La littérature montre que des bétons auto-nivelant exempts de ségrégation ont été produits en utilisant le super plastifiant haut réducteur d'eau plus d'une décennie avant le développement des BAPHP (**Collepari, 1976**).

Ces bétons étaient très semblables aux BAPHP dans la fluidité, la cohésion et la faible tendance à la ségrégation. La stabilité de ces bétons a été conservée avec succès malgré l'absence d'agents de viscosité. Cependant, les précurseurs des BAPHP dépendaient en grande partie du volume élevé de la pâte. Par conséquent, le coût global était très élevé et la demande est restée très limitée. Par la suite, la mise sur le marché des super plastifiants haut réducteur d'eau et des VAM plus efficace a fait l'avènement du BAPHP moderne (**Collepari 1994, Khayat et Guizani, 1997**).

L'industrie du béton japonais a commercialisé le BAPHP sous les dénominations commerciales diverses : «*Béton non vibrant*», «*Béton super-qualité*» et «*Biocrete*» (**Bartos 2000**). Dans le même temps, le BAPHP est devenu familier en Amérique du Nord, en Europe et dans d'autres parties du monde (**Shah et al. 2002, Wallevik et Nielsson, 2003**).

I.4 Principes fondamentaux du béton autoplaçant à haute performance

Le BAPHP peut être produit en réalisant une capacité d'auto-plasticité grâce à une capacité d'écoulement optimale et une résistance à la ségrégation optimale, comme l'illustre la figure I.1. La capacité d'écoulement optimale peut être obtenue en utilisant un super plastifiant haut réducteur d'eau, une teneur limitée en granulats grossiers et une quantité accrue de matériaux de ciment à faible rapport E/Léq (**Dehn et al. 2000, Okamura et Ouchi 2003**). A l'inverse, la résistance à la ségrégation optimale peut être atteinte soit par un contenu d'agrégats grossiers limité, soit par des matériaux de cimentation accrus à faible rapport E/Léq, soit en utilisant une VAM (**Okamura et Ozawa 1994, Okamura et Ozawa 1995**).

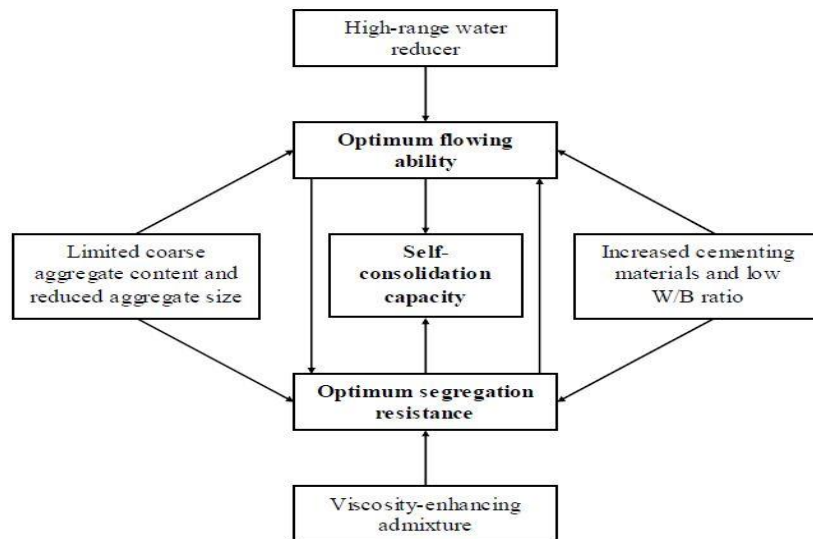


Figure I.1: Principes de base des BAPHP (Okamura et Ozawa 1995).

En outre, la taille globale des agrégats influe à la fois sur la capacité d'écoulement et la résistance à la ségrégation des BAPHP (Bui et al. 2002, Saak et al. 2001). Une taille d'agrégat réduite est préférable pour obtenir une capacité d'écoulement et une résistance à la ségrégation optimales. La capacité d'écoulement et la résistance à la ségrégation des BAPHP sont également liées entre elles. Les résistances de ségrégation médiocres et élevées peuvent diminuer la capacité d'écoulement, alors qu'une capacité d'écoulement élevé peut provoquer une ségrégation des BAPHP.

Les principaux paramètres qui influent sur la capacité d'écoulement et la résistance à la séparation des BAPHP sont les concentrations en volume de matériaux cimentaires et d'agrégats grossiers. La teneur limitée en granulats grossiers et la quantité accrue de matériaux cimentaires à faible rapport E /Léq entraînent une distance relative plus élevée entre les particules d'agrégats. Ainsi, la fréquence de contact et de collision entre les agrégats grossiers diminue lors de la déformation du béton plastique (Okamura et al. 2000). Cela réduit considérablement les contraintes internes et augmente ainsi la capacité d'écoulement du béton. Cependant, la capacité d'écoulement accrue tend à produire une fluidité très élevée avec une faible viscosité, ce qui réduit la résistance à la ségrégation des BAPHP.

Par conséquent, la capacité d'écoulement et la résistance à la ségrégation du mélange frais des BAPHP doivent être équilibrées de telle sorte que la capacité d'auto plasticité soit obtenue sans aucune ségrégation. Une pâte adéquatement visqueuse est nécessaire pour inhiber la ségrégation des agrégats grossiers. La résistance optimale à la ségrégation avec une viscosité suffisamment élevée entrave la séparation des granulats grossiers de la pâte tout en conservant une bonne capacité d'écoulement dans le béton (Okamura et Ozawa 1994). Elle empêche également les agrégats grossiers de se rapprocher et élimine ainsi l'augmentation localisée des contraintes internes. La capacité d'écoulement optimale et

la résistance à la ségrégation peuvent être assurées par l'utilisation correcte d'agrégats grossiers, de matériaux cimentaires avec un faible rapport E/Léq, SPHRE et VAM.

I.5 Approches pour obtenir un béton autoplaçant à hautes performances

Actuellement on recense trois approches pour produire le BAPHP.

- 1) «Powder-type BAPHP» en utilisant un contenu d'agrégat grossier limité et une quantité accrue de liant (**Okamura et Ouchi 2003**): Ceci est réalisé en utilisant une plus grande quantité d'agrégats fins et de matériaux cimentaires avec un SPHRE à faible rapport E/Léq.
- 2) «VAM-type BAPHP» en utilisant un VAM (**Okamura et Ozawa 1995**): Un VAM est utilisé avec un SPHRE sans augmenter le contenu du liant ou du matériau cimentaire pour produire le BAPHP.
- 3) «Combinaison - type BAPHP» en utilisant à la fois un VAM et une quantité accrue de liant (**Shindoh et Matsuoka 2003**): Un VAM et une quantité accrue de matériaux cimentaires sont utilisés avec un SPHRE à faible rapport E/Léq.

I.6 Capacité d'écoulement du béton autoplaçant à hautes performances

La capacité d'écoulement est une propriété des BAPHP à l'état frais qui lui permet de circuler dans les espaces, dans le coffrage ou de les remplir ou de traverser des ouvertures serrées entre des barres de renforcement sous leur poids et sans vibration ou aucun autre moyen de consolidation (**EFNARC 2002**). La capacité d'écoulement du BAPHP est contrôlée par ses paramètres rhéologiques tels que la contrainte d'élasticité et la viscosité plastique, qui peuvent être déterminés à l'aide d'un rhéomètre (**Geiker et al. 2002**) ou en testant la chute, l'écoulement et le temps d'écrasement du béton (**Chidiac et al. 2000**). Néanmoins, les BAPHP présentent une capacité d'écoulement exceptionnelle en raison de leur faible contrainte d'élasticité et de leur viscosité plastique modérée (**Nehdi et al., 2003a, Khayat, 1999**).

En général, le SPHRE améliore la capacité d'écoulement des BAPHP en réduisant la contrainte élastique et la viscosité plastique. Cependant, une dose excessive de SPHRE entraîne une très grande fluidité qui peut causer un problème d'instabilité ou de ségrégation. L'incorporation d'un AM approprié est une option pour améliorer la résistance à la ségrégation, et donc pour maintenir la stabilité ainsi qu'une bonne capacité d'écoulement dans le nouveau BAPHP. Les AM les plus courants tels que les fumées de silice, les scories granulées, les cendres volantes et les fillers calcaires ont été utilisés pour produire des BAPHP avec une bonne capacité d'écoulement (**Lachemi et al. 2003, Okamura et Ozawa, 1994**).

Ces AM peuvent fournir de bons avantages grâce à une viscosité accrue, ce qui est nécessaire pour empêcher la ségrégation dans les BAPHP. Par conséquent, les AM peuvent causer un problème de capacité d'écoulement dans les BAPHP qui peut être surmonté en utilisant un SPHRE efficace, tel

qu'un copolymère de polycarboxylate. La capacité d'écoulement du BAPHP est liée au comportement d'écoulement de ses composants de pâte et de mortier. C'est parce que le BAPHP peut être considéré comme une combinaison d'agrégats grossiers et de mortier, ou un squelette d'agrégats et une matrice de pâte.

De nombreux chercheurs ont étudié les propriétés d'écoulement de la pâte et du mortier pour concevoir un BAPHP avec une bonne capacité d'écoulement (**Domone 2006, Gettu et al. 2001, Kim et al. 1997, Okamura et Ozawa 1995**). Mais aucune de ces études n'a rapporté la corrélation entre la capacité d'écoulement du BAPHP et sa composante de pâte ou de mortier.

Une étude antérieure a rapporté que la capacité d'écoulement du BAPHP est bien corrélée avec la capacité d'écoulement de sa fraction de mortier (**Jin et Domone 2002**). Un résultat similaire peut être trouvé pour le BAPHP et son composant de pâte. Malheureusement, des études limitées ont été menées pour établir la relation entre la capacité d'écoulement du BAPHP et sa composante de pâte incorporant des AM telles que les fumées de silice, les cendres volantes et les fillers calcaires.

I.7 Microstructure du béton autoplaçant à hautes performances

Le béton a été considéré, pendant longtemps, comme un matériau purement biphasé: pâte et agrégats. Par la suite, une approche plus rationnelle et plus réaliste a pris en compte l'existence d'une zone particulière de pâte hydratée à proximité des agrégats. C'est ce qu'on appelle la «zone de transition inter-faciale». En effet, du point de vue de la microstructure, il est utile de considérer le béton durci comme un matériau composé de trois phases, à savoir l'agrégat, la pâte cimentaire et la zone de transition inter-faciale (**Mehta et Aïtcin, 1990**). La zone de transition inter-faciale consiste principalement en un film d'eau, une couche d'hydroxyde de calcium du côté des agrégats et une couche de matrice de pâte poreuse entre la couche d'hydroxyde de calcium et la matrice de pâte cimentaire (**Hearn et al., 1997**). Ce phénomène est illustré sur la figure I.2.

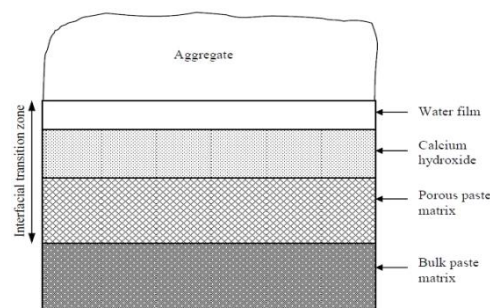


Figure I.2: Représentation schématique de l'interface agrégat-matrice (**Hearn et al. 1997**).

Les essais sur la microstructure d'échantillons fracturés de béton ordinaire montrent que la pâte de ciment hydratée contient de nombreux pores de grande taille. Pendant l'hydratation du ciment, des plaques de cristaux de chaux hexagonaux massifs se développent rapidement au sein de ces grands

pores. Des aiguilles d'Ettringite, des plaquettes de monosulfoaluminate et des cristaux fibreux d'hydrates de silicate de calcium sont également observées (Aïtcin 1997). Dans les bétons à hautes performances, ces cristaux hexagonaux, les aiguilles d'ettringite et les cristaux de CSH fibreux ne peuvent pas se développer dans une pâte plus homogène et compacte. En outre, la zone de transition interraciale est plus poreuse et cristallisée dans les bétons ordinaires en raison de la présence d'eau excessive entourant l'agrégat. Le film d'eau entoure habituellement les agrégats pendant le mélange. Cela peut également être complété par l'eau de saignement emprisonnée. En conséquence, la teneur en eau de la pâte dans la zone de transition interraciale devient supérieure à celle de la matrice en pâte. Dans les BHP, un contact très intime entre l'agrégat et la pâte de ciment hydratée se développe. La pâte de ciment hydratée dans la zone de transition a presque la même texture que celle entre les agrégats. Il en résulte une microstructure plus homogène dans le béton. En fait, il n'existe pas de canaux de pénétration préférentiels dans la microstructure par lequel les agents agressifs peuvent pénétrer dans le béton.

La riche microstructure du BAPHP est principalement due aux processus de remplissage des pores capillaires à faible teneur en eau ou faible rapport E/Léq avec SPHRE. En outre, la présence d'AM améliore la segmentation capillaire, le raffinement des pores et la réduction de la porosité en raison des effets de micro-remplissage et pouzzolaniques. Il est probable qu'un développement microstructural similaire à celui des BHP (Moranville-Regourd 1994) se produit également dans les BAPHP, crée ainsi une microstructure riche. La figure I.3 illustre comment AM et SPHRE peuvent développer une microstructure riche dans les BAPHP.

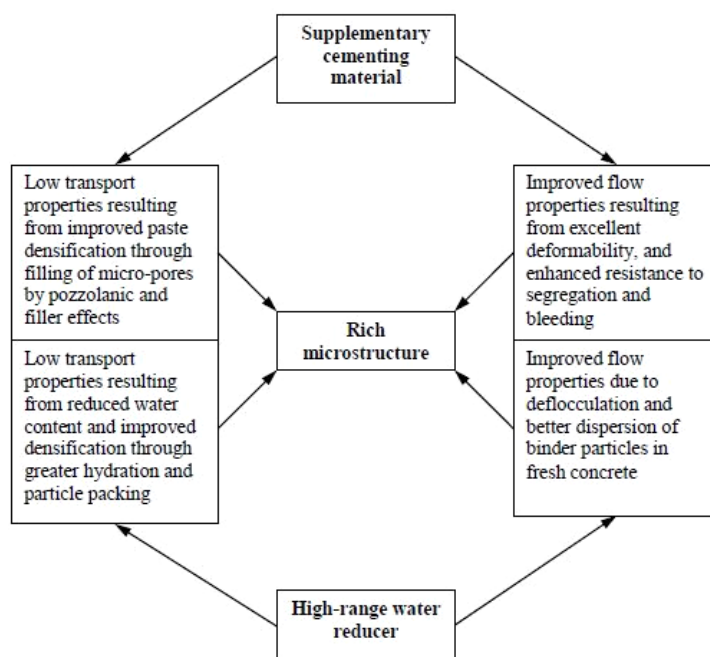


Figure I.3: Développement d'une microstructure riche dans les BAPHP.

I.8 Critères de performance pour le béton autoplaçant à hautes performances

Le BAPHP est une combinaison de BAP et BHP. À l'état frais, le BAPHP doit satisfaire aux critères de performances des BAP. Il doit également satisfaire aux critères de performance des BHP durci pour obtenir de bonnes propriétés durcies et une grande durabilité. Le tableau I.2 présente divers critères de performances qui peuvent être spécifiés pour les BAPHP (Brameshuber et Uebachs 2001, Bui et al. 2002, EFNARC 2002, Grünwald et al. 2004, Hearn 1996, Hearn et al. 1994, Khayat 2000, Kosmatka et al. 2002, Holland 1993, SCCEPG 2005, Perez et al. 2002, Shetty 2001, Vanwalleghem et al. 2003).

Tableau I.2: Critères de performances des BAPHP.

Méthode	Propriétés	Critères de performance
SCC properties		
Slump	Filling ability	(250 - 280)mm
Slump flow	Filling ability, segregation resistance	(550 - 850)mm
V-funnel flow	Filling ability, segregation resistance	(5 - 14)s
Orimet flow with 80 mm orifice	Filling ability, segregation resistance	(2.5 - 9)s
Filling percentage in fill-box	Filling ability, passing ability	(90 - 100)%
Blocking ratio in L-box	Filling ability, passing ability, segregation resistance	> 0.8
Filling height in U-box	Filling ability, passing ability	30mm
Slump cone – J-ring flow	Reduction in slump flow as a measure of passing ability	50mm
Penetration depth	Segregation resistance	8mm
Sieve segregation	Segregation resistance	18%
HPC properties		
Air content by pressure method	Fresh air content	(4 to 8)%
Axial compression on cylinders	Early-age compressive strength	> 20MPa
	28 and 91 days compressive strength	> 40MPa
Ultrasonic pulse velocity by PUNDIT	Physical quality or condition (packing, uniformity, etc.)	≥ 4575m/s
Porosity by fluid displacement Method	Total porosity as an indicator of strength and transport properties	(7 - 15)%
Absorption by water saturation Technique	Water absorption as an indicator of Durability	(3 - 6)%
True electrical resistivity by Wenner probe	Electrical resistance to corrosion	> (5 - 10)kΩ-cm
Rapid chloride ion penetration	Electrical charged passed as an indicator of corrosion	2000C
Normal chloride ion penetration at 6 months	Penetrated chloride value as an indicator of corrosion	0.07%
Durability factor after 300 cycles	Resistance to freezing and thawing	> 0.80

I.9 Aspects matériels pour le béton autoplaçant à hautes performances

Le béton auto plaçant à hautes performances se compose de ciment, d'agrégats, d'eau et d'additifs chimiques et/ou d'ajouts minéraux. Les adjuvants chimiques les plus courants utilisés pour les BAPHP sont les SPHRE, VAM et EAM. Les granulats, le ciment, l'eau et le SPHRE sont les principaux matériaux dans lesquels AM, VAM, EAM et d'autres produits chimiques peuvent être utilisés comme matériaux facultatifs. La production des BAPHP implique un contrôle plus strict sur la sélection des matériaux constitutifs que le béton ordinaire pour répondre aux exigences pour les propriétés fraîches et durcies et la durabilité. La raison en est que la performance de BAPHP dépend largement des caractéristiques de ses ingrédients. Les propriétés appropriées des matériaux constitutifs sont les facteurs déterminants pour atteindre les avantages attendus de BAPHP. En effet, les matériaux constitutifs jouent un rôle important lorsqu'ils sont combinés dans le béton.

Par conséquent, les matériaux constitutifs appropriés devraient être sélectionnés et les spécifications doivent être soumises à plus d'application pour produire le BAPHP. Les sous paragraphes suivants illustrent brièvement les éléments composant le BAPHP en mettant l'accent sur leurs propriétés.

I.9.1 Agrégats grossiers

Les agrégats retenus sur le tamis de 4,75mm sont définis comme des agrégats grossiers (**ASTM C125, 2002**). Ce sont des matériaux granulaires tels que les graviers ou les pierres concassées, et sont habituellement utilisés avec des agrégats fins et des matériaux cimentaires pour produire du béton. Comme pour tout béton, les agrégats grossiers sont également un élément majeur des BAPHP. Les agrégats grossiers influent de manière significative sur les performances du BAPHP en affectant la capacité d'écoulement, la résistance à la ségrégation et la résistance du béton (**Noguchi et al. 1999, Okamura et Ozawa 1995, Xie et al. 2002**).

I.9.1.1 Propriétés physiques

Les caractéristiques physiques telles que la taille, la forme, la texture de la surface et la porosité des agrégats grossiers affectent les propriétés et la durabilité du béton. La taille maximale pour les BAPHP peut être de 20 ou 25mm (**Uomoto et Ozawa 1999**). Cependant, la plus petite taille est préférable pour produire une plus grande résistance (**ACI 211.4R-93, 2004 ; Kwan 2000**) et pour réduire la ségrégation dans le nouveau BAPHP (**Bonen et Shah 2005**). La forme et la texture des agrégats grossiers influencent l'emballage des agrégats combinés dans le BAPHP (**Gettu et al. 2001**).

La forme des agrégats grossiers affecte également d'une façon considérable les propriétés des BAPHP. Les agrégats ronds sont meilleurs que les agrégats angulaires pour la capacité d'écoulement des BAPHP, car ils induisent moins de contraintes d'élasticité et de viscosité plastique dans le mélange en raison de moins de friction entre particules (**Geiker et al. 2002, Mindess et al. 2003**). A l'inverse,

les agrégats rugueux et angulaires sont propices pour obtenir une haute résistance et une forte liaison interrassiale en raison de la texture rugueuse (Taylor et al. 1996). Mais la texture de la surface, le rapport d'aspect et l'angularité des agrégats angulaires ne favorisent pas la capacité d'écoulement des BAPHP en raison de la demande d'eau (Xie et al. 2002) et de l'augmentation de la contrainte d'élasticité et de la viscosité plastique (Geiker et al. 2002). Cependant, la capacité d'écoulement requise peut être maintenue en présence de SPHRE.

La porosité et la réactivité de l'agrégat grossier sont également très préoccupantes pour la durabilité de SCHPC. Les agrégats poreux produisent moins de résistance et moins de résistance au gel et à la décongélation. Certains agrégats peuvent provoquer des réactions d'alcali-agrégat. Par conséquent, la sélection des agrégats grossiers doit être effectuée avec soin. En général, des agrégats grossiers de bonne qualité devraient être utilisés pour améliorer la résistance, la liaison la matrice-agrégat, les propriétés d'écoulement et la durabilité de BAPHP. L'ASTM et la CSA ont spécifié certaines exigences physiques pour les agrégats grossiers (ASTM C33, 2004 ; CSA A23.1, 2004 ; CSA A23.2, 2004). Ces exigences s'appliquent également aux agrégats grossiers à utiliser dans les BAPHP.

1.9.1.2 Gradation

La gradation des agrégats grossiers affecte les propriétés d'écoulement et la résistance à la ségrégation de BAPHP. Les agrégats grossiers bien classés contribuent à produire un mélange optimal avec une plus faible interférence des particules (Shilstone, Sr. 1990), et ainsi améliorer la capacité d'écoulement et réduire la tendance à la ségrégation dans le béton frais (Neville, 1996). Ils améliorent également les propriétés durcies et la durabilité du béton en raison de l'emballage de particules denses (Tasi et al. 2006).

En outre, la gradation influence le contenu en volume des agrégats grossiers à utiliser dans les BAPHP. La teneur en volume des agrégats grossiers peut être augmentée lorsqu'ils sont bien classés (Okamura et Ozawa 1995). Il indique qu'une quantité moindre de mortier est nécessaire pour des agrégats grossiers bien classés pour atteindre la capacité de remplissage cible et la capacité de passage dans les BAPHP.

Les normes américaines et canadiennes (ASTM C33, 2004, CSA A23.1, 2004) ont mis des exigences de gradation pour que les agrégats grossiers soient utilisés dans le béton. Cette exigence de gradation s'applique également aux agrégats grossiers à utiliser dans BAPHP. Les rapports basés sur le laboratoire et l'expérience sur le terrain ont révélé que les agrégats grossiers répondant aux spécifications de classement ASTM C33 (2004) peuvent contribuer à améliorer les performances de placement, de finition et de durabilité du béton (Shilstone, Sr. 1990, Shilstone, Sr. et Shilstone, Jr. 1993).

I.9.2 Agrégats fins

Les granulats fins sont le deuxième ingrédient de la phase « agrégats » dans les BAPHP. Le sable est l'agrégat fin le plus utilisé pour le béton. Les granulats fins passent le tamis de 4,75mm mais sont conservés sur le tamis de 75 μ m (**ASTM C125, 2002**). Ils occupent un plus grand volume dans le BAPHP, par rapport au béton ordinaire (**Bonen et Shah 2005**). Comme les agrégats grossiers, les agrégats fins influencent également les performances des BAPHP. Ils augmentent la capacité d'écoulement et la résistance à la ségrégation lorsqu'ils sont utilisés avec une quantité appropriée (**Okamura et Ozawa 1995, Su et al. 2002**). En outre, ils modifient la résistance du béton lorsqu'il est utilisé en proportion variable avec du ciment et des agrégats grossiers (**Xie et al. 2002**).

I.9.2.1 Propriétés physiques des agrégats fins

Les propriétés physiques de l'agrégat fin influencent les performances du béton dans les états frais et durcis. Par exemple, la forme de la particule, la texture de la surface, la surface et la teneur en vide affectent l'eau de mélange et la résistance à la compression du béton (**ACI 211.4R-93, 2004**). En outre, les caractéristiques physiques de l'agrégat fin influencent considérablement l'écoulement du mortier et peuvent donc affecter la capacité d'écoulement des BAPHP (**Hu et Wang 2005, Okamura et Ozawa, 1995**). Les lignes directrices publiées montrent que les agrégats fins peuvent produire des effets plus importants que les agrégats grossiers sur les propriétés fraîches des BAPHP (**SCCEPG 2005**). Par conséquent, les propriétés physiques de l'agrégat fin devraient favoriser les performances des BAPHP.

Les granulats fins sélectionnés pour les BAPHP devraient anguleux, chimiquement inerte, peu absorbant et exempt de substances nocives pour obtenir une résistance élevée et une bonne durabilité. Cependant, les granulats fins et anguleux ne sont pas bénéfiques pour la capacité d'écoulement des BAPHP, car ils augmentent la viscosité de la phase de mortier (**Westerholm 2006**). Cet effet défavorable peut être minimisé en utilisant une dose accrue de SPHRE et une teneur réduite en agrégats fins. Néanmoins, ASTM et CSA ont spécifié les exigences physiques pour les agrégats fins (**ASTM C33, 2004 ; CSA A23.1, 2004 ; CSA A23.2, 2004**). Ces exigences sont également appropriées pour sélectionner les agrégats fins pour le BAPHP.

I.9.2.2 Gradation

La gradation des granulats fins a un effet sur la viscosité du mortier et donc sur la capacité d'écoulement du béton frais (**Murata et Kikukawa, 1992**). Le mauvais classement du sable affecte les teneurs en eau et en ciment du béton et cause la plupart des problèmes de mélange (**Shilstone, Sr. et Shilstone, Jr., 2002**). En général, les agrégats fins sélectionnés pour les BAPHP devraient être bien classés pour réduire le contenu de la pâte (**SCCEPG 2005**). Les agrégats finis bien classés augmentent le flux de mortier (**Hu et Wang 2005**) et peuvent donc améliorer la capacité d'écoulement de SCHPC.

De plus, les agrégats finis bien classés contribuent à améliorer la densité d'emballage et donc les propriétés durcies et la durabilité du béton (Tasi et al. 2006). Les normes (ASTM C33, 2004, CSA A23.1, 2004) ont spécifié l'exigence d'un classement d'agrégat fin, valable pour les BAPHP.

L'expérience en laboratoire et sur le terrain a montré que la gradation des granulats fins répondant à la spécification de classement ASTM C33 (2004) n'affecte pas négativement la qualité du béton (Shilstone, Sr. et Shilstone, Jr., 1993). La gradation des granulats fins est habituellement déterminée par l'analyse par tamisage. Il introduit la notion de «module de finesse» pour arriver à une gradation satisfaisante. Ainsi un module de finesse dans la gamme de 2,5 à 3,2 est généralement recommandé pour le béton haute performance à haute résistance (ACI 211.4R-93, 2004 ; Nawy 1996) et peut également être utilisé pour les BAPHP.

I.9.3 Ciment Portland

Le ciment Portland est le plus utilisé pour produire différents types de béton. C'est un ciment hydraulique qui est produit par pulvérisation de clinker composé de silicates de calcium et contenant habituellement du sulfate de calcium en tant qu'addition (ASTM C150, 2004). Le ciment Portland est également un élément clé des BAPHP. Il est utilisé seul ou en combinaison avec AM pour produire des BAPHP. Le ciment Portland améliore la capacité d'écoulement des BAPHP lorsqu'il est utilisé avec de l'eau pour lubrifier les agrégats (Okamura et Ozawa 1995). Le ciment Portland peut également affecter la résistance à la ségrégation des BAPHP en affectant la densité de la pâte de la matrice cimentaire du béton (Bonen et Shah 2005). Après avoir réagi avec l'eau, le ciment portland réduit également la porosité et aboutit à une masse de béton emballé, ce qui conduit à de faibles propriétés de transport et à une bonne durabilité (Neville, 1996).

I.9.3.1 Propriétés physiques

Les propriétés physiques du ciment influencent de manière significative les performances du béton. Cela est également vrai pour les BAPHP. Le ciment utilisé pour les BAPHP devrait avoir un écoulement sonore et des propriétés réglées. Il devrait améliorer la fluidité du béton. En outre, il devrait être compatible avec les adjuvants chimiques tels que SPHRE, EAM et VAM. Le ciment devrait posséder une finesse soigneusement contrôlée et devrait produire une chaleur d'hydratation faible ou modérée pour contrôler les changements de volume dans le béton (Struble et Hawkins 1994). L'ASTM et la CSA (ASTM C 150, 2004, CSA A23.1, 2004) ont spécifié les exigences de propriété physique pour divers ciments portlands, qui sont également utiles pour choisir le ciment approprié pour les BAPHP.

I.9.3.2 Composition chimique

L'analyse chimique du ciment portland a révélé qu'elle consiste principalement en divers composés d'oxydes. Les principaux composés d'oxydes sont la chaux, la silice, l'alumine et le fer. En

outre, deux oxydes mineurs, à savoir les oxydes de sodium et de potassium, présentent une certaine importance, en particulier en ce qui concerne les réactions alcali-agrégats dans le béton.

En outre, la magnésie et l'anhydrite sulfurique peuvent être présentes, bien qu'ils ne soient pas des constituants bénéfiques du ciment. La composition chimique typique du ciment portland est présentée dans le tableau I.3. Les normes (**ASTM C 150, 2004, CAN / CSA A3001, 2003**) ont spécifiées les exigences chimiques pour différents types de ciment portland. Ces exigences sont également bénéfiques pour sélectionner le ciment approprié pour BAPHP.

Tableau I.3: Composition chimique typique du ciment Portland (**Brandt, 1995**).

Chemical		Mass content (%)
Name	Composition	
Calcium oxide (lime)	CaO	58 – 66
Silicon dioxide (silica)	SiO ₂	18 – 26
Aluminum oxide (alumina)	Al ₂ O ₃	4 – 12
Ferrous and ferric oxides (iron oxides)	Fe ₂ O ₃ and FeO	1 – 6
Magnesium oxide (magnesia)	MgO	1 – 3
Sulfur trioxide (sulfuric anhydrite)	SO ₃	0.5 – 2.5
Alkaline oxides (alkalis)	Na ₂ O and K ₂ O	1.0

I.9.4 Les additions minérales

Les ajouts minéraux sont des matériaux finement divisés, qui contribuent aux propriétés du béton durci par l'activité hydraulique ou pouzzolaniques, ou les deux (**CAN/CSA A3001, 2003**). Ils sont très bénéfiques pour les propriétés du béton et sa durabilité en raison de leurs effets physiques et chimiques efficaces sur l'emballage et la microstructure des matériaux (**Hassan et al. 2000, Khatri et Sirivivatnanon 1995, Mehta, 1994**). En effet, la production des BAPHP ne peut être réalisée sans l'utilisation d'ajouts minéraux, surtout lorsque la haute résistance et la bonne durabilité sont les principaux objectifs (**Hooton 2000, Zhang et Malhotra, 1996**).

Les ajouts minéraux sont classés comme peu réactifs, cimentaires ou pouzzolaniques, ou à la fois cimentaires et pouzzolaniques en fonction de leur rôle dans l'hydratation (**Mindess et al. 2003**). Par exemple, les fillers calcaires sont peu réactives, le ciment naturel et la chaux hydraulique sont cimentaires, les fumées de silice et les cendres volantes de classe F sont pouzzolaniques, et les scories granulées ainsi que les cendres volantes de classe C sont des AM cimentaires et pouzzolaniques. Sur la base des sources, les AM sont également classés comme naturels et artificiels. La poudre de calcaire, les tufs volcaniques, la pumicite, l'argile calcinée, les sels d'opaline et les schistes sont des AM naturels. Les sous-produits industriels tels que les fumées de silice, les cendres volantes et les scories granulées sont fréquemment utilisés comme AM artificiels.

En outre, les AM peuvent être fabriqués industriellement tels que le métakaolin à haute réactivité. Les AM artificiels tels que les fumées de silice, les scories granulées et les cendres volantes ont été utilisés le plus souvent dans les **BAPHP (Bouzouba et Lachemi 2001, Ghezal et Khayat 2002, Lachemi et al. 2003)**.

1.9.4.1 Exigences physiques

Selon les normes américaines et canadiennes (**ASTM C 618, ASTM C 989, ASTM C 1240, CAN/CSA A3001**) ont spécifié les exigences physiques pour les SCM naturels et les plus artificiels tels que les fumées de silice, les cendres volantes et Scories granulées au four à haut fourneau. Ces exigences fournissent principalement les limites de la finesse, de l'expansion ou de la contraction, de l'activité pouzzolanique, de l'uniformité et de la réactivité.

1.9.4.2 Exigences chimiques

Les normes (**ASTM C 618, ASTM C 989, ASTM C 1240, CAN/CSA A3001**) ont spécifié les exigences chimiques pour les fumées de silice, les cendres volantes, les scories granulées et AM naturels. Ces exigences fournissent surtout les limites de plusieurs composants chimiques et des pertes ignées.

1.9.5 Eau de gâchage

Une eau adéquate est requise pour l'hydratation du ciment, ce qui conduit à la formation de pâte pour lier les agrégats. De plus, l'eau est nécessaire en conjonction avec le SPHRE pour atteindre la capacité d'auto plasticité des BAPHP (**Okamura et Ozawa 1995**). Il contribue à atteindre une bonne capacité d'écoulement de BAPHP en lubrifiant les agrégats fins et grossiers.

1.9.5.1 Qualité physique

L'eau destinée à être utilisée dans le béton doit être propre, fraîche et exempte de substances nocives. L'eau contenant des substances dangereuses telles que les limons, les particules en suspension, la matière organique, l'huile ou le sucre peuvent affecter de manière défavorable la résistance et les propriétés de fixation du ciment et perturber l'affinité entre l'agrégat et la pâte de ciment (**Nawy, 1996**). Par conséquent, la pertinence de l'eau doit être examinée avant utilisation. En règle générale, toute eau avec une teneur en limon inférieure à 200mg/litre convient à l'utilisation dans le béton (**Shetty 2001**). En général, l'eau potable ou buvable est sûre pour une utilisation dans le béton.

1.9.5.2 Qualité chimique

L'eau de mélange pour les BAPHP devrait être chimiquement sécurisée. Le pH de l'eau de mélange devrait être compris entre 6 et 8 (**Shetty 2001**). Il ne devrait pas contenir une quantité élevée de solides dissous, chlorures, alcalis, carbonates, bicarbonates, sulfates et autres sels, ce qui peut entraver les performances du béton. L'eau contenant de l'ion chlorure, de l'ion SO_3^{2-} et des solides

dissous inférieurs à 500, 1000 et 2000mg/l, respectivement, est généralement satisfaisante pour la fabrication de béton (Neville et Brooks 1999, Owens, 1992). Les normes (ASTM C 94 / C 94M, CSA A23.1) ont spécifié des limites physiques et chimiques pour juger de l'acceptabilité douteuse de l'eau de mélange.

I.9.6. Super plastifiant haut réducteur d'eau

Les super plastifiants haut réducteur d'eau, également connu sous le nom de super plastifiants, ont fait une percée dans l'industrie du béton. Ce sont des composants essentiels qui doivent être utilisés pour produire des BAPHP. Les SPHRE améliorent la capacité d'écoulement des BAPHP par leurs actions de liquéfaction et de dispersion. Ils réduisent la contrainte d'élasticité et la viscosité plastique du béton par leur action liquéfiante (Hu et De Larrard 1996, Yen et al. 1999) et fournissent ainsi une bonne capacité d'écoulement dans BAPHP. En outre, les SPHRE déflocculent les particules de ciment et libèrent ainsi l'eau piégée par leur action de dispersion (Aïtcin et al. 1994) et augmentent ainsi la capacité d'écoulement des BAPHP.

Dans l'action de dispersion, le frottement inter-particules et donc la résistance à l'écoulement sont également diminués, ainsi donc la capacité d'écoulement du béton est améliorée. Les réducteurs d'eau à haut débit peuvent soit augmenter la résistance en réduisant la quantité d'eau de mélange pour une capacité d'écoulement donnée, soit réduire les quantités de ciment et d'eau pour obtenir une résistance donnée et une capacité d'écoulement (Hover 1998). Ils contribuent à une faible porosité dans le béton en augmentant la capacité d'écoulement et en améliorant l'hydratation grâce à une plus grande dispersion des particules de ciment et contribuent ainsi à la production d'une résistance élevée et d'une bonne durabilité (Collepardi, 1994).

Il existe principalement quatre catégories de SPHRE (Neville 1996, Mindess et al. 2003). Ce sont des condensats de mélamine-formaldéhyde sulfonés, des condensats de naphthalène-formaldéhyde sulfonés, des lignosulfonates modifiés et des copolymères ou polycarboxylate d'ester acrylique carboxylé.

1.9.6.1 Propriétés physiques

Les super plastifiants haut réducteurs d'eau sont généralement formulés pour produire une plasticité élevée, des caractéristiques de mise en place normale et des résistances accélérées dans le béton. Les SPHRE sont habituellement disponibles sous forme de liquide brun clair à brun foncé, mais également obtenus à l'état solide sous la forme d'une poudre brunâtre. Ils ont habituellement une teneur en matières solides variant de 22 à 42% en poids (Aïtcin 1998). Un type particulier de SPHRE peut être utilisé comme un mélange singulier ou en tant que composant dans un système de mélange, mais il doit répondre à certaines exigences physiques et doit être compatible avec des matériaux cimentaires pour de bonnes performances dans le béton. Les normes américaines ont spécifiées certaines exigences physiques pour les SPHRE (ASTM C 494 / C 494M).

I.9.6.2 Structure chimique

Les polycarboxylate «SPHRE» sont généralement utilisés pour produire des BAPHP. Ils sont produits à partir des monomères pertinents par un mécanisme à radicaux libres. La structure moléculaire du polycarboxylate «SPHRE» est constituée d'une chaîne principale et d'une chaîne de greffe. La chaîne principale contient des groupes carboxylate (COO-) tandis que la chaîne de greffe comprend de l'oxyde d'éthylène (EO).

I.9.6.3 Mécanismes de réduction de l'eau

Les super plastifiants haut réducteurs d'eau empêchent la formation d'agglomération ciment-eau dans le mélange de béton et dispersent les particules de ciment en phase aqueuse. Ainsi, la demande d'eau du mélange de béton est considérablement réduite. Les SPHRE peuvent exercer l'action réduisant l'eau par deux mécanismes, appelés électrique et stérique répulsions.

I.10 Conception de mélange pour béton auto plaçant à hautes performances

La conception du mélange du BAPHP est différente de celle du béton ordinaire. En général, la résistance à la compression est le critère principal pour la conception du béton ordinaire. À l'inverse, la capacité d'écoulement et la durabilité doivent avoir une importance égale avec la résistance à la compression dans la conception du BAPHP. Ainsi, une approche de conception différente est nécessaire pour les BAPHP.

I.10.1. Justification d'une méthode de mélange différente

Le processus de conception du mélange pour le béton ordinaire ne s'applique pas au BAPHP pour les raisons suivantes :

1. Les relations établies entre les résistances à la compression moyennes et spécifiées du béton ordinaire pourraient être inacceptables pour le BAPHP possédant une résistance élevée.
2. Les courbes traditionnelles pour la relation entre le rapport E/Léq et la résistance à la compression pourraient être trompeuses pour le BAPHP qui a besoin d'un rapport E/Léq bas.
3. La teneur en gros granulats du béton ordinaire est relativement élevée et inadaptée pour le BAPHP.
4. La teneur en agrégats fins obtenu à partir de la méthode traditionnelle est généralement beaucoup plus faible que celle recommandée pour le BAPHP.
5. La teneur approximative en eau du mélange de béton ne comprend pas les effets des ajouts minéraux et du SPHRE, qui sont généralement incorporés dans le BAPHP.
6. Le «Slump» seul n'est plus un critère de performance pour la capacité d'écoulement du BAPHP. Le contenu global, l'incorporation des AM et la présence de divers adjuvants chimiques peuvent avoir une influence significative sur les caractéristiques d'écoulement, la résistance, les propriétés de transport et la durabilité des BAPHP. Par conséquent, une

approche de conception différente devrait être suivie, au lieu de la méthode traditionnelle, pour concevoir la composition du mélange des BAPHP.

I.10.2 Méthodes actuelles de formulation des BAP

La méthode de conception du mélange proposée par **Okamura et Ozawa (1995)** a été principalement utilisée au Japon. L'association Japonaise du béton prêt à l'emploi (JRMCA) a simplifiée cette méthode pour normaliser le processus de dosage du mélange des BAPHP au Japon (**Su et al. 2001**). La méthode d'Okamura et Ozawa a également été utilisée dans de nombreux pays d'Europe avec quelques modifications (**EFNARC 2002, SCCEPG 2005**). Dans cette méthode, les contenus d'agrégats grossiers et fins sont fixés et la capacité d'auto-plasticité est réalisée simplement en modifiant le rapport E/Léq et le dosage en SPHRE.

L'inconvénient de cette méthode est que le rapport E/Léq ne peut pas être résolu en fonction de l'exigence de résistance puisqu'il doit être décidé en réalisant la capacité d'auto-plasticité. Par conséquent, le rapport E/Léq fixé sur la base de la capacité d'auto-plasticité peut ne pas fournir la résistance attendue. En outre, il peut être nécessaire de mélanger plusieurs mélanges d'essai pour corriger le rapport E/Léq et le dosage en SPHRE, car ces deux doivent être équilibrés pour offrir une capacité d'écoulement et une résistance à la ségrégation optimales, sauf si un VAM est utilisé. En Amérique du Nord, il n'existe pas de méthode de conception de mélange standard ACI ou CSA pour les BAPHP. L'ACI travaille actuellement à l'élaboration d'une procédure de conception de mélange pour les BAP (**Comité ACI 211H, 2006**).

Récemment, le centre international pour la recherche d'agrégats (ICAR) de l'Université du Texas à Austin a développé une conception de mélange pour les BAP (**Koehler et Fowler 2006**). Cette méthode met l'accent sur la satisfaction des critères de capacité de remplissage, de capacité de passage et de résistance à la ségrégation, mais ne donne pas une importance égale à la résistance et à la durabilité.

En Chine, (**Kwan (2000)**) on a développé une méthode de conception de mélange pour des BAPHP incorporant de la fumée de silice. Cette méthode montre le processus consistant à faire en sorte que ces BAPHP possèdent une résistance à la compression sur cube moyenne de 28 jours supérieure à 80MPa et un affaissement supérieure à 200mm. La méthode utilise un rapport E/Léq et une relation de résistance différente de celle du béton ordinaire. Mais elle fixe le dosage de SPHRE à hauteur de 3% en poids de liant, ce qui peut ne pas être pratique pour aucun autre BAPHP. Une autre méthode de conception de mélange pour les BAPHP a été développée également en Chine (**Xie et al. 2002**). Cette méthode utilise la finesse des cendres volantes ultra-pulvérisées et le dosage en SPHRE optimal pour évaluer la capacité d'écoulement du BAPHP. La composition comprend un contenu très élevé en matériaux cimentaires, ce qui n'est pas rentable. Cette méthode utilise également et

relativement un contenu élevé d'agrégat grossier, ce qui n'est pas favorable à une bonne capacité de passage.

A Taiwan, une méthode de conception de mélange a été développée en fonction du concept de facteur d'emballage d'agrégats (aggregate packing factor) (**Su et al. 2001**). Cette méthode permet de prédéterminer la quantité des AM et le dosage du SPHRE bien qu'ils devront peut-être être ajustés par des gâchées d'essais. Dans cette méthode, le contenu d'agrégats fins est élevé, ce qui améliore la capacité de remplissage et la capacité de passage, mais réduit la résistance à la compression. En outre, cette méthode suppose que la relation entre la résistance à la compression et le rapport E/Léq est similaire à celle du béton ordinaire.

Plusieurs méthodes de conception de mélange statistique telles que l'approche de la conception factorielle (**Ghezal et Khayat 2002**) et la méthode de conception composite centrale à trois facteurs (**Ozyildirim et Lane 2003**) ont été également utilisées en Amérique du Nord pour produire BAPHP principalement pour des travaux en laboratoire. Ces approches fournissent une composition de mélange optimale à partir de différentes combinaisons de mélange. Néanmoins, ils ne sont pas toujours pratiques en raison de la variabilité des matériaux constitutifs et de l'implication d'un plus grand nombre de variables dans la conception du mélange.

I.11 Principales propriétés du béton auto plaçant à hautes performances

Les principales propriétés à l'état frais du BAPHP sont la capacité de remplissage, la capacité de passage et la résistance à la ségrégation. Ces trois propriétés doivent être satisfaites.

I.11.1 Capacité de remplissage

La capacité de remplissage est définie comme la capacité du BAPHP frais à s'écouler et à remplir les espaces dans le coffrage sous son poids propre à un état non confiné (**Bartos 2000, EFNARC 2002**). Elle est associée à la formabilité, à la capacité auto nivelante et à la capacité de finition du BAPHP. La capacité de remplissage est une propriété essentielle du BAPHP pour obtenir une capacité d'auto-consolidation. Cette propriété est cruciale pour le placement du béton avec une technique de coulée appropriée (**ACI 237R-07, 2007**). La capacité de remplissage dépend principalement du contenu d'agrégats, du rapport E/Léq, du contenu du liant et du dosage en SPHRE du béton (**Okamura et Ozawa 1995**). Une bonne capacité de remplissage peut être obtenue en limitant le contenu d'agrégats grossiers et en augmentant la quantité de matériaux cimentaires, tout en ajoutant une dose appropriée de SPHRE.

I.11.2 Capacité de passage

La capacité de passage est définie comme étant la capacité du BAPHP frais à traverser des ouvertures serrées ou des espaces confinés par des barres de renforcement en acier (**Bartos 2000, EFNARC 2002**). Lorsque les structures sont fortement renforcées, une bonne capacité de passage du

BAPHP le permet d'être placé et consolidé par des barres de renforcement denses sans blocage global (ACI 237R-07, 2007). Les facteurs affectant la capacité de remplissage influencent également la capacité de passage du béton. En outre, la capacité de passage dépend du nombre et de l'espacement des barres d'armature. Une bonne capacité de passage peut être obtenue en augmentant la capacité de remplissage du béton frais et en limitant la ségrégation des granulats grossiers.

I.11.3. Résistance à la ségrégation

La résistance à la ségrégation du BAPHP se réfère à sa capacité à rester uniforme pendant et après le placement sans perte de stabilité due au saignement, à la séparation du mortier et à l'agrégat grossier (EFNARC 2002). En particulier, la répartition des agrégats devient non uniforme si le BAPHP ne possède pas une résistance suffisante à la ségrégation. Cela pourrait affecter les propriétés et la durabilité du béton. Une étude a révélé que l'absorption d'eau et la pénétration de chlorure des BAPHP peuvent être affectées sous une mauvaise résistance à la ségrégation (Daczko, 2002).

Une bonne résistance à la ségrégation peut être obtenue dans le BAPHP par une composition de mélange appropriée. Une quantité accrue de matériaux cimentaire, une petite taille maximale nominale d'agrégat, une teneur limitée en agrégats grossiers bien classés et un faible rapport E/Léq devraient être utilisés pour obtenir une bonne résistance à la ségrégation (Bonen et Shah, 2005). En outre, la résistance à la séparation du BAPHP peut être améliorée en utilisant un VEA (Okamura et Ozawa 1994).

I.11.4 Poids unitaire des BAPHP

Le poids unitaire du BAPHP se réfère à sa masse par unité de volume de béton frais. Cela dépend de la composition du mélange de béton. Le poids unitaire du béton devient légèrement plus faible lorsqu'un AM tel que la fumée de silice, la cendre volante, est incorporé (Zain et al. 1999). C'est parce que la plupart des AM sont plus légers que le ciment.

I.11.5 Teneur en air

Une teneur en air suffisante doit être maintenue dans les BAPHP afin de les protéger contre les dégâts de congélation et de décongélation (Brameshuber et Uebachs 2001, Hayakawa et al., 1994). Le réseau de bulles d'air entraînées compense la pression hydraulique posée par l'eau de congélation et améliore ainsi les performances du béton dans l'environnement de congélation et de décongélation (Hayakawa et al. 1994). Toutefois, l'obtention du contenu correct de l'air dans les BAPHP n'est pas très simple.

Il existe de nombreux facteurs tels que les proportions des constituants, la taille des agrégats, la composition du ciment, le type du SPHRE, le type et la composition de l'AM, la température, etc., qui affectent l'entraînement de l'air et, par conséquent, la teneur en air cible devient beaucoup plus difficile (ACI 201.2R-01, 2004; Du et Folliard 2005, Pigeon 1994).

I.12 Cure des bétons auto plaçant à hautes performances

Le durcissement est un processus qui maintient l'élément en béton complètement saturé ou aussi saturé que possible jusqu'à ce que les espaces remplis d'eau soient sensiblement réduits par des produits d'hydratation (Gowripalan et al., 1992, Mather 1987). Les propriétés de béton et la durabilité sont fortement influencées par le durcissement, car cela affecte grandement l'hydratation du ciment. L'hydratation du ciment cesse pratiquement lorsque l'humidité relative dans les capillaires descend en dessous de 80% (Neville, 1996). Le manque d'humidité dans la pâte de ciment peut également entraîner un rétrécissement autogène dû à l'auto dessiccation. Cela concerne particulièrement les bétons avec une teneur élevée en liant et un rapport E/Léq bas (Neville, 1996).

En outre, le séchage des surfaces en béton entraîne des fissures de retrait qui peuvent aggraver les problèmes de durabilité. Par conséquent, une méthode de durcissement efficace est inévitable pour empêcher le béton de se dessécher et d'auto-disséquer et de maintenir l'humidité relative supérieure à 80%. Si le BAPHP n'est pas bien durci, en particulier à l'âge précoce, il ne gagnera pas les propriétés et la durabilité au niveau souhaité en raison d'un degré d'hydratation plus faible et souffrira d'une perte irréparable.

Par conséquent, un procédé de durcissement approprié, comme l'étanchéité à l'eau, la pulvérisation d'eau, le recouvrement avec des armoires humides et des feuilles de plastique, l'entreposage dans une pièce humide, l'emballage avec un poly film ou le stockage dans un four à température contrôlée est essentiel pour produire un SCHPC solide et durable (Aïtcin et al. 1994). En outre, le durcissement enroulé, tel que l'emballage avec du poly film, fournit des propriétés de béton plus proche de celles administrées par durcissement à l'eau (Zain et al. 2000). Par conséquent, le durcissement de l'eau devrait être le premier choix pour durcir le BAPHP. En cas de pénurie d'eau, un durcissement enroulé peut être utilisé pour durcir le BAPHP. La période de durcissement devrait être d'au moins 7 jours pour améliorer les propriétés et la durabilité du béton (ACI 308R-01, 2001).

I.13. Tests de béton auto plaçant à hautes performances

Les tests des BAPHP comprennent les essais sur bétons aux états frais et durcis. L'essai des bétons frais comprend généralement les tests de paramètres rhéologiques (contrainte et viscosité plastique), capacité d'écoulement (capacité de remplissage et capacité de passage), résistance à la ségrégation, teneur en air, poids unitaire, etc. L'essai de béton durci comprend à la fois les tests destructifs et non destructifs. Parmi les différents tests destructifs, le test de compression qui est d'une grande importance. Les autres tests destructifs importants sont la flexion et les essais de traction directs et indirects (fendage). Les tests non destructifs comprennent des tests de vitesse d'impulsion ultrasonore, module d'élasticité, de porosité, d'absorption, de perméabilité, de résistivité électrique, etc.

La plupart des méthodes d'essai disponibles pour déterminer les propriétés à l'état frais du béton ordinaire ne conviennent pas au BAPHP en raison de différentes caractéristiques de faisabilité.

Cependant, très peu de méthodes d'essai standard ont été établies pour le nouveau BAPHP. Le test de "Slump" (le plus courant a été largement utilisé avec quelques modifications pour examiner la capacité de remplissage du BAPHP (**Shindoh et Matsuoka 2003**)). Les normes ASTM ont standardisée le test d'étalement pour déterminer la capacité de remplissage du BAP (**ASTM C 1611/ C 1611M, 2007**), qui s'applique également aux BAPHP. De plus, le V-Funnel est utilisé pour déterminer la capacité de remplissage des BAPHP (**Bartos 2000, EFNARC 2002**). Comme pour la capacité de remplissage, il y avait peu de méthodes d'essai standard pour mesurer la capacité de passage de BAPHP. L'ASTM a également standardisé le J-ring pour mesurer la capacité de passage des BAP (**ASTM C 1621/ C 1621M**). Cette méthode d'essai s'applique également au BAPHP.

En outre, l'U-box, le L-box et le Fill-box ont été utilisés pour déterminer la capacité de passage des BAPHP (**EFNARC 2002, Okamura et Ouchi 2003**). La résistance à la ségrégation est principalement mesurée par le tamis standard n°4 (**EFNARC 2002, Nagataki et Fujiwara 1995**) et l'appareil à colonne (**Assaad et al. 2004, Sonebi 2004a**). L'ASTM a également standardisé un appareil de colonne pour tester la résistance à la ségrégation des BAP (**ASTM C 1610/ C 1610M, 2006**), ce qui est également valable pour le BAPHP fraîchement mélangé. Pour d'autres propriétés à l'état frais du BAPHP telles que la masse volumique et la teneur en air, les méthodes d'essai existantes pour le béton ordinaire peuvent être utilisées avec quelques modifications, en particulier pour les procédures de remplissage et de consolidation.

Dans le cas du BAPHP durci, les méthodes d'essai utilisées pour le béton ordinaire peuvent être utilisées pour déterminer les propriétés du béton. Cependant, les âges d'essai devraient être étendus à 56 ou 91 jours pour les propriétés les plus endurcies. C'est parce que le BAPHP contient le plus souvent des AM; certains de ces hydrates à un taux plus lent que le ciment Portland (**Lessard et Aïtcin 1994**). En outre, un taux de chargement spécifié plus élevé peut être appliqué au BAPHP par rapport au béton ordinaire, tout en effectuant le test destructif de résistance. C'est parce que la résistance du BAP est beaucoup plus élevée que celle du béton ordinaire. En outre, les conditions de coiffage pour le test de compression du BAPHP peuvent ne pas être identiques à celles du béton ordinaire. Néanmoins, ces modifications ne s'appliquent pas à l'utilisation de méthodes d'essai complètement nouvelles pour le BAPHP durci.

I.14. Principales propriétés à l'état durci du béton auto plaçant à hautes performances

La résistance à la compression, la porosité, la vitesse d'impulsion ultrasonore, l'absorption, la perméabilité et la résistivité électrique sont quelques-unes des propriétés clés de durcissement des BAPHP. Ils sont brièvement discutés ci-dessous.

I.14.1 Résistance à la compression

La résistance à la compression est la propriété mécanique la plus importante du béton. En général, pour un ensemble donné de ciment et d'agrégats, et dans les mêmes conditions de mélange, de durcissement et d'essai, la résistance à la compression d'un béton dépend principalement du rapport E/Léq, du rapport liant/agrégat, de la composition du mélange, et du degré de consolidation. Cependant, c'est le rapport E/Léq qui contrôle principalement le développement de la résistance à la compression dans le béton. Les limites du rapport E/Léq pour obtenir une résistance à la compression ciblée dans les BHP (béton à haute résistance) sont les suivantes (**Lessard et al. 1995**):

(50 ÷ 75)MPa, ↔ 0.30 ≤ E/Léq ≤ 0.40,

(75 ÷ 100)MPa, ↔ 0.25 ≤ E/Léq ≤ 0.35,

(100 ÷ 125)MPa, ↔ 0.20 ≤ E/Léq ≤ 0.30,

125MPa et plus ↔ E/Léq ≤ 0.20.

Le béton ordinaire produit généralement une résistance à la compression dans la plage de 20 à 40MPa. La résistance à la compression du BAPHP est beaucoup plus élevée que celle du béton ordinaire. Pour une résistance à la compression variant de 50 à 125MPa, la plage de rapports E/Léq précitée est également valable pour le BAPHP (**Persson 2001**). Une autre observation est que la cinétique de l'augmentation de la résistance est notamment plus rapide dans le BAPHP (**Persson 2001**) par rapport au béton ordinaire en raison de l'augmentation du taux de gel/espace pour des rapports E/Léq faible.

I.14.2. Porosité des BAPHP

La porosité se réfère à une fraction du volume total de béton qui est occupé par les pores dans la pâte de matrice cimentaire, la zone de transition inter-faciale et les agrégats. C'est l'un des principaux facteurs qui contrôlent la résistance du béton (**Neville 1996**). La porosité affecte également la résistivité électrique et donc la résistance à la corrosion du béton (**Claisse et al. 2001**). La porosité du béton peut être caractérisée de deux manières: porosité totale et capillaire ou d'aspiration (**Nokken et Hooton 2002**). La porosité totale est principalement constituée de porosité capillaire et aérienne. En revanche, le réseau des pores ouverts constitue principalement la porosité capillaire du béton. La porosité capillaire a des effets considérables sur les propriétés du transport et donc sur la durabilité du béton (**Hearn et al. 1994**).

On s'attend à ce que la porosité totale et capillaire soit plus faible dans le BAPHP (7 à 15%) par rapport au béton ordinaire en raison de la structure des pores très compacte. Le système de pores dans le BAPHP est plus raffiné que celui du béton ordinaire (**Attigbe et al. 2002**). Ceci est principalement dû à un faible ratio E/Léq. Le degré d'emballage plus élevé en raison de la bonne consolidation, le plus grand degré d'hydratation dû à la défloculation et la dispersion des particules de

ciment en présence de SPHRE, et les effets pouzzolaniques et de micro-remplissage des AM contribuent également à former une structure de pores raffinée dans les BAPHP.

I.14.3. Vitesse d'impulsion ultrasonore

La vitesse de l'impulsion ultrasonore est définie comme la distance parcourue de l'impulsion ou de l'onde sonore par temps de transit unitaire. Ceci est obtenu à partir de la longueur du trajet (longueur du spécimen de béton interposé) et du temps de transit. La vitesse de l'impulsion ultrasonique du béton est principalement influencée par la composition du mélange du béton, de l'humidité et de la maturité du béton, des conditions de durcissement et de la température. Généralement, une vitesse d'impulsion ultrasonique élevée par le béton indique que le béton est de bonne qualité. Une vitesse d'impulsion ultrasonore supérieure à 4575m/sec indique la qualité «excellente» du béton alors qu'une vitesse d'impulsion ultrasonore inférieure à 2135m/sec indique un béton médiocre (**Leslie et Cheeseman 1949, Shetty 2001**).

La vitesse de l'impulsion ultrasonore peut être utilisée pour évaluer la qualité physique des BAPHP. Il est également utile de détecter les fissures et les défauts, et d'étudier la durabilité de congélation-décongélation du BAPHP. On s'attend à ce que la vitesse d'impulsion ultrasonique du BAPHP soit beaucoup plus élevée que celle du béton ordinaire. Ceci est dû à la structure de pores raffinée et à la microstructure dense du BAPHP. Cependant, aucune étude considérable n'a été menée sur l'évaluation non destructive des BAPHP en utilisant la méthode de la vitesse d'impulsion ultrasonore.

I.14.4. Absorption des BAPHP

L'absorption est un processus par lequel un liquide entre et tend à remplir les pores ouverts dans un corps solide poreux tel le matériau béton (**ASTM C 125, 2002**). L'absorption est généralement plus importante en couche superficielle que le noyau de béton due à une forte action capillaire. La vitesse à laquelle une surface de béton sec absorbe un liquide peut être considérée comme un prédicteur de la durabilité du béton. L'eau est le liquide le plus commun avec lequel le béton entre en contact. Par conséquent, l'absorption de l'eau est largement utilisée pour indiquer l'absorption du béton. Elle peut être déterminée en fonction de l'augmentation de la masse d'un spécimen de béton due à la pénétration de l'eau dans ses pores ouverts.

L'absorption de l'eau est directement liée à la résistance du béton à la pénétration de l'eau, qui joue un rôle important dans divers mécanismes de détérioration et transporte de nombreux agents nuisibles des environs. Comme d'autres propriétés d'ingénierie, l'absorption d'eau du béton est directement influencée par la porosité (**Hearn et al. 1994**). La porosité contrôle la microstructure et donc l'absorption du béton, en fonction des quantités relatives des pores de différents types et tailles (**Hearn et al. 1997**). Lorsque la porosité diminue, l'absorption d'eau est également réduite. Il a été

rapporté que le BAPHP fournit une absorption d'eau dans la gamme de 3 à 6% (**Schutter et al. 2003, Vanwalleghem et al. 2003**).

I.14.5. Perméabilité des BAPHP

La perméabilité du béton est définie comme le mouvement du liquide et/ou du gaz à travers une masse de béton sous un gradient de pression constant. C'est une propriété intrinsèque du béton qui dépend principalement de l'agencement géométrique et des caractéristiques des matériaux constitutifs. La perméabilité du béton est principalement contrôlée par la compacité et la porosité de la pâte hydratée présente dans la matrice et la zone de transition inter-faciale. Dans la pâte hydratée, les pores capillaires et les pores de gel peuvent être distingués. Les pores du gel sont très faibles. Bien qu'ils constituent un réseau de pores ouverts, la perméabilité de ce réseau est très faible. À l'inverse, les pores capillaires sont des espaces relativement importants existant entre les grains de ciment. C'est la porosité capillaire qui affecte grandement la perméabilité du béton (**Perraton et al. 1994**).

La perméabilité du BAPHP est généralement inférieure à celle du béton ordinaire. Des travaux entrepris ont montré que le BAPHP aboutit à une très faible perméabilité à l'eau et aux gaz (**Zhu et Bartos 2003, Schutter et al. 2003**). Ceci est principalement attribué aux propriétés d'écoulement supérieures, à la microstructure dense et à la structure des pores raffinés qui se développent en présence des AM et du SPHRE à faible rapport E/Léq. Les bonnes propriétés d'écoulement entraînent une excellente condition d'emballage grâce à une consolidation améliorée et contribuent ainsi à réduire la perméabilité du béton.

I.14.6. Résistivité électrique des BAPHP

La performance de la résistance à la corrosion du béton est influencée par sa résistivité électrique, qui se réfère à la résistance que rencontrent les charges électriques en passant par le béton. La résistivité électrique doit être suffisamment élevée pour inhiber le processus de corrosion dans le béton. La résistivité électrique accrue du béton entrave le mouvement des électrons des régions anodique vers la cathode et retarde ainsi la propagation du processus de corrosion. Il a été rapporté que la vitesse de corrosion devient très faible lorsque la vraie résistivité électrique (résistivité apparente / facteur de correction cellulaire) du béton est supérieure à 10k Ω -cm (**Hearn 1996**). Le BHP a été connu pour fournir une résistivité électrique plus élevée (**Hansen et al. 1993, Tasi et al. 2006**).

Des études limitées ont été réalisées pour étudier la résistivité électrique des BAPHP. **Hwang et Hung (2002)** ont déterminé la résistivité électrique des BAPHP comme mesure de la durabilité à travers différents rapports E/Léq. Ils ont constaté que le BAPHP fournit une résistivité électrique beaucoup plus élevée que 10 k Ω -cm au-delà de 28 jours. Ceci est principalement attribué à la porosité réduite des BAPHP. La réduction de la porosité diminue la quantité d'électrolyte et empêche le mouvement des charges électriques, ce qui augmente la résistivité électrique du béton.

II. Conclusion

Cette brève synthèse bibliographique a été entreprise afin de faire le point sur les connaissances relatives aux propriétés rhéologiques et performances mécaniques des BAPHP.

Les résultats montrent la nécessité d'étudier, avec précision, certaines performances mécaniques telles que le fluage, la ténacité, et l'adhérence des BAPHP et de les comparer avec celles des bétons témoins de squelette granulaire équivalent.

Par conséquent, dans cette thèse, nous nous attacherons à confirmer ou infirmer les tendances révélées par les résultats bibliographiques (fluage, ténacité et adhérence) pour une résistance mécanique dépassant les 50MPa lorsqu'une valeur de 0,33 du rapport E/L_{eq} est atteinte.

L'étude transversale abordant à la fois les propriétés rhéologiques (fluidités, capacités de passage entre les armatures), les performances mécaniques (résistances, dureté, ténacité, adhérence, durabilité, etc.) et physico-chimiques montre qu'il existe toujours une transition continue entre BAP et BAPHP.

Références bibliographiques

- ACI 201.2R-01**, "Guide to durable concrete", ACI Manual of Concrete Practice, Part 1, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 2004, 38pp.
- ACI 211.4R-93**, "Guide for selecting proportions for high-strength concrete with portland cement and fly ash", ACI Manual of Concrete Practice, Part 1, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 2004, 13pp.
- ACI Committee 211H**, "Guide for selecting proportions of self-consolidating concrete (SCC)", American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 2006.
- ACI 237R-07**, "Self-consolidating concrete", ACI Manual of Concrete Practice, Part 1, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 2007, 30pp.
- ACI 308R-01**, "Guide to curing concrete", ACI Manual of Concrete Practice, Part 2, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 2001. 31pp.
- ACI 363R-92**, "State-of-the art report on high-strength concrete", ACI Manual of Concrete Practice, Part 5, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 2005. 55pp.
- Aïtcin, P.-C.**, "The use of superplasticizer in high performance concrete", High Performance Concrete: From Material to Structure, Y. Malier, ed., E & FN Spon, London, UK, 1994, pp.14-33.
- Aïtcin, P.-C.**, "High strength concrete: current trends and applications", Proceedings of the Fifth International Conference on Concrete Engineering and Technology, University Malaya, Kuala Lumpur, Malaysia, 1997, pp.37-46.
- Aïtcin, P.-C.**, High Performance Concrete, 1st Edition, E & FN Spon, London, UK, 1998. 624pp.
- ASTM C 33**, "Standard specification for concrete aggregates", Annual Book of ASTM Standards, Vol.04.02, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, USA, 2004.
- ASTM C 94/C 94M**, "Standard specification for ready-mixed concrete", Annual Book of ASTM Standards, Vol.04.02, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, USA, 2004.
- ASTM C 125**, "Standard terminology relating to concrete and concrete aggregates", Annual Book of ASTM Standards, Vol.04.02, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, USA, 2002.
- ASTM C 150**, "Standard specification for portland cement", Annual Book of ASTM Standards, Vol.04.01, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, USA, 2004.
- ASTM C 494/ C494M**, "Standard specification for chemical admixtures for concrete", Annual Book of ASTM Standards, Vol.04.02, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, USA, 2004.
- ASTM C 618**, "Standard specification for coal fly ash and raw or calcined natural pozzolan for use as a mineral admixture in concrete", Annual Book of ASTM Standards, Vol.04.02, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, USA, 2004.
- ASTM C 989**, "Standard specification for ground granulated blast-furnace slag for use in concrete and mortars", Annual Book of ASTM Standards, Vol.04.02, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, USA, 2004.
- ASTM C 1240**, "Standard specification for use of silica fume as mineral admixture in hydraulic cement concrete, mortar and grout", Annual Book of ASTM Standards, Vol.04.02, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, USA, 2004.
- ASTM C 1610/C 1610M**, "Standard test method for static segregation of self-consolidating concrete using column technique", Annual Book of ASTM Standards, Vol.04.02, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, USA, 2006.

- ASTM C 1611/C 1611M**, “Standard test method for slump flow of self-consolidating concrete”, Annual Book of ASTM Standards, Vol.04.02, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, USA, 2007.
- Attigobe, E.K.**, See, H.T., and Daczko, J.A., “Engineering properties of self-consolidating concrete”, Proceedings of the First North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete, S.P. Shah, J.A. Daczko, and J.N. Lingscheit, eds., Hanley-Wood, LLC, Illinois, USA, 2002, pp.331-336.
- Bartos, P.J.M.**, “Measurement of key properties of fresh self-compacting concrete”, Paper presented in the CEN/STAR PNR Workshop on Measurement, Testing and Standardization: Future Needs in the Field of Construction Materials, Paris, France, 5-6 June 2000, 6pp.
- Bouzoubaâ, N.**, and Lachemi, M., “Self-compacting concrete incorporating high volumes of Class F fly ash: preliminary results”, Cement and Concrete Research, Vol.31, No.3, 2001, pp.413-420.
- Brameshuber, W.**, and Uebachs, S., “Practical experience with the application of self-compacting concrete in Germany”, Proceedings of the Second International Symposium on Self-compacting Concrete, K. Ozawa and M. Ouchi, eds., COMS Engineering Corporation, Tokyo, Japan, 2001, pp.687-695.
- Cameron, I.**, “Self-compacting concrete: a versatile material”, Concrete, Vol.37, No.2, 2003, pp.16-18.
- CAN/CSA A3001**, “Cementitious materials for use in concrete”, Cementitious Materials Compendium, Canadian Standards Association, Etobicoke, Ontario, Canada, 2003.
- Chidiac, S.E.**, Maadani, O., Razaqpur, A.G., and Mailvaganam, N.P., “Controlling the quality of fresh concrete – a new approach”, Magazine of Concrete Research, Vol.52, No.5, 2000, pp.353-363.
- Claisse, P.A.**, Cabrera, J.G., and Hunt, D.N., “Measurement of porosity as a predictor of the durability performance of concrete with and without condensed silica fume”, Advances in Cement Research, Vol.13, No.4, 2001, pp.165-174.
- Colleparidi, M.**, “Advances in chemical admixtures for concrete”, Proceedings of an Engineering Foundation Conference on Advances in Cement and Concrete, M.W. Grutzeck, and S.L. Sarkar, eds., American Society of Civil Engineers, New York, USA, 1994, pp.257-291.
- Colleparidi, M.**, and Massidda, L., “The influence of water-reducing admixtures on the cement paste and concrete properties”, Proceedings of a Conference on Hydraulic Cement Pastes: Their Structure and Properties, Cement and Concrete Association, Slough, UK, 1976, pp.256-267.
- CSA A23.1**, Concrete Materials and Methods of Concrete Construction, Canadian Standards Association, Etobicoke, Ontario, Canada, 2004.
- CSA A23.2**, Methods of Test and Standard Practices for Concrete, Canadian Standards Association, Etobicoke, Ontario, Canada, 2004.
- Dehn, F.**, Holschemacher, K., and Weiße, D., “Self-compacting concrete (SCC) time development of the materials properties and the bond behaviour”, The Leipzig Annual Civil Engineering Report, University of Leipzig, Leipzig, Federal Republic of Germany, 2000, pp.115-124.
- Domone, P.**, “Mortar tests for self-consolidating concrete”, Concrete International, Vol.28, No.4, 2006, pp.39-45.
- Du, L.**, and Folliard, K.J., “Mechanisms of air entrainment in concrete”, Cement and Concrete Research, Vol.35, No.8, 2005, pp.1463-1471.
- EFNARC**, Specifications and Guidelines for Self-Consolidating Concrete, European Federation of Suppliers of Specialist Construction Chemicals (EFNARC), Surrey, UK, 2002, 32pp.
- Geiker, M.R.**, Brandl, M., Thrane, L.N., and Nielsen, L.F., “On the effect of coarse aggregate fraction and shape on the rheological properties of self-compacting concrete”, Cement, Concrete, and Aggregates, Vol.24, No.1, 2002, pp.3-6.

- Gettu, R.**, Gomes, P.C.C., Agullo, L., and Josa, A., "High-strength self-compacting concrete with fly ash: development and utilization", Proceedings of Fifth CANMET/ACI International Conference on Recent Advances in Concrete Technology, ACI SP-200, V.M. Malhotra, ed., American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 2001, pp.507-522.
- Ghezal, A.**, and Khayat, K.H., "Optimizing self-consolidating concrete with limestone filler by using statistical factorial design methods", ACI Materials Journal, Vol.99, No.3, 2002, pp.264-272.
- Gowripalan, N.**, Cabrera, J.G., Cusens, A.R., and Wainwright, P.J., "Effect of curing on durability", Durable Concrete, ACI Compilation 24, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 1992, pp.47-54.
- Grünewald, S.**, Walraven, J.C., Emborg, M., Carlswald, J., and Hedin, C., "Test methods for filling ability of SCC", Summary Report of Workpackage 3.1, Delft University of Technology and Betongindustri, Netherlands, 2004, 6pp.
- Hansen, M.R.**, Leming, M.L., Zia, P., and Ahmad, S., "Chloride permeability and AC impedance of high performance concrete", Proceedings of the Symposium on High Performance Concrete in Severe Environments, ACI SP-140, P. Zia, ed., American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 1993, pp.121-145.
- Hassan, K.E.**, Cabrera, J.G., and Maliehe, R.S., "The effect of mineral admixtures on the properties of high-performance concrete", Cement and Concrete Composites, Vol.22, No.4, 2000, pp.267-271.
- Hayakawa, M.**, Matsuoka, Y., and Shindoh, T., "Development and application of super-workable concrete", Special Concretes: Workability and Mixing, Proceedings of the International RILEM Workshop, P.J.M. Bartos, ed., E & FN Spon, London, UK, 1994, pp.183-190.
- Hearn, N.**, Hooton, R.D., and Mills, R.H., "Pore structure and permeability", Significance of Tests and Properties of Concrete and Concrete-Making Materials, ASTM STP 169C, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, USA, 1994, pp. 240-262.
- Hearn, N.**, "On the corrosion of steel reinforcement in concrete", Proceedings of the 1st Structural Specialty Conference, Canadian Society for Civil Engineering, Montréal, Quebec, Canada, 1996, pp.763-774.
- Hearn, N.**, Skalny, J., and Bajza, A., "Microstructures and bond in cementitious solids", Building Research Journals, Vol.45, No.1, 1997, pp.103-118.
- Holland, T.C.**, "High performance concrete", Concrete Products, June 1993, pp.19-21.
- Hooton, R.D.**, "Canadian use of ground granulated blast-furnace slag as a supplementary cementing material for enhanced performance of concrete", Canadian Journal of Civil Engineering, Vol.27, No.4, 2000, pp.754-760.
- Hover, K.C.**, "Concrete mixture proportioning with water-reducing admixtures to enhance durability: a quantitative model", Cement and Concrete Composites, Vol.20, No.2-3, 1998, pp.113-119.
- Hu, C.**, and De Larrard, F., "The rheology of fresh high-performance concrete", Cement and Concrete Research, Vol.26, No.2, 1996, pp.283-294.
- Hu, C.**, De Larrard, F., Sedran, T., Boulay, C., Bosc, F., and Deflorenne, F., "Validation of BTRHEOM, the new rheometer for soft to fluid concrete", Materials and Structures, Vol.29, No.10, 1996, pp.620-631.
- Hu, J.**, and Wang, K., "Effects of aggregate on flow properties of mortar", Proceeding of the Mid-Continent Transportation Research Symposium, Ames, Iowa, Iowa State University, 2005, 8pp.
- Hwang, C.L.**, and Hung, M.F., "Durability consideration of self-consolidating concrete", Proceedings of the First North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete, S.P. Shah, J.A. Daczko, and J.N. Lingscheit, eds., Hanley-Wood, LLC, Illinois, USA, 2002, pp.343-348.
- Jin, J.**, and Domone, P.L., "Relationships between the fresh properties of SCC and its mortar component", Proceedings of the First North American Conference on the Design and Use of Self-

consolidating Concrete, S.P. Shah, J.A. Daczko, and J.N. Lingscheit, eds., Hanley-Wood, LLC, Illinois, USA, 2002, pp.37-42.

Khatri, R.P., and Sirivivatnanon, "Effect of different supplementary cementitious materials on mechanical properties of high performance concrete", *Cement and Concrete Research*, Vol.25, No.1, 1995, pp.209-220.

Khayat, K.H., "Workability, testing, and performance of self-consolidating concrete", *ACI Materials Journal*, Vol.96, No.3, 1999, pp.346-353.

Khayat, K.H., "Optimization and performance of air-entrained, self-consolidating concrete", *ACI Materials Journal*, Vol.97, No.5, 2000, pp.526-535.

Khayat, K.H., and Guizani, Z., "Use of viscosity-modifying admixtures to enhance stability of fluid concretes", *ACI Materials Journal*, Vol.94, No.4, 1997, pp.332-340.

Kim, H., Park, Y.-D., Noh, J., Song, Y., Han, C., and Kang, S., "Rheological properties of self-compacting high-performance concrete", *Proceedings of the Third CANMET/ACI International Conference*, ACI SP-172, V.M. Malhotra, ed., American Concrete Institute, Michigan, USA, 1997, pp.653-668.

Koehler, E.P., and Fowler, D.W., *ICAR Mixture Proportioning Procedure for Self-consolidating Concrete*, Research Report 108-1, International Center for Aggregates Research, University of Texas at Austin, Texas, USA, 2006, 21pp.

Kwan, A.K.H., "Use of condensed silica fume for making high strength, self-consolidating concrete", *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol.27, No.4, 2000, pp.620-627.

Lachemi, M., Hossain, K.M.A., Lambros, V., and Bouzoubaâ, N., "Development of cost-effective self-consolidating concrete incorporating fly ash, slag cement, or viscosity-modifying admixtures", *ACI Materials Journal*, Vol.100, No.5, 2003, pp.419-425.

Leslie, J.R., and Cheesman, W.J., "An ultrasonic method of studying deterioration and cracking in concrete structures", *Journal of the American Concrete Institute*, Vol.21, No.1, 1949, pp.17-36.

Lessard, M., and Aïtcin, P.-C., "Testing high performance concrete", *High Performance Concrete: From Material to Structure*, Y. Malier, ed., E & FN Spon, London, UK, 1994, pp.196-213.

Lessard, M., Baalbaki, M., and Aïtcin, P.-C., "Mix design for air-entrained high performance concrete", *Proceedings of the International Conference on Concrete under Severe Conditions: Environment and Loading*, Vol.2, K. Sakai, N. Banthia, and O.E. GjØrv, eds., E & FN Spon, London, UK, 1995, pp.1025-1034.

Mather, B., "Curing of concrete", *Proceedings of Lewis H. Tuthill International Symposium on Concrete and Concrete Construction*, ACI SP-104, G.T. Halvorsen, ed., American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 1987, pp.145-159.

Mehta, P.K., "Mineral Admixtures for Concrete – an Overview of Recent Developments", *Advances in Cement and Concrete: Proceedings of an Engineering Foundation Conference*, M.W. Grutzeck, and S.L. Sarkar, eds., American Society of Civil Engineers, New York, USA, 1994, pp. 243-256.

Mehta, P.K., and Aïtcin, P.-C., "Microstructural basis for selection of materials and mix proportions for high strength concrete", *Second International Symposium on High Strength Concrete*, ACI SP-121, W.T. Hester, ed., American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 1990, pp.265-282.

Mindess, S., Young, J.F., and Darwin, D., *Concrete*, Second Edition, Prentice Hall, New Jersey, USA, 2003, 644pp.

Moranville-Regourd, M., "Microstructure of high performance concrete", *High Performance Concrete*, Y. Malier, ed., E & FN Spon, London, UK, 1994, pp.3-13.

Murata, J., and Kikukawa, H., "Viscosity equation of fresh concrete", *ACI Materials Journal*, Vol.89, No.3, 1992, pp.230-237.

- Nagai, T.**, Kojima, T., and Miura, T., "Application of high-strength/superworkable concrete to thin-wall prestressed concrete products", *Magazine of Concrete research*, Vol.51, No.3, 1999, pp.153-162.
- Nagataki, S.**, and Fujiwara, H., "Self-compacting property of highly flowable concrete", *Proceedings of the Second CANMET/ACI International Symposium on Advances in Concrete Technology*, SP-154, V.M. Malhotra, ed., American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 1995, pp.301-314.
- Nawy, E.G.**, *Fundamentals of High Strength High Performance Concrete*, Longman Group Limited, London, UK, 1996. 340pp.
- Nehdi, M.**, El-Chabib, H., and El-Naggar, H., "Cost-effective SCC for deep foundations", *Concrete International*, Vol.25, No.3, 2003a, pp.95-103.
- Nehdi, M.**, Duquette, J., and El-Damatty, A., "Performance of rice husk ash produced using a new technology as a mineral admixture in concrete", *Cement and Concrete Research*, Vol.33, No.8, 2003b, pp.1203-1210.
- Neville, A.M.** *Properties of Concrete*, Fourth and Final Edition, John Wiley & Sons, Inc., New York, USA, 1996, 844pp.
- Neville, A.M.**, and Brooks, J.J., *Concrete Technology*, Addison-Wesley Longman, Inc., Essex, England, UK, 1999, 438pp.
- Noguchi, T.**, Oh, S.G., and Tomosawa, F., "Rheological approach to passing ability between reinforcing bars of self-compacting concrete", *Proceedings of the First International RILEM Symposium on Self-compacting Concrete*, Å. Skarendahl, and Ö. Petersson, ed., RILEM Publications, Bagnaux, France, 1999, 12pp.
- Nokken, M.R.**, and Hooton, R.D., "Dependence of rate of absorption on degree of saturation of concrete", *Cement, Concrete, and Aggregates*, Vol.24, No.1, 2002, pp.20-24.
- Okamura, H.**, and Ouchi, M., "Self-compacting concrete", *Journal of Advanced Concrete Technology*, Vol.1, No.1, 2003, pp.5-15.
- Okamura, H.**, and Ozawa, K., "Self-compactable high-performance concrete in Japan", *Proceedings of the International Workshop on High-Performance Concrete*, ACI SP-159, P. Zia, ed., American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 1994, pp.31-44.
- Okamura, H.**, and Ozawa, K., "Mix design for self-compacting concrete", *Concrete Library of JSCE*, No.25, 1995, pp.107-120.
- Okamura, H.**, Ozawa, K., and Ouchi, M., "Self-compacting concrete", *Structural Concrete*, Vol.1, No.1, 2000, pp.3-17.
- Ouchi, M.**, Nakamura, S., Osterberg, T., Hallberg, S.-E., and Lwin, M., "Applications of self-compacting concrete in Japan, Europe and the United States", *Proceedings of the 3rd PCI/FHWA International Symposium on High Performance Concrete*, US Department of Transportation and Federal Highway Transportation (FHWA), Orlando, Florida, USA, 2003, 20pp.
- Owens, P.L.**, "Water and Its Role in Concrete – Part 1 and Part 2", *Durable Concrete*, ACI Compilation 24, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 1992, pp.18-38.
- Perez, N.**, Romero, H., Hermida, G., and Cuellar, G., "Self-compacting concrete, on the search and finding of an optimized design", S.P. Shah, J.A. Daczko, and J.N. Lingscheit, eds., *Proceedings of the First North American Conference on the Design and Use of Self-consolidating Concrete*, Hanley-Wood, LLC, Illinois, USA, 2002, pp.101-107.
- Perraton, D.**, Aïtcin, P.-C., and Carles-Gbergues, A., "Permeability, as seen by the researcher", *High Performance Concrete: From Material to Structure*, Y. Malier, ed., E & FN Spon, London, UK, 1994, pp.186-195.

- Persson, B.**, “A comparison between mechanical properties of self-compacting concrete and the corresponding properties of normal concrete”, *Cement and Concrete Research*, Vol.31, No.2, 2001, pp.193-198.
- Pigeon, M.**, “Frost resistance, a critical look”, *Concrete Technology – Past, Present, and Future: Proceedings of V. Mohan Malhotra Symposium*, ACI SP-144, P.K. Mehta, ed., American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 1994, pp.141-158.
- Price, B.**, “BP invests heavily in lightweight concrete for North Sea”, *Concrete*, Vol.28, No.10, 1994, pp.9-13.
- SCCEPG**, *The European Guidelines for Self-compacting Concrete: Specification, Production and Use*, Self-compacting Concrete European Project Group, The European Federation of Concrete Admixtures Associations, West Midlands, UK, 2005, 63pp.
- Schutter, G.D.**, Audenaert, K., Boel, V., Vandewalle, L., Dupont, D., Heirman, G., Vantomme, J., and D’hemricourt, J., “Transport properties in self-compacting concrete and relation with durability: overview of a Belgian research project”, *Self-Compacting Concrete: Proceedings of the Third International RILEM Symposium*, RILEM Proceedings 33, O. Wallevik, and I. Nielsson, eds., RILEM Publications, Bagneux, France, 2003, pp.799-807.
- Seto, K.**, Yanai, S., Ohno, T., and Yasunaga, M., “Application of high strength and self-compacting concrete for continuous diaphragm walls”, *Proceedings of the First International Conference on High Strength Concrete*, A. Azizinamini, D. Darwin, and C. French, eds., American Society of Civil Engineers, Virginia, 1997, pp.622-635.
- Shah, S.P.**, Daczko, J.A., and Lingscheit, J.N., eds., *Proceedings of the First North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete*, Hanley-Wood, LLC, Illinois, USA, 2002, 426pp.
- Shetty, M.S.**, *Concrete Technology: Theory and Practice*, S. Chand and Company Ltd., New Delhi, India, 2001, 637pp.
- Shilstone, Sr.**, J.M., “Concrete mixture optimization”, *Concrete International*, Vol.12, No.6, 1990, pp.33-39.
- Shilstone, Sr.**, J.M., and Shilstone, Jr., J.M., “Performance-based concrete mixtures and specifications for today”, *Concrete International*, Vol.24, No.2, 2002, pp.80-83.
- Shindoh, T.**, and Matsuoka, Y., “Development of combination-type self-compacting concrete and evaluation test methods”, *Journal of Advanced Concrete Technology*, Vol.1, No.1, 2003, pp.26-36.
- Sonebi, M.**, “Medium strength self-compacting concrete containing fly ash: modelling using factorial experimental plans”, *Cement and Concrete Research*, Vol.34, No.7, 2004a, pp.1199-1208.
- Struble, L.**, and Hawkins, P., “Hydraulic cements – physical properties”, *Tests and Properties of Concrete*, ASTM STP 169C, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1994, pp.449-461.
- Su, N.**, Hsu, K.-C., and Chai, H.-W., “A simple mix design method for self-compacting concrete”, *Cement and Concrete Research*, Vol.31, No.12, 2001, pp.1799-1807.
- Su, J.K.**, Cho, S.W., Yang, C.C., and Huang, R., “Effect of sand ratio on the elastic modulus of self-compacting concrete”, *Journal of Marine Science*, Vol.10, No.1, 2002, pp.8-13.
- Tasi, C.T.**, Li, S., and Hwang, C.L., “The effect of aggregate gradation on engineering properties of high performance concrete”, *Journal of ASTM International*, Vol.3, No.3, 2006, pp.1-12.
- Taylor, M.R.**, Lydon, F.D., and Barr, B.I.G., “Mix proportions for high strength concrete”, *Construction and Building Materials*, Vol.10, No.6, 1996, pp.445-450.
- Uomoto, T.**, and Ozawa, K., “Recommendation for self-compacting concrete”, *JSCE Concrete Engineering Series 31*, Japan Society of Civil Engineers, Tokyo, Japan, 1999, 77pp.

- Vanwalleghem, H.**, Blontrock, H., and Taerwe, L., "Spalling tests on self-compacting concrete", Proceedings of the Third International Symposium on Self-compacting Concrete, O. Wallevik, and I. Nielsson, eds., RILEM Publications, Bagneux, France, 2003, pp.855-862.
- Wallevik, O.**, and Nielsson, I., eds., Self-Compacting Concrete: Proceedings of the Third International RILEM Symposium, RILEM Proceedings 33, RILEM Publications, Bagneux, France, 2003, 1028pp.
- Watson, N.**, "Self-compacting concrete: the future of precast cladding", Concrete, Vol.37, No.2, 2003, pp.40-41.
- Westerholm, M.**, Rheology of the Mortar Phase of Concrete with Crushed Aggregate, Licentiate Thesis, Division of Mineral Processing, Department of Chemical Engineering and Geosciences, Luleå University of Technology, Sweden, 2006, 94pp.
- Xie, Y.**, Liu, B., Yin, J., and Zhou, S., "Optimum mix parameters of high-strength self-compacting concrete with ultrapulverized fly ash", Cement and Concrete Research, Vol.32, No.3, 2002, pp.477-48.
- Yen, T.**, Tang, C.-W., Chang, C.-S., and Chen, K.-H., "Flow behaviour of high strength high-performance concrete", Cement and Concrete Composites, Vol.21, No.5-6, 1999, pp.413-424.
- Zain, M.F.M.**, Safiuddin, M., and Yusof, K.M., "A study on the physical properties of freshly mixed high performance concrete", Cement and Concrete Research, Vol.29, No.9, 1999, pp.1427-1432.
- Zain, M.F.M.**, Safiuddin, M., and Yusof, K.M., "Influence of different curing conditions on the strength and durability of high performance concrete", Proceedings of the Fourth ACI International Conference on Repair, Rehabilitation and Maintenance of Concrete Structures, and Innovations in Design and Construction, ACI SP-193, V.M. Malhotra, ed., American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, USA, 2000, pp.275-292.
- Zhang, M.-H.**, and Malhotra, V.M., "High-performance concrete incorporating rice husk ash as a supplementary cementing material", ACI Materials Journal, Vol.93, No.6, 1996, pp.629-636.
- Zhu, W.**, and Bartos, P.J.M., "Permeation properties of self-compacting concrete", Cement and Concrete Research, Vol.33, No.6, 2003, pp.921-926.

PARTIE B : L'INTENTATION DES MATERIAUX

Sommaire

I. Principe de l'indentation.....	53
I.1. Les indenteurs.....	54
II.2. Déformation au voisinage d'une empreinte.....	56
II. L'indentation pour déterminer le fluage	57
II.1. Généralités.....	57
III. L'indentation pour déterminer la ténacité.....	60
III.1. Généralités.....	60
IV. L'indentation pour déterminer la ténacité interfaciale.....	64
IV.1. Généralités.	64
IV.2. Principe.....	64
V. Conclusion.....	68
Références bibliographiques.....	69

I. Principe de l'indentation instrumentée

Le principe de l'essai d'indentation consiste à appliquer une charge sur un indenteur de forme connue (bille, cône ou pyramide) à la surface du matériau à tester (figure I.4). Sous l'action de la charge d'indentation, l'indenteur s'enfonce dans le matériau en produisant des déformations élastique et plastique dans la zone de contact. A la suppression du chargement, une empreinte résiduelle persiste.

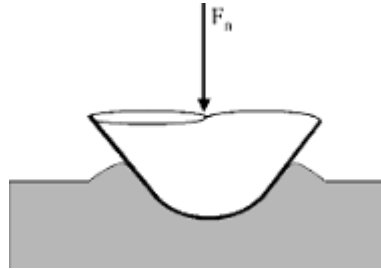


Figure I.4: Schéma de l'essai d'indentation [1].

Un essai à charge imposée, illustré sur la figure I.5, se décompose de trois phases :

- 1) **Chargement**: Une fois le contact établi, la charge imposée est progressivement augmentée, l'indenteur s'enfonce jusqu'à atteindre un seuil correspondant à l'effort maximal ou un déplacement maximal imposés.
- 2) **Maintien**: La charge maximale est maintenue pendant la durée voulue (15 à 30s).
- 3) **Déchargement**: La charge est progressivement diminuée jusqu'à l'annulation de celle-ci, c'est à-dire la fin du contact entre l'indenteur et l'échantillon [2].

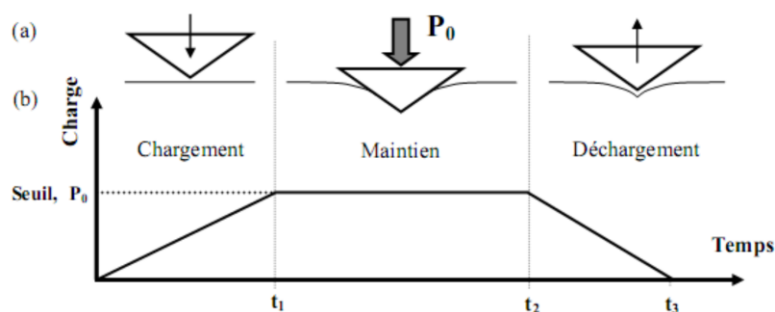


Figure I.5: Description d'un essai d'indentation piloté en effort (vitesse de chargement et déchargement constantes), (a) mouvement de l'indenteur et interaction avec la matière, (b) charge en fonction du temps [2].

Suivant le type d'essai, le chargement et le déchargement peuvent être contrôlés en effort ou en déplacement, de même pour le seuil imposé en fin de chargement et lors du maintien peut être un effort ou un déplacement [2]. Si le chargement est relevé en fonction de la pénétration, on se trouve alors dans le cas d'un essai d'indentation instrumenté (figure I.6).

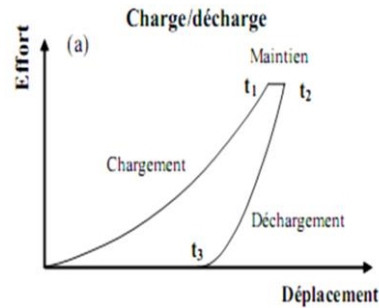


Figure I.6: Courbe effort-déplacement d'un essai d'indentation instrumentée de charge/décharge [2].

Deux types de méthode d'indentation existent, la méthode statique et la méthode dynamique (figure I.7). La méthode statique comporte un cycle de charge/décharge. Cette mesure permet de déterminer la raideur de contact S , l'aire de contact, la dureté et le module élastique, etc. Cette méthode ne s'applique pas au matériau viscoélastique, viscoplastique ou visco-élastoplastique. Le principe de la méthode dynamique repose sur la superposition d'un chargement et d'un mouvement oscillant à fréquence fixe et de faible amplitude. Cette méthode dynamique permet de s'affranchir du fluage et de mesurer les modules élastiques et de pertes. Elle peut être utilisée pour tous les matériaux [1].

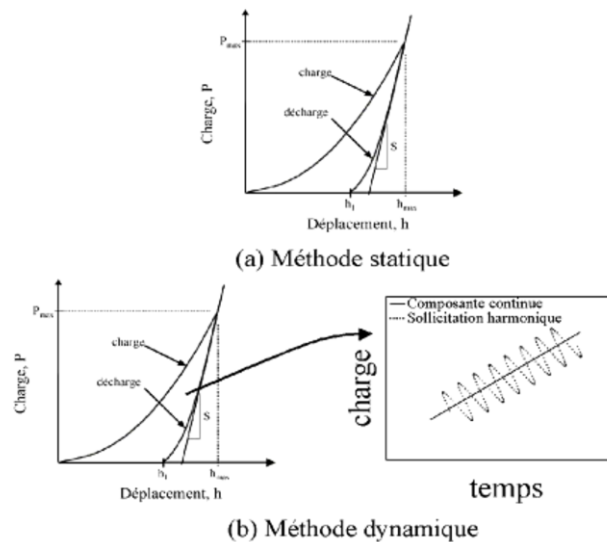


Figure I.7: Courbe d'indentation obtenue lors d'essais statique (a) et dynamique (b) [1].

I.1. Les indenteurs

Les techniques d'indentation font appel à l'utilisation de différents types d'indenteurs de grande dureté pour produire, par contact, des systèmes de fissuration spécifiques sur des matériaux fragiles [3], ce point sera détaillé plus loin.

1.1.1. Indenteur bille

Dans le cas de l'indentation Hertzienne (figure I.8), le chargement d'une sphère contre la surface d'un matériau fragile engendre une fissure circulaire en surface autour de l'indenteur. Cette fissure évolue sous forme conique en profondeur [4].

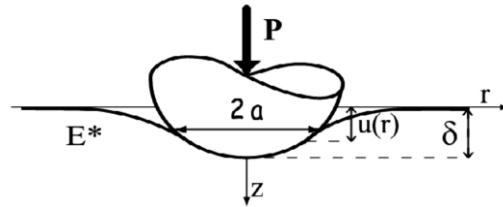


Figure I.8: Schéma du contact sphère rigide/plan ou contact de Hertz [5].

1.1.2. Indenteur Knoop

L'indenteur knoop est une pyramide en diamant à base losange. Le plus petit angle entre les deux arêtes opposées à 130° et le plus grand angle entre les deux arêtes opposées est de $172^\circ 30'$ (figure I.9).

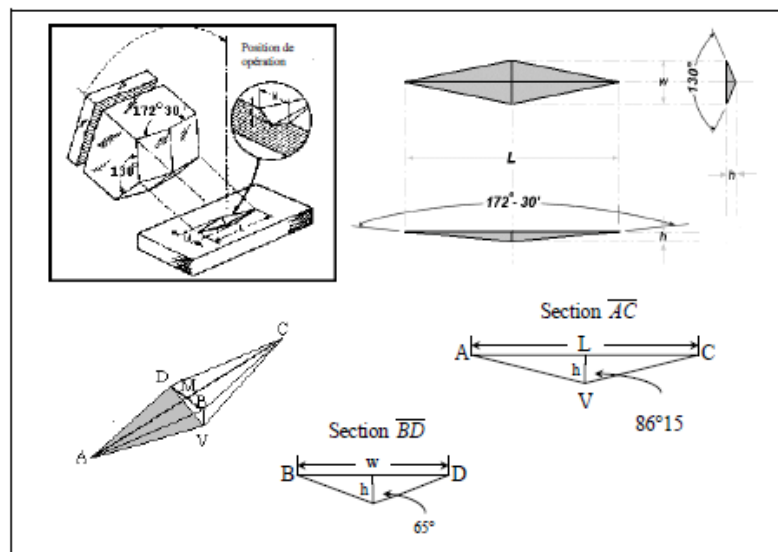


Figure I.9: Schéma de l'indenteur Knoop [6].

L'empreinte laissée après la pénétration est de forme losange allongée. Le nombre de dureté est calculé par le rapport de la charge à la surface projetée du contact [6].

1.1.3. Indenteur Berkovitch

L'indenteur Berkovitch est une pyramide en diamant à base triangulaire. A titre d'exemple, la figure I.10 montre une empreinte Berkovitch et des déformations rémanentes après l'essai. L'angle mesuré entre une arête et la face opposée est de $63,3^\circ$ [6].

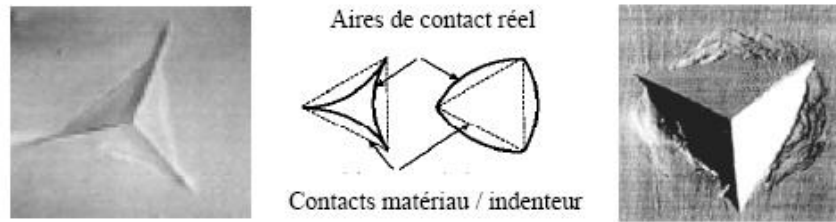


Figure I.10: Empreintes Berkovitch pyramidales à base triangulaire [6].

1.1.4. Indenteur Vickers

Dans l'essai Vickers, le pénétrateur est une pyramide en diamant à base carrée. L'angle entre les deux faces triangulaires opposées est de 136° et entre les deux arêtes opposées de 148° (figure I.11).

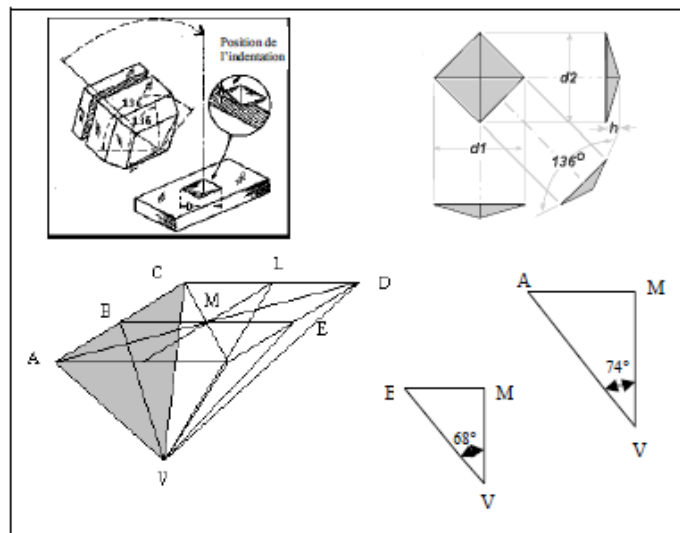


Figure I.11: Schéma de l'indenteur Vickers [6].

Après la pénétration de l'indenteur à la surface d'un matériau, l'empreinte résiduelle est de forme carrée. Ces charges appliquées à l'indenteur sont très variables suivant le type d'indentation et définissent différents domaines de mesure:

- ✚ **Macrodureté:** On parle de microdureté pour des essais effectués avec des charges supérieures à 1N.
- ✚ **Microdureté:** comprenant des essais effectués avec des charges allant de 0,1N jusqu'aux charges de mN.
- ✚ **Nanomicrodureté:** Technique permettant l'application de très faibles charges de l'ordre de 1nN [7].

1.2. Déformation au voisinage d'une empreinte

Lorsque l'indenteur est en contact avec le matériau, celui-ci épouse la forme de l'indenteur. Lors du retrait du pénétrateur, on constate souvent une déformation de l'empreinte due au retour élastique

du matériau. Cette déformation peut prendre deux formes, une déflexion des faces de l'empreinte résiduelle (figure I.12(a)) ou l'émergence d'un bourrelet de déformation dans le plan de l'essai d'indentation (figure I.12(b)).

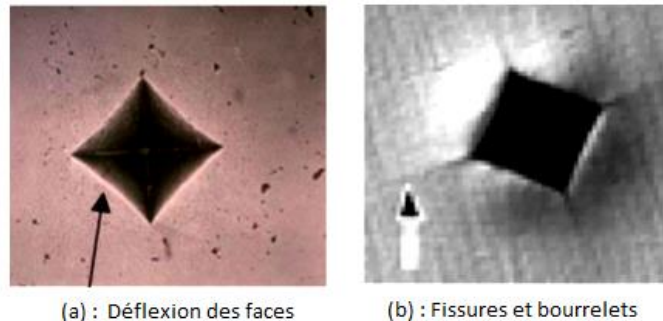


Figure I.12: Exemples de déformation d'une empreinte d'indentation Vickers [6].

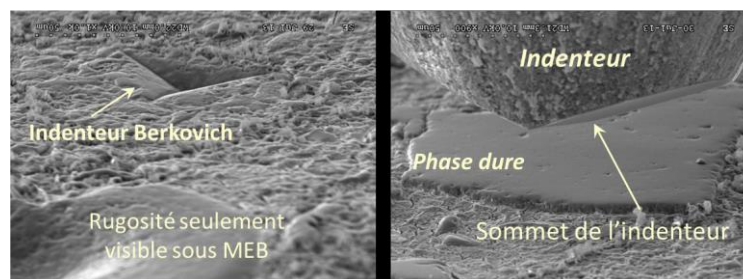


Figure I.13: Indentation sous microscopie électronique à balayage d'une pâte de ciment montrant les anhydres (partie lisse) et les hydrates (partie granuleuse).

II. L'indentation pour déterminer le fluage

II.1. Généralités

L'essai d'indentation instrumentée peut être utilisé pour obtenir des données de fluage ou au moins obtenir des renseignements sur le comportement visco-élasto-plastique des matériaux. Ceci peut s'avérer très intéressant vu la durée extrêmement importante des essais classiques de fluage ou aussi dans le cas où l'on souhaite déterminer le comportement de particules de petite taille noyées dans une matrice ou alors de la zone d'un matériau très localisée. La méthode pour accéder à ces propriétés par indentation consiste à étudier la manière dont pénètre l'indenteur dans le matériau lorsque celui-ci est maintenu avec une charge constante à la surface du matériau. Cet essai de fluage par indentation peut être réalisé de deux manières: (i) La vitesse de chargement est constante mais elle peut changer d'un essai à l'autre et (ii) La vitesse de chargement change en cours de l'essai (LRC) et les résultats de l'essai dépendent de la vitesse (RDT) [8]. Dans des conditions de chargement où la charge est maintenue constante, de nombreux matériaux comme les métaux montrent une sensibilité au fluage qui se manifeste souvent par une horizontale à la charge maximale. Dans quelques cas, tout au début du déchargement, le palier de fluage modifie la forme de la courbe et, de ce fait, rend impossible les calculs de dureté et

du module d'élasticité du matériau. En effet, on observe parfois à un effet appelé «bowing out» qui traduit le fait que l'indenteur continue de s'enfoncer alors que la charge appliquée diminue [9].

Pour mener à bien ces études de fluage par indentation, il existe deux approches qui se différencient par les conditions d'application de l'indenteur. La première consiste en l'application d'un déplacement oscillatoire ou d'une force, dans laquelle la fonction de transfert entre la charge et le déplacement fournit une méthode pour calculer l'emmagasinage et le module de perte de matériau. Dans la seconde approche, l'application de la charge d'indentation ou du déplacement donnés permet de calculer les propriétés visco-élasto-plastiques du matériau, respectivement par la mesure de la profondeur dans le cas de l'étude du fluage ou par la mesure de la force en fonction du temps dans le cas de la relaxation.

Dans un essai de nanoindentation, le fluage et la déformation plastique doivent être considérés séparément. En effet, la plasticité est généralement considérée comme un phénomène instantané, bien que dans la pratique, elle peut nécessiter un certain temps pour se produire. Au contraire, le fluage se produit dans le temps avec une partie de déformation élastique qui résulte de la diffusion et du mouvement des atomes et une partie plastique liée au mouvement des dislocations. Ces phénomènes résultent de l'application de la charge par indentation généralement à température ambiante. Mais le comportement au fluage est bien évidemment reconnu pour être très sensible à la température du fait que ces phénomènes sont amplifiés par une augmentation de température. De manière générale et si on ne tient pas compte de l'apparition éventuelle de fissures autour de l'empreinte, les déformations permanentes dans le matériau dues à la charge d'indentation sont analysées comme une combinaison de plasticité instantanée, qui ne dépend pas du temps, et du fluage qui est dépendant de temps.

Le comportement d'un matériau qui subit une déformation élastique et une déformation plastique indépendantes du temps est appelé élasto-plastique. Un matériau qui se déforme élastiquement, qui montre un comportement en fonction du temps à la charge maximale mais qui retrouve, quel que soit la durée d'application de la charge, une profondeur d'empreinte résiduelle identique est appelé « viscoélastique ». A contrario, un matériau dans lequel la déformation plastique se produit en fonction du temps et que la profondeur maximale résultante dépend de la durée d'application de la charge est appelé « viscoplastique » [10]. Le terme fluage est souvent utilisé pour décrire une réponse retardée à un effort appliqué ou à une déformation appliquée, qui peut être le résultat d'une déformation viscoélastique ou d'une déformation viscoplastique.

Les modifications des dimensions de l'empreinte d'indentation sont observables pendant un essai d'indentation [11, 12]. Lorsqu'une charge constante est appliquée à la surface d'un matériau avec un indenteur adapté et pour une durée donnée, alors selon le comportement au fluage du matériau, la déformation va continuer d'avoir lieu et l'indenteur va poursuivre son enfoncement. La variation de la taille de l'indentation, qu'elle soit exprimée comme un changement de diamètre pour un essai avec un

indenteur bille (Essai Brinell) ou un changement de longueur de la diagonale d'empreinte (Essai Vickers), est enregistrée en fonction du temps. Par conséquent, cet essai de fluage par indentation ne dure que quelques secondes et peut être considéré comme une technique rapide, simple et non destructive pour étudier le comportement mécanique des matériaux [13, 14].

La figure I.14 montre l'allure schématique d'une courbe charge-déplacement dans laquelle un essai de fluage à la charge d'indentation maximum a été réalisé.

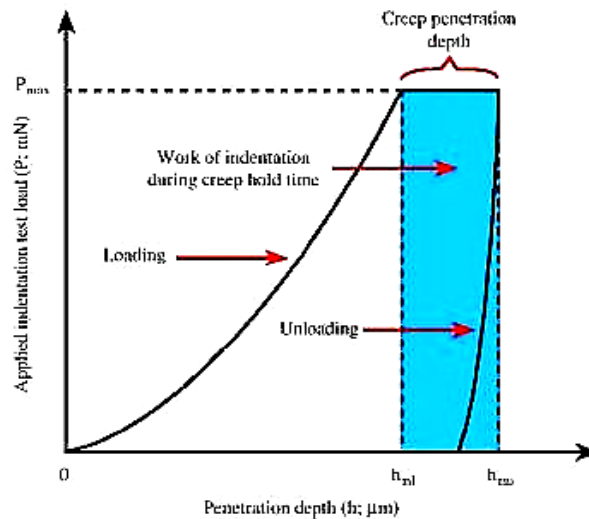


Figure I.14: Courbe schématique montrant la variation de la charge appliquée en fonction de la profondeur d'indentation et un maintien à la charge maximum correspondant à un essai de fluage par indentation [15].

Nous pouvons voir sur cette figure que la charge d'indentation appliquée augmente, selon une forme particulière, de zéro jusqu'à la valeur maximale de la charge, P_{max} . Il est clair que si l'on change les conditions de chargement, en particulier la vitesse de chargement, le comportement à la charge maximum devrait en être modifiée du fait que pendant cette phase de chargement, le réseau de dislocations est modifié et que cette modification va dépendre du temps et donc de la vitesse. Toutefois, la déformation par fluage n'est généralement étudiée que pendant le temps de maintien. Pendant cette période, la profondeur augmente à partir de la profondeur d'indentation, h_{mi} , atteinte à la fin du chargement, jusqu'à la profondeur atteinte juste avant la phase de déchargement, h_{mu} . La figure I.15 montre un exemple de courbes de déplacement en fonction du temps obtenues par Huang et al. [16] sur un verre en utilisant différentes vitesses de chargement.

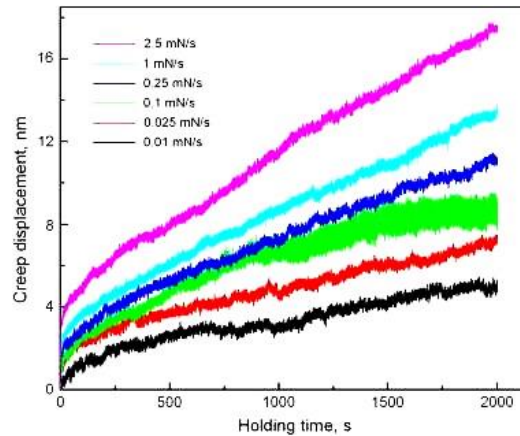


Figure I.15: Déplacement en fonction du temps de maintien dû au fluage du verre obtenu par indentation utilisant différentes vitesses de chargement [17].

II.1.1. Fluage d'indentation selon ISO14577-1

Le fluage qui se produit pendant la période de maintien est souvent caractérisé par le paramètre décrit dans les normes ISO [18] que l'on appelle le fluage par indentation:

$$C(P, t_1, t_2) = \frac{(h_2 - h_1)}{h_1 \times 100\%} \quad [\text{Eq.I.1}]$$

Qui est calculé à partir de la différence relative entre les profondeurs de pénétration h_1 et h_2 pendant la période de maintien et dépend du niveau de charge constant P , qui était atteint à l'instant t_1 et la durée de fluage t_2 . Bien qu'il semble que ce paramètre puisse être utilisé pour la comparaison de matériaux rampants, il peut être trompeur, comme l'illustre la figure I.16, car il peut donner le même résultat pour des matériaux rampants différents. Par conséquent, certaines autres caractéristiques qui prennent en compte le caractère la courbe rampante est appropriée dans ce cas.

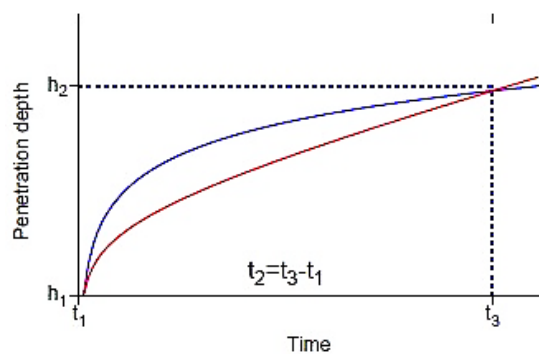


Figure I.16: Fluage d'indentation pour différents matériaux flués selon la norme ISO14577-1.

III. L'indentation pour déterminer la ténacité

III.1. Introduction

Pour déterminer la résistance à la fissuration des matériaux fragiles, l'indentation Vickers est une des méthodes les plus utilisées si on se rapporte au nombre de travaux qui portent sur cette technique

[19, 20]. Comparée aux techniques plus conventionnelles comme la flexion de poutre indentée (ISB) [21], la poutre entaillée en chevron (CNB) [22, 23], la poutre double cantilever (DCB) [24] et la poutre entaillée d'un seul côté (SENB) [18, 25], la technique d'indentation présente plusieurs avantages. En effet, la méthode par indentation Vickers nécessite seulement une surface plane polie et un équipement d'indentation. Le principe de cette méthode est d'appliquer l'indenteur sous une charge donnée et de mesurer la longueur de fissures correspondantes générées aux extrémités de l'empreinte. Le calcul de la ténacité prenant en compte les deux paramètres, charge et longueur de fissure, va dépendre de la forme de la fissure.

III.1.1. Formes des fissures

L'observation de la surface polie sur laquelle est appliquée l'indenteur Vickers montre généralement 4 fissures aux extrémités de l'empreinte qui se propagent selon l'axe des diagonales (figure I.17).

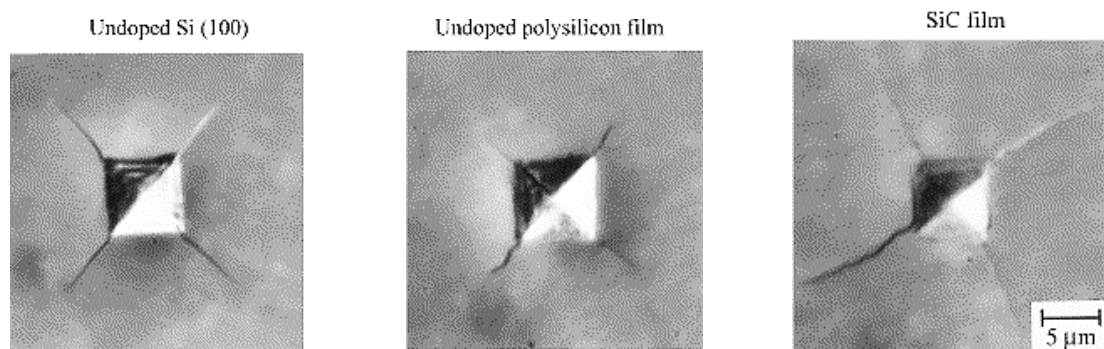


Figure I.17: Fissures obtenues par indentation Vickers sur différents matériaux [26].

Cependant, sous la surface, la fissure peut prendre différentes formes. Lorsque la fissure est seulement développée aux extrémités de l'empreinte, elle est appelée de type **Palmqvist** [27]. Dans la suite, on emploiera souvent le terme «type P» pour désigner cette forme de fissure. Lorsque l'indentation génère une fissure en demi-disque sous l'empreinte, on lui donne le nom de «Half Penny Crack». On dit aussi qu'elle est de type médian que l'on désignera par «type M» dans la suite. La figure I.18 schématise très bien les deux formes des fissures rencontrées.

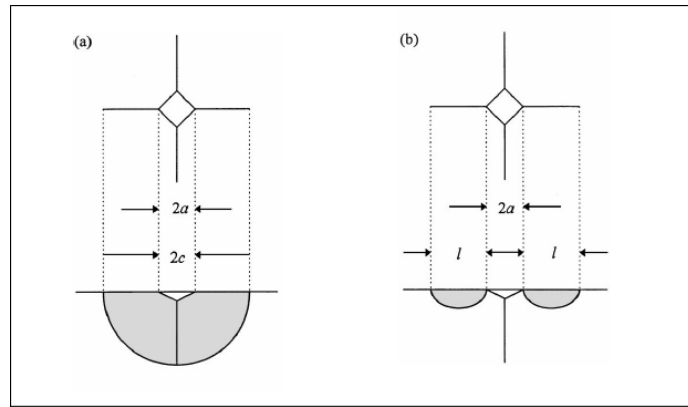


Figure I.18: Fissures sous indentation (a) de type médian ou half-penny crack (type M) et de type Palmqvist (Type P).

Pour déterminer le type de fissure, la première idée est d'effectuer un polissage de la surface indentée. Si les fissures restent en contact avec les extrémités des empreintes, alors la fissure est de type M. Dans le cas contraire, les fissures n'apparaissent donc pas en dessous de l'empreinte, la fissure est de type P. Longtemps, on a suivi expérimentalement cette démarche mais des études récentes ont montré que le chemin de la fissure pouvait suivre d'autres voies. En effet, **Lube [28]** a étudié les profils des fissures par indentation en utilisant une méthode basée sur la décoration à l'acétate de plomb de la fissure obtenue par indentation Vickers de nitrures de silicium. La figure I.19 correspond à trois indentations effectuées sous des charges différentes. Même la révélation par décoration peut être partielle, **Lube [28]** conclue qu'une partie des fissures observées répond à la définition donnée par **Cook et Pharr [29]** en accord aussi avec la fissuration de type Palmqvist

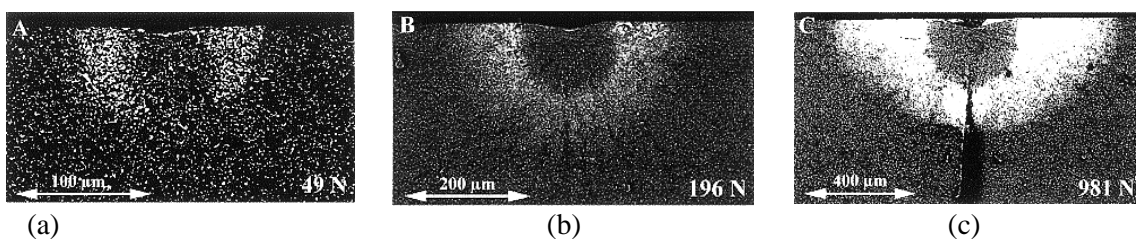


Figure I.19: Fissures observées par Lube [28] en utilisant la méthode de décoration.

Cependant, sur la figure I.19 on observe immédiatement sous l'empreinte une zone sombre. Pour Lube, il s'agit d'une zone centrale qui prend une forme hémisphérique adjacente à l'empreinte qui ne serait pas apparue par la décoration. Dans cette zone, des contraintes de compression existent au cours de l'indentation. L'auteur conclue que les fissures ne peuvent croître dans cette zone. Cependant, comme on peut le voir sur cette figure, pour les charges élevées, les deux segments de fissures se rejoignent pour former une fissure qui prend la forme générale d'une fissure de type M. Ainsi, Lube suggère que le même matériau peut suivre les deux types de fissuration sous indentation. Ce comportement étant

dépendant du niveau de charge appliquée. Ce résultat est en accord avec de nombreuses observations expérimentales. Par exemple, Matsumoto [30] a observé une fissuration de type P à des faibles valeurs de charge alors que les fissures de type M apparaissent pour les charges plus élevées. Il a aussi indiqué une valeur limite de charge comprise entre 500 et 600N. D'un autre côté, Glandus et al. [31] ont trouvé une valeur limite de 625N pour la charge lorsque la ténacité du matériau est de l'ordre de $8 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$. Des études systématiques réalisées par Cook et al. [32] et Kaliszewski [33], ont confirmé que des fissures de Palmqvist sont formées aux faibles charges d'indentation et que leur morphologie se change en fissure de type M au-delà d'une valeur limite qui dépend du matériau. Ainsi, pour expliciter cette transition, Lube [28] propose l'existence d'une zone centrale qu'il schématise sur la figure I.20.

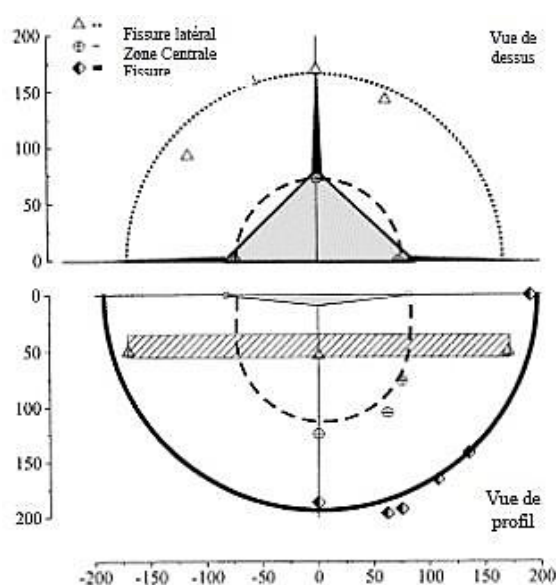


Figure I.20: Vues schématiques d'une empreinte Vickers et de la fissure associée montrant une zone neutre située juste sous l'empreinte [28].

Pour exprimer la ténacité, de nombreux modèles existent. Tous ces modèles s'appuient soit sur le type P, soit sur le type M de la fissure.

III.1.2. Expressions de la ténacité

Plusieurs auteurs [19, 20] ont proposé différentes relations pour exprimer la ténacité (K_{IC}) en fonction du type de fissure. Lorsque la fissure est de type Palmqvist (type P), les expressions de la ténacité relient la charge appliquée (P) à la demi-diagonale de l'empreinte (a) et la longueur de la fissure mesurée à partir de l'extrémité de l'empreinte (l). Quand la fissure est de type Median (type M), les relations montrent une dépendance de la charge appliquée (P) avec une longueur de fissure mesurée à partir du centre de l'empreinte (c). Certaines de ces relations font aussi intervenir les propriétés élastoplastiques du matériau, c'est à dire le module d'élasticité (E) et la dureté (H). Ponton et Rawlings [29] ont recensé 13 modèles pour un système de fissuration de type M et 4 modèles pour un système de

fissuration de type P. Et il est possible de généraliser les expressions mathématiques des ténacités sous la forme suivante :

$$K_{ICM} = \alpha (E/HV)^q \cdot P/C^{3/2} \quad \text{et} \quad c = a + l \quad \text{pour les fissures de type M} \quad [\text{Eq.I.2}]$$

$$K_{ICP} = \beta (E/HV)^r \cdot P/al^{1/2} \quad \text{et} \quad c = a + l \quad \text{pour les fissures de type P} \quad [\text{Eq.I.3}]$$

où α et β sont des coefficients et q et r des exposants qui prennent des valeurs différentes selon les auteurs. Parmi les relations les plus employées, la relation proposée par **Evans [34]** et **Shetty [35]** s'écrivent :

$$K_{IC,M} = 0.0824 \cdot P / C^{3/2} \quad \text{pour les fissures de type médian (M)} \quad [\text{Eq.I.4}]$$

$$K_{IC,P} = 0.0319 \cdot P / al^{1/2} \quad \text{pour les fissures de type Palmqvist (P)} \quad [\text{Eq.I.5}]$$

Où :

C et **l** : sont les longueurs de fissures moyennes obtenues avec l'indentation Vickers (microns),

P : est la charge d'indentation Vickers (N),

K_{IC,M} et **K_{IC,P}** : sont les ténacités de fracture dans les deux modes (Médian et Palmqvist) (MPa. m^{1/2}).

Ces relations présentent l'avantage de ne pas nécessiter la connaissance du module d'élasticité difficilement accessible pour certains matériaux.

IV. L'indentation pour déterminer la ténacité interfaciale

IV.1. Introduction

L'essai d'indentation inter-faciale a montré avec succès son utilité pour la caractérisation de l'adhérence d'un couple substrat/revêtement. Cet essai, simple de mise en œuvre, ne nécessite que l'utilisation d'un appareil de chargement en indentation. Lesage et al. [36] au laboratoire ont étudié l'adhérence de revêtements de carbure de chrome à liant nickel-chrome déposés par projection thermique sur divers substrats métalliques. Pour caractériser l'adhérence, ils ont proposé la définition d'une charge critique d'indentation nécessaire à l'amorçage d'une fissure à l'interface. Cette charge est définie à partir des graphes de fissuration, longueur de fissure en fonction de la charge appliquée en représentation bi- logarithmique, comme étant l'intersection des droites de fissuration avec la droite de dureté apparente (demi-diagonale d'empreinte en fonction de la charge).

IV.2. Principe de l'essai d'indentation interfaciale

Le but de l'essai d'indentation interfaciale est de provoquer la décohésion du revêtement de son substrat par la création d'une fissure, que l'on peut mesurer, à l'interface. Pour cela, l'indentation peut être réalisée soit sur le revêtement à la surface de l'échantillon [37], soit dans le substrat au voisinage de l'interface sur une section droite de l'échantillon [38], soit encore directement à l'interface substrat / revêtement sur une section droite de l'éprouvette [39, 40]. La figure I.21 représente schématiquement cette dernière méthode en montrant la position de l'empreinte réalisée à l'aide d'un pénétrateur

pyramidal Vickers. La fissure générée dans le plan de l'interface est de forme semi-circulaire comme l'ont montré les travaux d'Ostojic [41] confirmés par Choulier [40] et Démarécaux [42]. Du point de vue expérimental, pour chaque charge d'indentation et pour chaque épaisseur du revêtement, on effectue une série d'indentations pour conduire à une valeur moyenne des paramètres géométriques où d est la diagonale d'empreinte pour laquelle les indices représentent soit le substrat (S), soit le revêtement (R) ou encore l'interface (i), « l » est la longueur de la fissure mesurée dans le plan de l'interface à partir de l'extrémité de l'empreinte et a , celle mesurée à partir du centre.

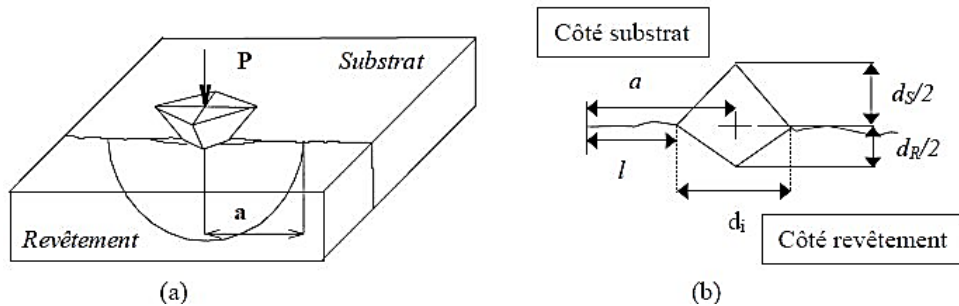


Figure I.21: (a) Principe de l'essai d'indentation inter-faciale et (b) caractéristiques géométriques déduites de l'essai.

De manière générale, les fissures sont toujours localisées à l'interface pour les faibles charges d'indentation (figure I.22.a). Pour des charges plus élevées, on peut observer des bifurcations de la fissure dans le revêtement (figure I.22.b) ou l'apparition d'une fissure secondaire à l'extrémité de l'empreinte dans le revêtement et dirigée vers l'extrême surface (figure I.22.c).

Ces changements du régime de fissuration sont en relation avec l'épaisseur du revêtement et l'état de contraintes résiduelles mais aussi avec les propriétés élasto- plastiques du substrat et du revêtement.

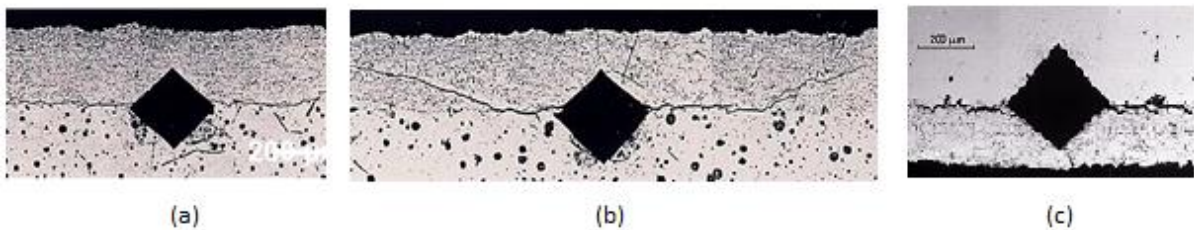


Figure I.22: Exemple de fissures générées par l'essai d'indentation inter-faciale : (a) fissure localisée à l'interface, (b) bifurcation de la fissure dans le revêtement et (c) apparition d'une fissure secondaire à l'extrémité de l'empreinte dans le revêtement [43].

D'un simple point de vue expérimental, lorsqu'on examine la relation entre la longueur de fissure (a) et la charge d'indentation appliquée (P) on observe une loi de type exponentielle qui ne permet pas directement d'être exploitée. Par contre, en coordonnées bi-logarithmiques, les résultats s'alignent (figure I.23) sur une droite qui change de pente lorsque le régime de fissuration change.

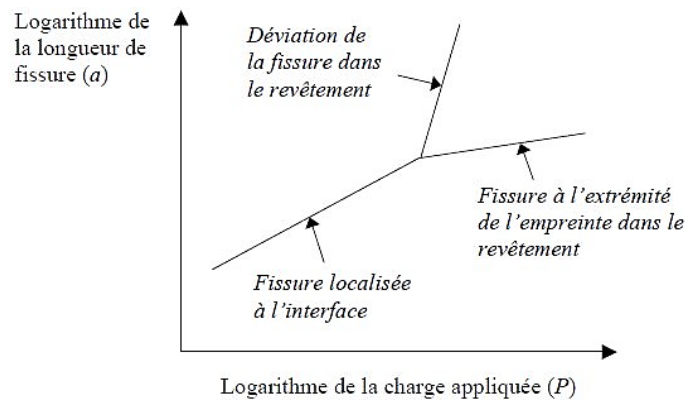


Figure I.23: Représentation schématique $\ln a - \ln P$ en fonction du régime de fissuration.

On observera que la pente augmente lorsque la fissure dévie dans le revêtement. Ce phénomène est expliqué par les contraintes développées par l'indentation et par la rupture cohésive de la couche et finalement par une propagation de la fissure accélérée. Lorsque la fissure apparaît à l'extrémité de l'empreinte dans le revêtement, la pente diminue. Une partie de l'énergie d'indentation est utilisée pour la fissuration secondaire et par conséquent n'est plus disponible pour la fissuration à l'interface. La longueur de fissure (a), mesurée à partir du centre de l'empreinte, est égale à la longueur de la fissure mesurée à partir de l'extrémité de l'empreinte (l) à laquelle on ajoute la valeur de la demi-diagonale de l'empreinte mesurée à l'interface ($d_i/2$). Dans ces conditions, la charge critique d'amorçage est celle pour laquelle la longueur de fissure se réduit à la demi-diagonale de l'empreinte au point d'intersection des droites. Il est donc judicieux de représenter sur le même graphe de fissuration, cette demi-diagonale en fonction de la charge appliquée. Cette relation est linéaire en coordonnées bi-logarithmiques. Elle est appelée «Droite de dureté apparente» car elle correspond à la relation entre P et a comme le prévoit la relation de dureté de Meyer [44]. La figure I.21 montre schématiquement une droite de fissuration à laquelle est associée sa droite de dureté apparente.

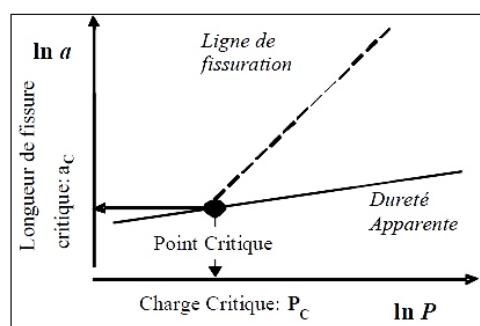


Figure I.24: Représentation schématique d'une droite de fissuration et de la droite

de dureté apparente associée.

L'intérêt d'une telle représentation est de mettre en évidence un point de concours de telle sorte que pour des charges plus faibles on ne mesure que la demi-diagonale d'empreinte, c'est à dire qu'aucune fissure n'est observée à l'interface. Par contre, au-delà de cette charge, on observe une fissure puisque à la demi-diagonale s'ajoute la longueur de fissure mesurée à l'extrémité de l'empreinte. Ce point de concours peut donc être défini comme un point critique correspondant à l'amorçage de la fissure. La charge critique, ainsi définie, rend compte de la possibilité de rompre les liaisons entre le revêtement et le substrat et peut ainsi être considérée comme représentative de l'adhérence. Comme les essais d'indentation sont utilisés pour déterminer la ténacité sur matériaux fragiles, Araujo [45] propose de relier cette charge critique (P_C) à une ténacité apparente d'interface (Kca) nommée ainsi puisqu'il s'agit d'un couple de matériaux et non d'un matériau massif. C'est cette ténacité d'interface qui est considérée comme un critère caractéristique de l'adhérence du couple substrat/revêtement.

IV.2.1 Définition de la ténacité apparente d'interface

Sur la base des travaux originaux de Palmqvist [46], plusieurs auteurs ont tenté de définir aussi bien une énergie de fissuration G_c [39] qu'une ténacité d'interface Kc [38] à partir des résultats de l'essai d'indentation interfaciale. Déduits de considérations empiriques ou théoriques basées sur les concepts de la mécanique linéaire à la rupture, les modèles proposés impliquent un rapport ($P/c^{3/2}$) qui doit être constant quel que soit le couple substrat/ revêtement. Les relations sont suffisamment proches pour que les auteurs puissent adopter la relation moyenne suivante :

$$Kca = 0,015 \cdot \frac{P_c}{a_c^{3/2}} \left(\frac{E}{H} \right)_i^{1/2} \quad [\text{Eq.I.6}]$$

obtenue en considérant la forme la plus simple du rapport module d'Young / dureté ($(E/H)^{1/2}$) et en retenant le coefficient moyen 0,015. On peut noter que la relation (Eq.I.6) est, dans ces conditions, très proche des relations proposées par Lawn [47] et Anstis [48]. Ce modèle peut s'appliquer directement. Cependant, l'utilisation de la charge critique d'indentation apporte un intérêt supplémentaire puisque le point critique est situé sur la droite de dureté apparente :

$$H_i = 1,8544 \frac{P_c}{(2a_c)^2} \Rightarrow P_C = \frac{(2a_c)^2 \cdot H_i}{1,8544} \quad [\text{Eq.I.7}]$$

En remplaçant P_C par sa valeur dans la relation (II.25), on obtient :

$$Kca = 0,0183 \cdot (E \cdot H)^{0,5} \sqrt{a_c} \quad [\text{Eq.I.8}]$$

qui présente la forme bien connue :

$$Kca = \alpha \sigma \sqrt{\pi a} \quad [\text{Eq.I.9}]$$

Dans le but d'établir un modèle, Lesage et Chicot [49] considère que l'interface se comporte localement comme un matériau homogène dont les propriétés élastique et plastique résulteraient des contributions respectives du revêtement et du substrat. Ceci peut être obtenu en considérant une largeur fictive de l'empreinte et un rayon fictif de la zone plastique développée autour de l'empreinte calculée à

partir de ceux du substrat et du revêtement. La figure I.25 présente schématiquement les caractéristiques géométriques retenues pour l'établissement du modèle.

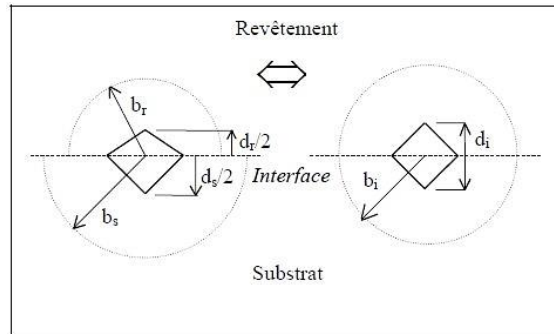


Figure I.25: Schématisation géométrique d'une empreinte d'indentation à l'interface.

En considérant que les caractéristiques géométriques de l'interface sont les caractéristiques moyennes de l'ensemble substrat / revêtement, la diagonale d'empreinte (d_i) et le rayon de la zone plastique (b_i) de l'interface s'écrivent :

$$d_i = \frac{d_r + d_s}{2} \quad \text{et} \quad b_i = \frac{b_r + b_s}{2} \quad [\text{Eq.I.10}]$$

et b de la relation de **Lawn [46]** :

$$b = \frac{d}{2} \left(\frac{E}{H} \right)^{1/2} \cdot \cot g^{1/3} \xi \quad \text{avec } \xi = 74^\circ \quad [\text{Eq.I.11}]$$

Pour l'interface, cette dernière relation s'écrit donc :

$$\left(\frac{E}{H} \right)_i^{1/2} = \frac{2}{\cot g^{1/3} \xi} \frac{b_i}{d_i} = \frac{2}{\cot g^{1/3} \xi} \frac{b_r + b_s}{d_r + d_s} \quad [\text{Eq.I.12}]$$

Où i , r et s sont les indices respectifs de l'interface, du revêtement et du substrat.

En remplaçant d_r , d_s et b_r , b_s par leurs expressions, on obtient une expression du rapport (E/H) :

$$\left(\frac{E}{H} \right)_i^{1/2} = \frac{\left(\frac{E}{H} \right)_s^{1/2}}{1 + \left(\frac{H_s}{H_r} \right)^{1/2}} + \frac{\left(\frac{E}{H} \right)_r^{1/2}}{1 + \left(\frac{H_r}{H_s} \right)^{1/2}}$$

V. Conclusion

L'indentation instrumentée est devenue un outil indispensable d'analyse mécanique des surfaces. Elle connaît un engouement indéniable et est appliquée avec succès à des catégories de matériaux variées tant dans le monde académique qu'industriel. L'outil est disponible sur une très large gamme de pénétrations offrant une grande versatilité. A travers quelques exemples, nous avons illustré le large spectre d'études qui peut être abordé. De nombreuses questions sont encore soulevées à propos des modes de déformations complexes sous chargement localisés, ce qui offre un vaste programme pour les jeunes chercheurs.

Références bibliographiques

- [1] DEMIRCI Ibrahim, «Mécanique de l'endommagement par rayure de polymères», Thèse de Doctorat, Université Strasbourg I, pp. 3, 2004.
- [2] BERNARD Cédric, «Indentation et rhéologie de verres inorganique de 20 à 700°C», Thèse de Doctorat, Université de Rennes I, 2006.
- [3] MADJOUBI. M. A, «Etude de la fatigue du verres par la technique de double torsion et par indentation», Thèse de Doctorat, Université de Sétif, 2004.
- [4] PERRIOT Antoine, «Nanoindentation de couches minces déposées sur substrat de verre de silice», Thèse de Doctorat, Université de Paris VI, 2005.
- [5] BISRAT.Y, ROBERTS.S.G, «Residual stress measurement by Hertzian indentation», Materials Science and Engineering A, Vol. 228, pp. 148-153, 2000.
- [6] PERTUZ Alberto, «L'indentation Vickers et Knoop des matériaux massifs ou revêtus : Dureté, Ténacité et Adhérence», Thèse de Doctorat, Université des sciences et Technologies de Lille, 2003.
- [7] BOUDOUKHA Lamri, «Etude par nanoindentation de l'effet de L'implantation ionique sur le comportement mécanique de céramiques», Thèse de Doctorat, Lyon, 1996.
- [8] Wen S.P., Zeng F., Gao Y., Pan, F., Indentation creep behavior of nano-scale Ag/Co multilayers, Scr. Mater., 55, (2006) 187-190.
- [9] Fischer-Cripps A.C., Nanoindentation, Springer-Verlag, NY, 2002.
- [10] Chudoba T., Richter F., Investigation of creep behaviour under load during indentation experiments and its influence on hardness and modulus results, Surf. Coat. Techno. 148, (2001) 191-198.
- [11] Cseh G., Chinh N.Q., Tasnadi P., Juhasz A., Indentation test for the investigation of high-temperature plasticity of materials, J. Mater. Sci., 32, (1997) 5107-5111.
- [12] Cseh G., Bar J., Gudladt H.J., Lendvai J., Juhasz, A., Indentation creep in short fibre-reinforced metal matrix composite, Mater. Sci. Eng. A, 272 (1999) 145- 151.
- [13] De La Torre A., Adeva P., Aballe, M., Indentation creep of lead and lead-copper alloys, J. Mater. Sci., 26, (1991) 4351-4354.
- [14] Sharma G., Ramanujan R.V., Kutty T.R.G., Tiwari G.P., Hot hardness and indentation creep studies of a Fe-28Al-3Cr-0.2C alloy, Mater. Sci. Eng. A, 278 (2000) 106-112.
- [15] Sahin O., Uzun O., Kölemen U., Uçar N., Stress exponent investigation of β -Sn single crystal by depth-sensing indentation tests, Physica B: Condensed Matter, 396 (2007) 87-90.
- [16] Huang Y.J., Shen J., Chiu Y.L., Chen J.J.J., Sun J.F.. Indentation creep of an Fe- based bulk metallic glass. Intermetallics, 17 (4), (2009) 190-194
- [18] Iso 14577-1:2002 metallic materials - instrumented indentation test for hardness and materials parameters - part 1: Test method, Iso 14577- 1:2002 (2002).
- [19] B.R. Lawn, M.V. Swain, "Micro-fracture beneath point indentations in brittle solids". Journal of Material Science, 10 (1975) 113.
- [20] M.T. Laugier, "New formula for indentation in ceramic". Journal of Materials Science Letters, 6 (1987) 355.
- [21] M.V. Swain, N. Claussen, "Dependence of toughness of alumina on grain size and test technique". Journal of American Ceramic society, 66 (1983) c-27.
- [22] K. Tsukuma, "Mechanical properties and thermal stability of CeO₂ containing tetragonal zirconia polycrystals". Journal of American Ceramic society, 65 (1986) 1386.
- [23] K. Tsukuma and M. Shimada, "Strangth, fracture toughness and Vickers hardness of CeO₂-stabilized tetragonal ZrO₂ polycrystals (Ce-TZP)". Journal of Materials Science, V. 20 (1985) 1178.
- [24] K.E. Amin, in: S.J. Schneider Jr., J.R. Davis, G.M. Davidson, S.R. Lampman, M.S. Woeds, T.B. Zorc

- (Eds.), Engineered Materials Handbook, Ceramics and Glasses, Vol. 4, ASM International, Metals Park, OH, 1991, p. 599.
- [25] J. Wang, M. Rainforth, I. Wadsworth, R. Stevens, "The Effects of Notch Width on the SENB Toughness for Oxide Ceramics". *Journal of European Ceramic Society*, 10 (1992) 21.
- [26] X. Li, B. Bhushan, K. Takashima, C.W. Baek, Y.K. Kim, "Mechanical characterization of micro/nano-scale structures for MEMS/NEMS applications using nano-indentation techniques". *Ultramicroscopy* 97, Issues 1-4 (2003) 481.
- [27] S. Palmqvist, "Method of determining the toughness of brittle materials, particularly sintered carbides". Translation N° BISI 1865? Of Jernkontorets Annaler 141 (5) (1957) 300.
- [28] T. Lube T, "Indentation crack profiles in silicon nitride". *Journal of European Ceramic Society*, 21 (2001) 211.
- [29] R.F. Cook, G.M. Pharr, "Direct observation and analysis of indentation cracking in glasses and ceramics". *Journal of American Ceramic Society*, 73 (1990) 787.
- [30] R.L.K. Matsumoto, *Journal of American Ceramic Society*, 70 (1987) 366.
- [31] J.C. Glandus, T. Rouxel, Q. Tai, "Study of the Y-TZP toughness by an indentation method". *Ceramic International*, 17 (1991) 129.
- [32] R.F. Cook, L.M. Braun, W.R. Cannon, "Trapped Cracks at Indentations: I, Experiments on Yttria-Tetragonal Zirconia Polycrystals". *Journal of Material Science*, 29 (1994) 2133.
- [33] M.S. Kaliszewski, G. Behrens, A.H. Heuer, "Indentation Studies on Y₂O₃-Stabilized ZrO₂: I. Development of Indentation-Induced Cracks". *Journal of American Ceramic Society*, 77 [5] (1994) 1185.
- [34] A.G. Evans, E.A. Charles, "Fracture toughness determination by indentations". *Journal of American Ceramic Society*, 59 (1976) 371.
- [35] D.K. Shetty, I.G. Wright, P.N. Mincer, A.H. Clauer, "Indentation fracture of WC-Cocermets". *Journal of Materials Science*, 20 (1985) 1873
- [36] J. Lesage, P. Démarécaux, O. Bartier, G. Mesmacque, "Détermination de l'adhérence de revêtements par le test d'indentation interfaciale". *La Revue de Métallurgie, CIT / Science et Génie des Matériaux*, Déc., 1993, pp 1655-1663.
- [37] J.B. Davis, H.C. Cao, G. Bao, A.G. Evans, "The fracture energy of interfaces : an elastic indentation technique". *Acta Metallurgica Materiala* 39, n° 5 (1991) 1019.
- [38] J. Colombon, B. Capelle, "Optimisation des procédés de dépôt plasma vis-à-vis de l'adhérence". *Contraintes résiduelles et Nouvelles technologies, Recueil de conférences, Edition du CETIM* (1990) 99.
- [39] C. Richard, J. Lu, J.F. Flavenot, G. Béranger, "Revêtements NiCrAlY projetés par plasma. Effet des contraintes résiduelles sur la ténacité à l'interface". *CETIM Informations*, n° 120 (1991) 67.
- [40] D. Choulier, "Contribution à l'étude de l'adhérence de revêtements projetés à la torche plasma. Modélisation et utilisation d'un test d'indentation à l'interface". Thèse de doctorat, Université de Compiègne (décembre 1989).
- [41] P. Ostojic, R. Mc Pherson, "Indentation toughness testing of plasma sprayed coatings". *Mat. Forum*, 10, n° 4 (1987) 247.
- [42] P. Démarécaux, "Adhérence et propriétés tribologiques de revêtement obtenus par projection thermique hypersonique". Thèse de doctorat, Université des Sciences et Technologies de Lille, Janvier 1995.
- [43] D.Chicot, P. Démarécaux, J. Lesage, "Mesure de la ténacité apparente d'interface par l'essai d'indentation interfaciale", *La revue de Métallurgie-CIT/Science et Génie des Matériaux*, Février, 1996, 245.
- [44] E. Meyer, *Phys.*, 2.9 (1908) 66.
- [45] P. Araujo, "Etude par indentation interfaciale de l'adhérence du revêtement Ni-Cr projeté thermiquement : Influence de l'hydrogène et effets thermiques", Thèse de doctorat, Université des Sciences

et Technologies de Lille, Septembre 2000.

[46] S. Palmqvist, *Jernkontorets Annaler, British Iron and Steel Industry Translation n° BISI 1865* (jan. 1961), 141, 5 (1957) 300.

[47] B.R. Lawn, A.G. Evans, D.B. Marshall, "Elastic/plastic indentation damage in ceramic: the median/radial crack system". *Journal of American Ceramic Society* 64, 9- 10 (1980) 574.

[48] G.R. Anstis, P. Chantikul, B.R. Lawn, D.B. Marshall, "A Critical Evaluation of Indentation Techniques for Measuring Fracture Toughness: I. Direct Crack Measurements". *Journal of American Ceramic Society* 64, 9 (1981) 533.

[49] J. Lesage, D. Chicot, "Role of residual stresses on interface toughness of thermally sprayed coating". *Thin Solid Films* 415 (2002) 143.

CHAPITRE II : FORMULATION ET CARACTERISATION DES BETONS

PARTIE A: FORMULATION DES BETONS

Sommaire

I. Introduction.....	74
II. Matériaux utilisés.....	74
II.1. Eau de gâchage	74
II.2. Les sables	74
II.3. Les granulats	76
II.4. Le ciment.....	77
II.5. Les ajouts cimentaires.....	77
II.6. Le super plastifiant.....	78
III. Formulation des bétons.....	78
III.3.1. Formulation du béton vibré	78
III.3.2. Formulation des bétons autoplaçants.....	79
IV. Essais sur les BAP à l'état frais.....	80
IV.1. Essai d'étalement au cône d'Abrams.....	80
IV.2. Essai de la boîte en L.....	80
IV.3. Essai de stabilité au tamis	81
IV.4. Essai d'entonnoir	82
IV.5. Masse volumique à l'état frais.....	84
IV.6 Vérification de la ségrégation	84
V. Conclusion	85

I. Introduction

De manière la plus générale le matériau béton, est un composite dans lequel on distingue deux phases: la matrice ou pâte de ciment durcie et les granulats. Le béton représente 60 à 70% des dépenses engendrées par la construction. Pour pallier au déficit dans la production du béton, diminuer son coût et augmenter ses performances mécaniques tout en préservant l'environnement, la préoccupation majeure actuellement de la recherche scientifique est de mettre au point des bétons à qui se caractérisent par des performances exceptionnelles.

L'objet de cette première partie de notre recherche est d'essayer de mettre au point quelques compositions de bétons auto plaçant, élaborés à partir de granulats locaux. Les résistances mécaniques souhaitées notamment la résistance en compression sur cylindre à 28 jours doit être d'au moins de 41MPa, et ce afin de classer les bétons dans la catégorie des bétons hautes performances

Pour atteindre cet objectif, nous avons confectionné huit compositions de bétons en faisant varier uniquement le paramètre rapport eau/liant équivalent ($E/L_{\text{éq}}$). Les autres paramètres (dosage en ciment, pourcentage d'adjuvant, quantité d'ajouts, et rapport G/S) ont été maintenus fixes. Lors de cette étude nous avons mesuré les principales propriétés des bétons à l'état frais et ce conformément aux recommandations relatives aux normes françaises relatives aux BAP, et ce en absence de protocoles normalisés au niveau de l'Algérie pour ce type de matériau.

II. Matériaux utilisés

Le choix des constituants de base qui allient résistance et ouvrabilité des bétons à fabriquer porte sur les matériaux suivants:

II.1. Eau de gâchage

Selon la norme NA1966 [1] l'eau de gâchage doit être vérifiée par les trois critères suivants: chimiques, physiques et mécaniques, si elle présente un doute. Pour éviter tout risque nous avons opté pour de l'eau potable du robinet, qui est régulièrement contrôlée par les services de l'ADE.

II.2. Les sables

Nous avons utilisés deux types: un sable roulé (S_R) siliceux d'étendue granulaire 0/3 provenant de la région de Chatt (Wilaya de Taref) et un sable concassé (S_C) d'étendue granulaire 0/4 issu de la région de Ain touta (Wilaya de Batna). Ils ont été mélangés dans le but d'avoir une étendue granulaire qui couvre le plus possible le fuseau granulaire préconisé pour les sables utilisés pour la fabrication des bétons. Une fois réceptionnés, les deux produits ont fait l'objet de mesures de quelques grandeurs dont physiques dont notamment :

- L'équivalent de sable (ES) [2],
- La teneur en eau [3],
- La compacité,

- La masse volumique apparente [3],
- La masse volumique absolue [3],
- L'analyse granulométrique [4].

Les essais ont été conduits conformément aux normes en vigueur en Algérie (NA). Les résultats obtenus sont consignés dans le tableau II.1.

Tableau II.1: Récapitulatif des essais sur les sables utilisés.

Nature de l'essai	Sable roulé	Sable concassé
Equivalent de sable (ES)	98,6	86,2
Teneur en eau (%)	4,6	4,6
Compacité	0,57	0,57
Masse volumique apparente (kg/m ³)	2640	2520
Masse volumique absolue (kg/m ³)	1518	1518

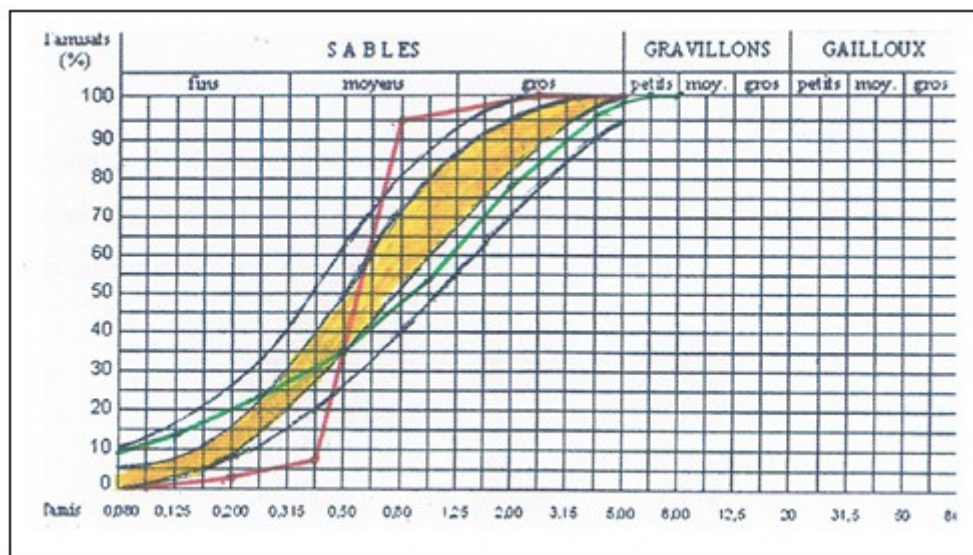


Figure. II.1: Courbe granulométrique du sable roulé utilisé.

Commentaires

Les équivalents de sables mesurés (86,2 et 98,6) sont supérieures à 80%, les sables testés sont donc très propre. Cependant cette absence presque totale de fines argileuses risque d'entraîner un défaut de plasticité du béton qu'il faudra rattraper par une augmentation du dosage en eau. Par ailleurs l'ensemble des résultats, à l'exception de l'étendue granulaire plus serrée, montre que le sable utilisé répond aux différentes normes en vigueur en Algérie concernant les granulats pour béton.

II.3. Les graviers

Pour la confection de nos éprouvettes en béton deux fractions de graviers de la carrière de concassage d'Ain Touta de la wilaya de Batna ont été choisies, les fractions 4/8 et 8/16. Nous avons volontairement limité la taille maximale des granulats à hauteur de 16mm afin de réduire au maximum les risques de ségrégation. En effet il est admis que la taille maximale des granulats destinés au BAP ne doit en aucun cas dépasser les 20mm. Là aussi, une fois sur place, les deux graviers ont subits les essais de caractérisations suivants:

- Masse volumique [3],
- Coefficient d'absorption [3],
- Los Angeles [5],
- Micro Deval [6],
- Analyse granulométrique [4].

Les résultats des essais effectués conformément aux différentes normes NA en vigueur ont donnés les résultats suivants:

Tableau II.2: Récapitulatif des résultats des essais sur les graviers utilisés.

Essai	Gravillon 4/8	Gravier 8/16
Masse volumique (kg/m ³)	2630	2650
Coefficient d'absorption	0.27	0.27
Los Angeles	24.1	24.1
Micro-Deval	14.1	14.1

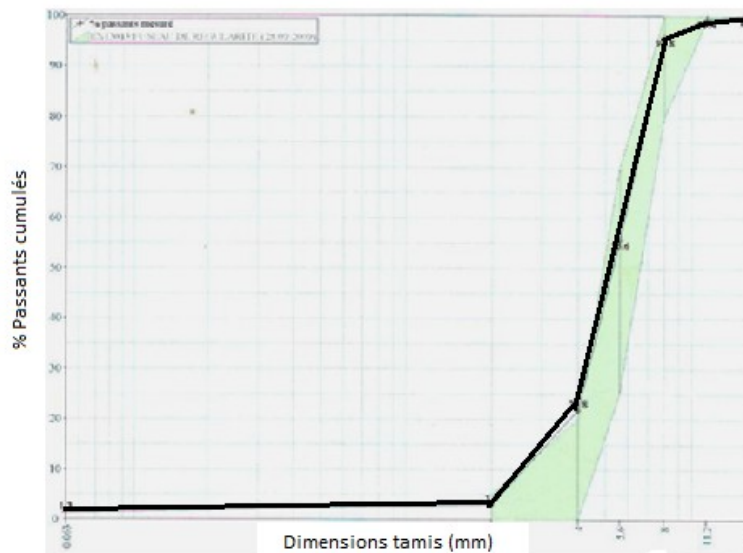


Figure II.2: Fuseau granulométrique de la classe 3/8 utilisée.

Commentaires

Les masses volumiques mesurées permettent de classer les deux graviers utilisés dans la catégorie des granulats dits courants. Par ailleurs le Los Angeles mesuré montre une nature minéralogique de type calcaire.

II.4. Le ciment

Pour tous l'ensemble des huit mélanges élaborés, nous avons utilisé un seul type de ciment de classe CPJ-CEM II/42.5A provenant d'une unique livraison de la cimenterie de Hdjar Essoud (Wilaya de Skikda). Les analyses physiques, chimiques et minéralogiques du CPJ42.5 communiquées par le producteur sont représentées respectivement dans les deux tableaux suivants :

Tableau II.3: Composition chimique du ciment employé.

Eléments	CaO	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	SiO ₂	SO ₃	MgO	Résidu insoluble	P.A.F
(%)	61,69	5,37	3	20,34	2,2	1,8	1,12	5,03

Tableau II.4: Caractéristiques physiques du CPJ 42,5.

Caractéristiques physiques	Valeurs
Densité absolue	3.15
Densité apparente	1.09
Surface spécifique Blaine	3371
Consistance normale (%)	25.6
Début de prise (mn)	123
Fin de prise (mn)	180
Expansion à chaud (mm)	1.80

II.5. Les additions cimentaires

II.5.1. Les fillers calcaires

Des fillers calcaires ont été utilisés comme complément à la phase fine du béton. Ils proviennent de la carrière d'Ain Touta (Wilaya de Batna) et sont de même nature minéralogique que les graviers utilisés. Selon les données disponibles, ils sont composés à plus de 80% de calcites, et présentent une distribution granulométrique conforme à la figure suivante :

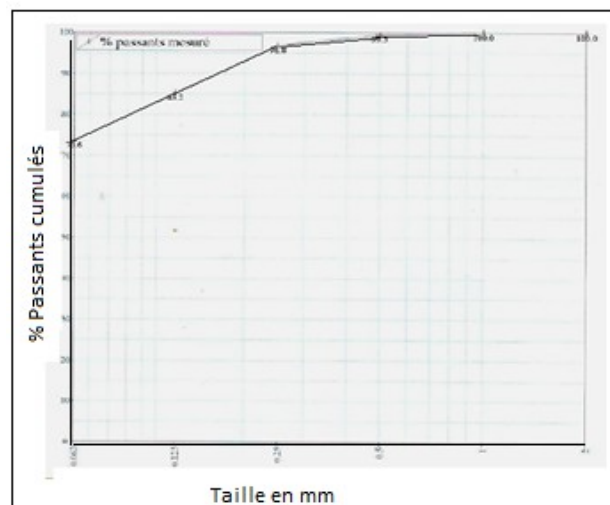


Figure II.3: Courbe granulométrique des fillers calcaire utilisés.

II.5.2. Le MEDAPLAST

Le "MÉDAPLAST HP" est un ajout en poudre pour confection de bétons à hautes performances. Il permet d'obtenir des bétons durables à résistances mécaniques élevées, et résistants aux agressions chimiques et atmosphériques. C'est un produit fabriqué localement par la firme «Granitex» [11].

II.6. Le super plastifiant

Concernant l'adjuvant nous avons utilisé le "MÉDAFLOW 30" qui est un super plastifiant haut réducteur d'eau de la troisième génération. Il est commercialisé par la firme Algérienne Granitex. C'est un produit conçu à base de polycarboxylate et qui améliore considérablement les propriétés des bétons. Le MÉDAFLOW 30 permet ainsi d'obtenir des bétons et des mortiers de très haute qualité. En plus de sa fonction principale de super plastifiant, il permet également de diminuer la teneur en eau du béton d'une façon remarquable. Selon sa fiche technique [11] le MÉDAFLOW 30 ne présente pas d'effet retardateur sur la prise du ciment. Enfin et grâce à ses propriétés il permet de réduire considérablement le rapport eau/ciment.

III. Formulations des bétons

En utilisant une gamme de constituants disponibles et très utilisés localement, nous avons entamé un travail de formulation des bétons autoplaçants à partir de celle du béton vibré (même phase inerte et dosage en ciment). Evidemment et à cause du caractère spéciale des BAP, ces derniers ne peuvent être formulés que moyennant le recours à un adjuvant et à un surplus de fines.

III.1. Formulation du béton vibré

Pour l'étude de la formulation du béton vibré (notés BV), nous avons utilisé la méthode de **Faury [7]**. Lors de cette étude, nous avons admis que le type de béton recherché est destiné au coulage d'éléments de structures et mis en place par vibrations (affaissement au cône d'Abram's de l'ordre de 5 à 9cm) avec un dosage en ciment de 400kg/m³.

La composition pondérale déduite de la méthode de Faury est exposée dans le tableau suivant :

Tableau II.5: Composition pondérale du béton ordinaire.

Composant	Composant en poids	Masse volumique	Composant en volume	Composition en poids
Ciment	18,2	3,1	5,87	400
Sable	37,8	2,64	14,32	813
Gravier	44	2,65	16,60	946
Eau	9,70	1.0	9,70	214

Ainsi la composition optimale du béton vibré se caractérise par un rapport graviers/sables de 1,16 et un rapport d'eau/ciment de 0,535.

III.2. Formulation des BAP

Pour l'étude de la composition des BAP, nous avons utilisé une formulation type trouvée dans la littérature que nous avons adaptée aux conditions locales. Les paramètres de l'étude sont :

- Le dosage en ciment est fixe (400kg/m³).
- Le dosage en adjuvant maintenu fixe à hauteur de 2% du poids du ciment,
- Le dosage en ultrafines est fixé de manière telle que la masse de la phase fine (mélange de ciment + ultrafines) soit de l'ordre de 500kg/m³.

A partir de la composition type, nous avons entrepris une série d'essais préliminaires consistant en la détermination du dosage en eau conduisant à un étalement au cône de l'ordre de 76cm (seuil requis pour les BAP^o). Ce travail préliminaire a abouti à la composition, par m³ de béton, suivante :

- Ciment = 360kg.
- Fines calcaire = 100kg.
- Ultra fine comme substitution au ciment = 32kg (soit environ 8% de la masse du ciment)
- Sables= 813kg.
- Graviers = 820kg.
- MÉDAFLOW 30 = 8kg
- Eau = 205kg.

A partir de cette composition on déduit celles des autres BAP et cela, en réduisant la teneur en eau avec introduction d'un agent fluidifiant dans le but de faire diminuer la porosité de la pâte, et en introduisant des ultrafines (100kg de fines calcaires + 8% de substitution de la masse du ciment en fumée de silice). Les compositions des BAP₁, BAP₂, BAP₃, BAP₄, BAP₅, BAP₆, BAP₇, BAP₈ et le BO₂ rassemblés dans le tableau II.6.

Tableau II.6: Compositions pondérales et paramètres de formulation des bétons d'étude.

Composition (kg/m ³) et paramètres de formulation	Désignation des bétons									
	BAP ₁	BAP ₂	BAP ₃	BAP ₄	BAP ₅	BAP ₆	BAP ₇	BAP ₈	BO ₁	BO ₂
Ciment	368	368	368	368	368	368	368	368	400	400
Fillers calcaires	100	100	100	100	100	100	100	100	-	-

MEDAPLAST	32	32	32	32	32	32	32	32	-	-
Sable roulé	570	570	570	570	570	570	570	570	570	570
Sable concassé	243	243	243	243	243	243	243	243	243	243
Gravillons 4/8	328	328	328	328	328	328	328	328	379	379
Gravillons 8/16	492	492	492	492	492	492	492	492	567	567
MEDAFLOW 30	8	8	8	8	8	8	8	8	-	13.2
Eau	205	196	187	178	169	160	151	142	214	144

IV. Essais sur les BAP à l'état frais

Elles comprennent les quatre essais suivants:

- 1) La mobilité et la capacité de remplissage : Etalement au cône d'Abram's SF,
- 2) La résistance à la ségrégation : Stabilité au tamis SR,
- 3) L'aptitude à l'écoulement : essai à la boîte en L,
- 4) La viscosité apparente : entonnoir en V

Ces essais normalisés applicables pour l'étude des propriétés des BAP à l'état frais sont développés brièvement ci-après.

IV.1. Essai d'étalement au cône d'Abrams

L'essai est réalisé avec le cône d'Abrams classique et consiste à mesurer, une fois le béton étalé, le diamètre final sur deux lignes perpendiculaires et à prendre la moyenne.



Figure II.4: Exemple de mesure de l'étalement des BAP au cône d'Abram's.

Une fois mesuré, on pourra classer le BAP étudié en fonction des valeurs du tableau suivant, et qui montre que ce type de béton est classé en trois classes distinctes.

Tableau II.7: Classe d'étalement au cône [8].

CLASSE	Etalement en mm
SF1	550 à 650

SF2	660 à 750
SF3	760 à 850

IV.2. Essai de la boîte en L

La boîte en L permet de tester la mobilité d'un BAP en milieu confiné et de vérifier que la mise en place du béton ne sera pas contrariée par des phénomènes de blocage de granulats. Cet essai permet ainsi d'évaluer la capacité l'écoulement d'un béton en milieu confiné, le risque de blocage et la ségrégation dynamique.

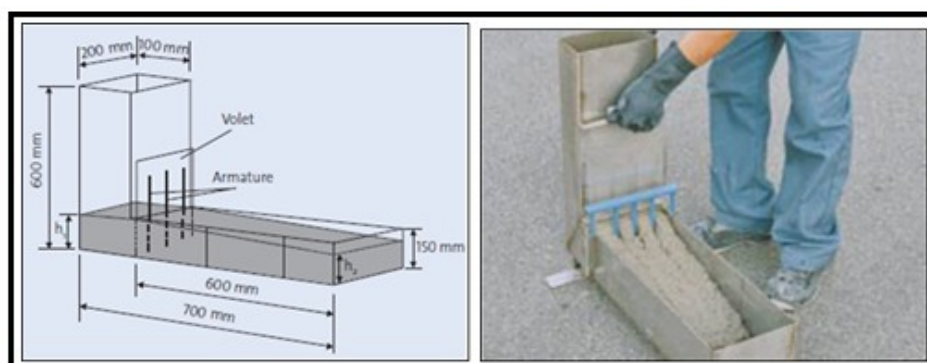


Figure II.5: Mesure de la fluidité à la boîte en L des BAP.

Tableau II.8: Classe d'aptitude à l'écoulement [8].

CLASSE	Taux de remplissage
PL1	$\geq 0,80$ avec 2 armatures
PL2	$\geq 0,80$ avec 3 armatures

IV.3. Essai de stabilité au tamis

Cet essai vise à apprécier le risque de ségrégation des BAP. Il complète les essais permettant d'apprécier la mobilité, en milieu confiné ou non, en caractérisant la stabilité. En fonction du résultat trouvé, on classe les bétons comme suit :

Tableau II.9: Classes de résistance à la ségrégation [8].

CLASSE	Pourcentage de laitance
SR1	≤ 20
SR2	≤ 15



Figure II.6: Mesure de la stabilité des BAP.

IV.4. Essai de l'entonnoir

Le principe consiste à mesurer le temps d'écoulement du béton à travers un moule en forme de V. Il est souvent utilisé pour définir la viscosité du béton auto plaçant. Plus le béton s'écoule rapidement hors de l'entonnoir, plus sa viscosité est faible.



Figure II.7: Mesure du temps d'écoulement des BAP.

Tableau II.10: Classes de viscosité apparente [8].

CLASSE	Temps (s) relatif à l'essai d'écoulement à l'entonnoir en V
VF1	< 9,0
VF2	9,0 à 25,0

Résultats et discussion

Les bétons présentés dans le tableau II.11 ont été testés conformément aux essais décrits précédemment et les résultats obtenus sont consignés dans le tableau suivant :

Tableau II.11: Caractérisation des bétons à l'état frais.

	BAP ₁	BAP ₂	BAP ₃	BAP ₄	BAP ₅	BAP ₆	BAP ₇	BAP ₈
Etalement (cm)	76	74,5	73	72	70,5	69,5	67,5	61,5
Boite en L	0.97	0.94	0.90	0.87	0.86	0.84	0.81	0,67
Entonnoir (s)	7,7	7,8	8	8,4	9,2	10,4	11,7	17,6
Stabilité (%)	26,1	19,9	14,8	11,7	8,6	5,9	4,4	2

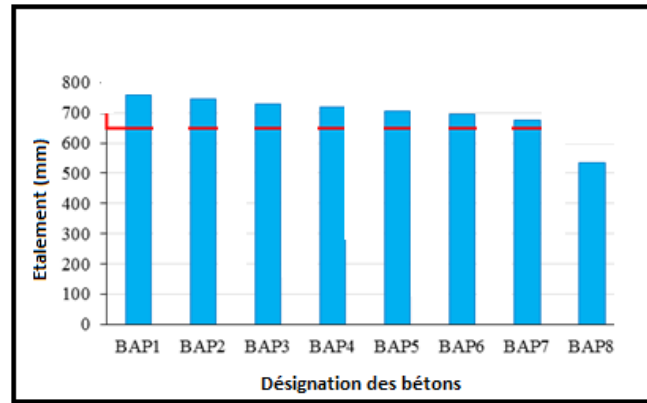


Figure II.8: Étalement des BAP au cône d'Abram's.

Concernant l'étalement au cône d'Abram's nous pouvons constater que l'ensemble des bétons respectent le critère d'étalement. Pour toutes les compositions, l'auréole de laitance à la périphérie des galettes de béton était absente ou très faible (de 1 à 2mm). De plus, les gros granulats ont toujours été entraînés correctement par la matrice cimentaire et ne sont pas restés amoncelés au milieu des galettes de béton.

Pour ce qui est de la consistance des bétons ordinaires, les affaissements mesurés sont respectivement de 8 et 5cm, correspondant ainsi à des bétons plastiques d'après la norme NF EN 206-1 [9].

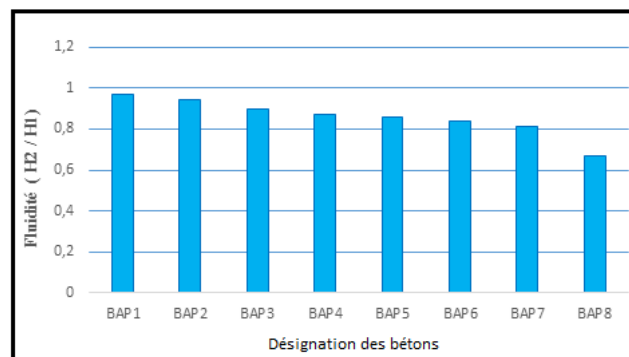


Figure II.9: Ecoulement PL des BAP confectionnés.

Sur la ségrégation dynamique (boîte en L) des BAP, le plus important dans l'essai est que le béton testé s'écoule à travers les armatures correctement. Sur ce point, tous les BAP présentent des taux de remplissage supérieur à 0,8 à l'exception de la composition BAP8 qui présente une valeur inférieure au seuil préconisé (0,67).

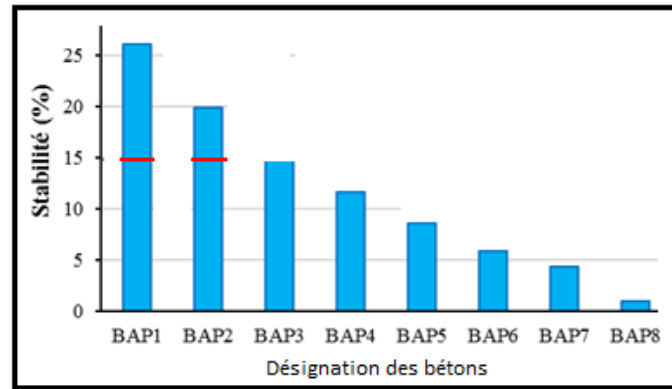


Figure II.10: Stabilité au tamis des différents bétons confectionnés

Sur la ségrégation statique, les BAP3, BAP₄, BAP₅, BAP₆, BAP₇ et le BAP₈ qui ont un taux de ségrégation inférieur à 15%, ils correspondent donc à la classe SR2, le BAP2 à la classe SR1, le BAP1 présente une stabilité de 26.6 valeur non autorisée par la norme NF EN 206-9 [9].

IV.5. Masse volumique à l'état frais des bétons

Afin de contrôler la densité du béton, nous avons procédé à des mesures de masses sur des cylindres. Les résultats des essais de la densité à l'état frais sont présentés dans le tableau suivant :

Tableau II.12: Masses volumiques des bétons à l'état frais.

Désignation du béton	Masse volumique mesurée (kg/m ³)	Masse volumique théorique (kg/m ³)
BAP3	2251	2328
BAP4	2370	2319
BAP5	2488	2310
BAP6	2496	2301
BAP7	2446	2292
BO1	2235	2373

Les écarts constatés entre masses volumiques théoriques et expérimentales sont faibles (de l'ordre de quelques pourcents), les formulations peuvent être conservées.

IV.6. Vérification de la ségrégation

Un autre moyen de contrôler la ségrégation d'un BAP consiste à scier une éprouvette de béton durci dans le sens transversal et d'observer la répartition des granulats dans le haut, le milieu, et le bas. Les photos suivantes représentent la disposition des granulats dans différentes zones pour le BAP4.

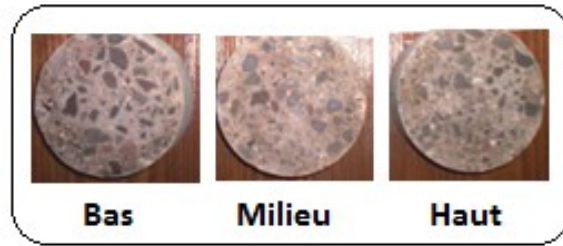


Figure II.11: Répartition des granulats pour le BAP₄.

Ces photos montrent bien le fait que la formulation est effectivement sujette à la ségrégation statique et ou dynamique. En effet les granulats ne sont pas en effet régulièrement répartis sur toute la hauteur de l'échantillon scié qui a été coulé verticalement depuis le haut.

V. Conclusion

L'étude des propriétés à l'état frais nous conduit de conclure que sur les huit compositions testées, six d'entre elles répondent aux critères de la norme NF EN 206-9. Ces formulations ont été retenues, à côté des bétons ordinaires, pour la caractérisation mécanique qui va être développée dans la deuxième partie du présent chapitre.

PARTIE B: CARACTERISATION MECANIQUE

Sommaire

I. Introduction.....	86
I.1. Cure des éprouvettes	86
I.2. Résistance à la compression	86
I.3. Résistance à la traction par fendage.....	89
I.4. Etude de l'influence du type de mise en place.....	90
II. Conclusion.....	92
Références bibliographiques	93

I. Introduction

Les essais mécaniques ont été conduits dans le cadre des protocoles des normes Algériennes. ([9], [10]). Pour chacune des compositions, nous avons réalisé l'étude expérimentale des propriétés suivantes mécaniques suivantes :

- 1- La résistance à la compression sur cylindre à 7, 14 et 28 jours,
- 2- La résistance par fendage sur cylindre à 7, 14 et 28 jours,

Les compositions, des bétons, retenues pour cette étude sont présentées dans le tableau II.13.

Tableau II.13: Compositions des bétons étudiés.

Notations	Dosage en kg/m ³						
	Ciment	Fillers (Fines)		Eau	SP	Graviers G4/8 + G8/16	Sable S _R 0/3 + S _C 0/4
		F _{calcaire}	F _{silice}				
BAP ₃	368	100	32	187	8	820	813
BAP ₄	368	100	32	178	8	820	813
BAP ₅	368	100	32	169	8	820	813
BAP ₆	368	100	32	160	8	820	813
BAP ₇	368	100	32	151	8	820	813
BO ₁	400	-	-	214	-	946	813
BO ₂	400	-	-	244	13,2	946	813

I.1. Cure et conservation des éprouvettes

Une fois coulées, les échantillons sont couverts avec un film plastique pour éviter l'évaporation de l'eau. Le démoulage est effectué à un jour et les éprouvettes sont ensuite conservées en cure correspondante jusqu'au démarrage des essais respectifs. Les éprouvettes destinées à l'écrasement pour la détermination des propriétés mécaniques sont conservées dans l'eau et à une température de $20 \pm 2^\circ\text{C}$.

I.2. Résistance à la compression

Quinze éprouvettes (16x32)cm² sont testées pour chaque échéance d'essai.



Figure II.12: Ecrasement des cylindres en compression.

.Les résultats obtenus sur l'étude des contraintes ultimes en compression à 28 jours (sur cylindre) sont rassemblés dans le tableau II.14.

Tableau II.14: Résistance à la compression à 28 jours.

Résistance à 28j (MPa)	Désignation des bétons						
	BAP ₃	BAP ₄	BAP ₅	BA ₆	BAP ₇	BO ₁	BO ₂
	36.7	41.3	46.5	54.3	61.7	36.4	53.6

Les résistances à 28 jours mesurées sur cylindre varient pour les cinq BPA entre 36,7 et 61,7MPa. Ainsi quatre d'entre elles peuvent être considérées comme BAPHR. Ainsi les objectifs visés en termes de performances mécaniques sont bien atteints.

1.2.1. Influence de l'âge sur la résistance à la compression

Nous avons également étudiés l'évolution de la résistance en compression dans le temps. Les résultats obtenus sont reportés directement dans le tableau II.15 et schématisés à travers II.13.

Tableau II.15: Résistance à la compression à différents échéances.

Résistance à la compression (MPa)		Désignation des bétons						
		BAP ₃	BAP ₄	BAP ₅	BAP ₆	BAP ₇	BO ₁	BO ₂
Résistance à la compression (MPa)	7 jours	25,3	28,5	32,5	36,4	41,4	27,4	40,2
	14 jours	32,3	36,3	41	50,2	57	34,1	48,8
	28 jours	36,7	41,3	46,5	54,3	61,7	36,4	53,6

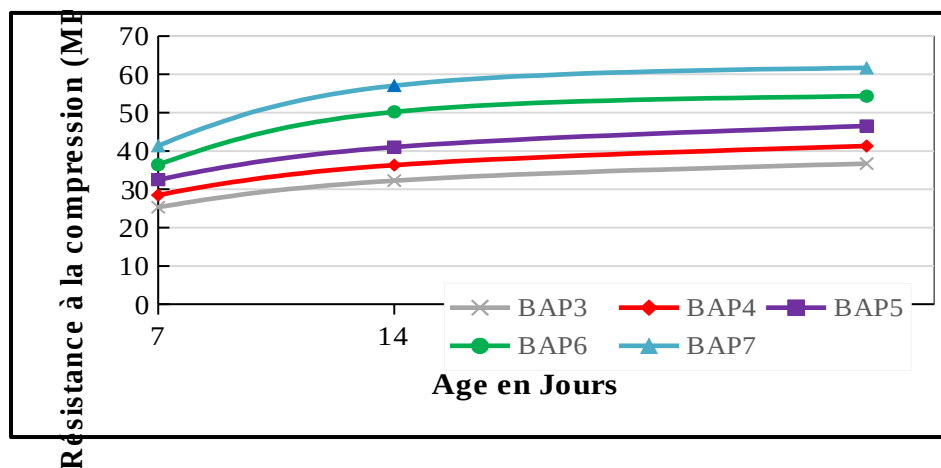


Figure II.13: Evolution de la résistance à la compression dans les temps

Sur la figure II.13 les résistances des bétons sont présentées en fonction du temps. En analysant les courbes de cette figure, on peut constater que ces résistances sont quasiment croissantes.

1.2.2. Influence du rapport E/L_{eq} sur la résistance à la compression

La figure II.14 présente les résistances en compression des bétons BAP3, BAP₄, BAP₅, BAP6 et BAP7 en fonction de leurs rapports E/L_{eq} . Les compositions ne diffèrent que par ce rapport et contiennent toutes le même volume de pâte. Il est avéré que le rapport E/L_{eq} est un des facteurs les plus influents sur les résistances en compression. La figure II.14 montre que pour des BAP avec des volumes de pâte relativement élevés comme ceux que nous avons testés, l'influence du rapport E/L_{eq} est comparable à celle obtenue par d'autres auteurs sur des BV (de Larrard et al., 1992), (kolias et al., 2005).

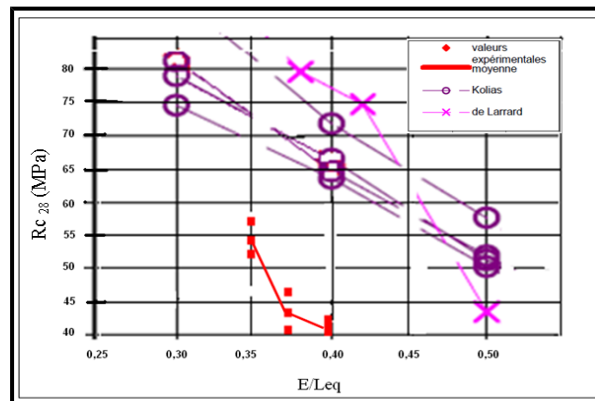


Figure II.14: Influence du rapport E/L_{eq} sur la résistance en compression.

L'histogramme de la figure II.15 montre l'augmentation des résistances à la compression à 7 jours, 14 jours et 28 jours et cela est dû à une diminution de la teneur en eau de 0,41 à 0,33. On constate qu'avec un E/L_{eq} égale à 0,33 la résistance à la compression atteint les 61,7MPa et rentre dans le domaine des hautes performances.

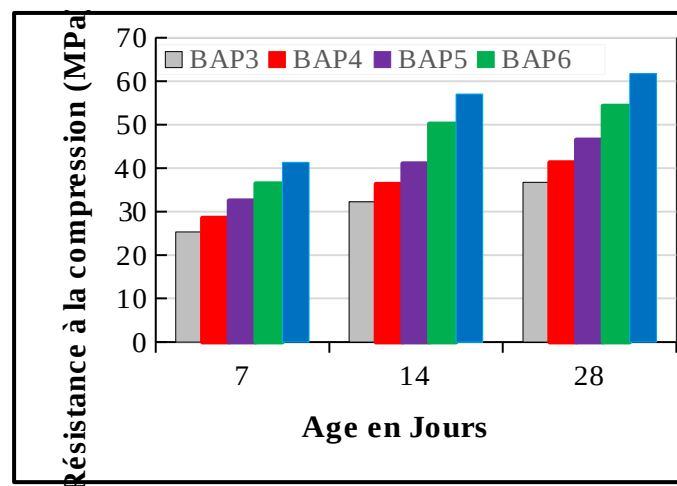


Figure II.15: Influence du rapport E/L_{eq} sur la résistance à la compression.

I.3. Résistance à la traction par fendage

Il consiste à soumettre une éprouvette cylindrique à un effort de fendage, par application de forces de compression radiales suivant deux génératrices diamétralement opposées (figure II.16).

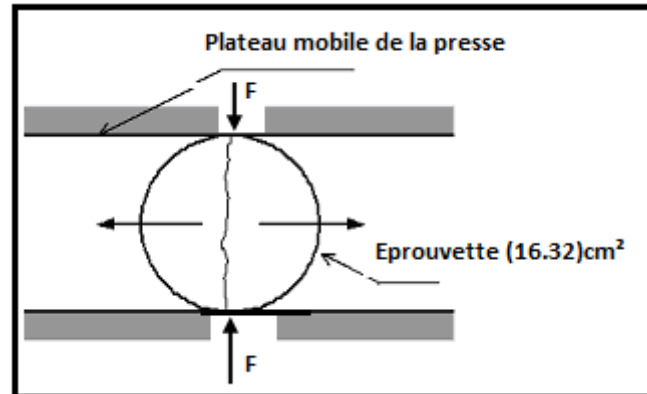


Figure II.16: Essai de fendage.

L'essai de traction par fendage a été effectué sur des éprouvettes cylindriques (16.32)cm² en utilisant un dispositif convenable. La résistance à la traction du béton se déduit de la force appliquée F par la formule empirique suivante:

$$\sigma = 0,55 \frac{F}{(d \times l)} \quad [\text{Eq.II.1}]$$

où (F) représente la charge de compression transversale provoquant la rupture par fendage, (d) et (l) étant respectivement le diamètre (16cm) et la longueur (32cm) de l'éprouvette testée

Trois éprouvettes pour chaque type de BAP et trois autres pour chaque type de BO sont testées pour chaque échéance d'âge. Les résultats obtenus sont rassemblés dans le tableau II.

Tableau II.16: Résistance à la traction par fendage sur éprouvette cylindrique.

		Bétons						
		BAP ₃	BAP ₄	BAP ₅	BAP ₆	BAP ₇	BO ₁	BO ₂
Résistance à la traction par fendage (MPa)	7 jours	2,33	2,39	3,04	3,11	2,97	2,47	3,05
	14 jours	2,97	3,21	3,23	3,44	4,1	3,32	3,39
	28 jours	3,39	3,44	3,88	3,91	4,44	3,37	3,87

II.3.1. Influence de l'âge sur la résistance à la traction par fendage

La figure II.17 montre que la résistance à la traction par fendage augmente avec l'âge des éprouvettes. Les meilleures performances mécaniques observées ont été observées pour la composition BAP7.

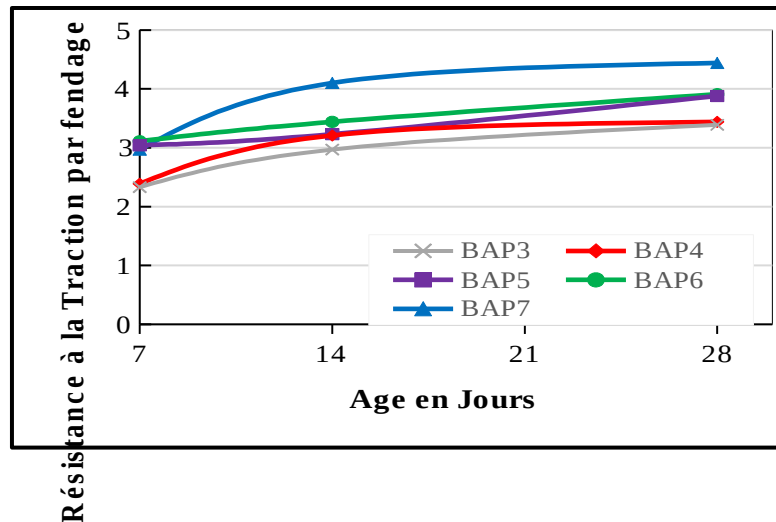


Figure II.17: Evolution de la résistance par fendage dans le temps.

II.3.2. Influence du rapport E/L_{eq} sur la résistance à la traction par fendage

L'historgramme de la figure II.18 montre l'augmentation des résistances à la traction par fendage à 7 jours, 14 jours et 28 jours et cela est dû à une diminution de la teneur en eau (c'est-à-dire du rapport E/L_{eq}) de 0,41 à 0,33. On constate qu'avec un E/L_{eq} égale à 0,33 la résistance à la traction par fendage atteint les 4,4MPa à 28 jours et c'est sa plus grande valeur.

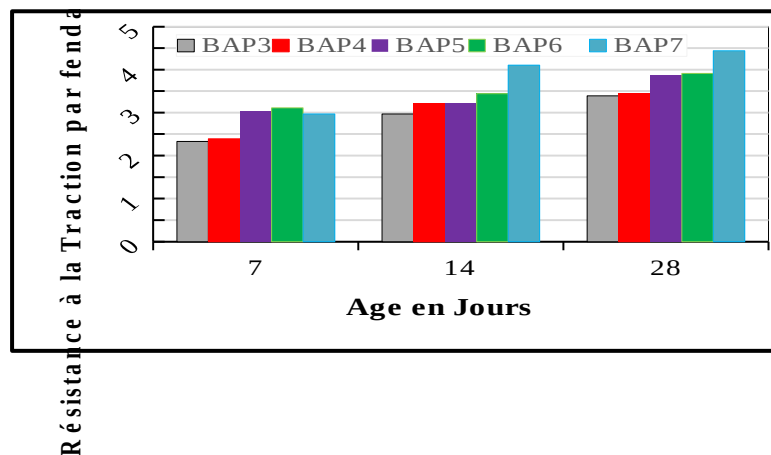


Figure II.18: Influence du rapport E/L_{eq} sur la résistance à la traction par fendage.

II.4. Etude de l'influence du type de mise en place

Afin d'étudier l'influence du mode de mise en place sur les propriétés mécanique des bétons durcis nous avons comparé deux types de bétons (BAP4 et le BO_1) ne diffèrent presque que par les quantités d'adjuvants, les fines calcaires et les ultrafines introduits. A l'état frais, le BO_1 possède un affaissement de 8cm alors que le BAP₄ se caractérise par un étalement de 720mm. Le tableau II.17

présente les résultats de résistance en compression et de module d'élasticité obtenu pour ces deux bétons.

Tableau II.17: Résistance en compression et module d'élasticité du BAP₄ et du BO₁.

Béton	Résistance à la compression (MPa)		Module d'élasticité (GPa)	
	Valeurs expérimentale	Moyenne	Valeurs Expérimentale	Moyenne
BAP ₄	42,5	41,3	37,9	37,6
	40,5		37,3	
	41,0		37,5	
BO	39,9	36,4	37,1	36,7
	40		37,1	
	35,4		35,7	

Ce tableau permet d'observer que la résistance en compression du BO₁ est un peu plus faible que celle du BAP₄ alors que les modules d'élasticité sont similaires. Le mode de mise en place ne semble pas, dans le cas de ces deux bétons, avoir une influence importante sur les propriétés mécaniques à l'état durci du matériau seul. Toutefois, l'influence du mode de mise en place du béton serait sans doute plus importante, en faveur du BAP, dans le cas du coulage d'un élément de structure, notamment en présence d'un réseau dense d'armatures.



Figure II.19: Processus de rupture des éprouvettes en compression.

La figure II.19 montre une partie de l'échantillon BAP₄ après écrasement en compression. On voit nettement que les surfaces de rupture épousent le contour des granulats. Ceci est dû à une séparation entre le mortier et les granulats par rupture de l'auréole de transition le long des surfaces latérales des granulats.

III. Conclusion

Dans le but d'étudier l'effet du rapport E/L_{eq} , une méthode de formulation basée sur la réduction de la teneur en eau a été mise au point. L'influence de ce paramètre de composition sur les propriétés mécaniques des huit BAP formulés à partir de cette méthode a été étudiée. Les résultats obtenus montre que, de manière similaire aux bétons ordinaires (BO) ou vibrés (BV) le rapport E/L_{eq} a une forte influence sur leurs résistances en compression. Comme pour les bétons ordinaires (BO) ou vibré (BV), le module d'élasticité décroît lorsque le rapport E/L_{eq} augmente.

La comparaison des résultats obtenus sur un BAP et un BO ne différant que par les quantités de fluidifiants (MÉDAFLOW 30), de fines calcaires et d'ultrafines (MÉDAPLAST HP) a montré que, dans ce cas, le mode de mise en place à une faible influence sur la résistance en compression et le module d'élasticité pour des corps d'épreuves à l'échelle du matériaux.

Références bibliographiques

- [1] Norme NA1966: Bétons - Eau de gâchage pour béton de construction. Institut Algérien de la normalisation.
- [2] NA455 Essais pour déterminer les caractéristiques géométriques des granulats - Evaluation des fines - Equivalent de sable). Institut Algérien de la normalisation. Institut Algérien de la normalisation.
- [3] Norme NA451 : Mesure des masses volumiques, coefficient d'absorption et teneur en eau des sables. Institut Algérien de la normalisation.
- [4] Norme NA2067 : Analyse granulométrique par tamisage. Institut Algérien de la normalisation.
- [5] NA457 : Granulats - essai d'usure Micro-Deval. Institut Algérien de la normalisation
- [6] NA458 : Granulats - Essai de Los Angeles. . Institut Algérien de la normalisation.
- [7] G.Dreux., Nouveau guide du béton, Editions Eyrolles.
- [8] Norme NF EN 206-9 (2005). Agence française de la normalisation.
- [9] Norme NA427; Bétons - Détermination de la résistance à la compression des éprouvettes. Institut Algérien de la normalisation.
- [10] Norme NA430; Bétons - Détermination de la résistance à la traction par fendage des éprouvettes. Institut Algérien de la normalisation.

CHAPITRE III : ETUDE DES PROPRIETES DES BAP PAR INDENTATION INSTRUMENTEE

PARTIE A : DETERMINATION DU FLUAGE DES BETONS PAR INDENTATION INSTRUMENTEE

Sommaire

I. Introduction.....	97
II. Approche expérimentale.....	97
II.1. Préparation des échantillons.....	98
II.2. Déformations différées du béton.....	99
II.3. Essais de fluage d'indentation.....	102
II.4. Résultats et discussions.....	104
II.5. Résultats de l'étude des comportements différés.....	106
III. Conclusion.....	119
Références bibliographiques.....	121

I. Introduction

En tant que l'une des propriétés les plus importantes du béton, le fluage affecte de nombreux aspects de la performance des structures, tels que la perte de précontrainte dans les éléments en béton et la déformation excessive dans les poutres de ponts, etc. [1]. L'établissement d'un modèle de fluage solide est nécessaire non seulement pour prédire avec précision les déformations dépendant du temps et les développements de contraintes dans les éléments en béton pendant leur durée de vie, mais aussi pour l'adaptation du matériau afin d'obtenir un meilleur béton. Les théories et les modèles de fluage actuels sont basés sur les tests macroscopiques classiques réalisés sur des éprouvettes de béton. Les résultats des tests reposent largement sur les conditions d'essai, qui peuvent ne pas refléter le véritable mécanisme du fluage. Comme on le sait, le béton est un composite très hétérogène contenant des inclusions dispersées de façon aléatoire avec une échelle de longueur allant du nano au micro mètre.

De nombreuses propriétés macroscopiques du béton proviennent des structures et des phases nano et microscopiques sous-jacentes. Les propriétés mécaniques et de fluage des matériaux peuvent être obtenus à l'aide de la technique de nano, micro ou macroindentation instrumentée [2]. Les changements de charge et de déplacement de l'indenteur au cours du temps sont mesurés quand une pointe de cet indenteur est pressée dans un échantillon dans différents modes de chargement, à partir desquels les propriétés élastiques et de fluage sont évaluées. Cette technique a été adoptée depuis deux décennies pour caractériser les matériaux homogènes et les films minces [3].

Alors qu'au cours de la dernière décennie, il a été de plus en plus utilisé pour caractériser les matériaux cimentaires hétérogènes pour les mesures du module (E) et de la dureté (H) [4, 5]. Dans le même temps, la technique d'indentation a été introduite pour mesurer le comportement au fluage des matériaux cimentaires en raison de son avantage supérieur à réduire significativement le temps de mesure pour observer le comportement au fluage [6, 7]. Le test d'indentation est classé comme nanoindentation, microindentation ou macroindentation en fonction de l'ampleur de la profondeur et de la charge d'indentation [8, 9]. Une macroindentation avec une charge maximale de 2000N maintenue constante pour 1000s a été normalement utilisée dans cette étude pour prouver expérimentalement le phénomène de fluage total des matériaux testés.

Contrairement au test de nanoindentation, la micro ou macroindentation ne sondent pas la phase individuelle dans le composite testé, elle consiste à caractériser les propriétés composites de la matrice cimentaire durcie ou d'autres matériaux composites [10, 11]. Nguyen et al. [7] ont mesuré le fluage de micro-indentation du C-S-H monphasique sous la charge maximale de 1 et 5N, en étudiant l'influence de la porosité sur les propriétés mécaniques de l'indentation. Zhang et al. [12] ont mesuré le fluage en indentation de la matrice cimentaire durcie sous l'ampleur de la charge de 20N, ils ont conclu que le comportement du micro fluage de la matrice cimentaire durcie se compare bien au macro-fluage classique du béton.

Pour explorer davantage le mécanisme de fluage et le comportement à travers l'échelle macrométrique, nous avons choisi de travailler macroscopiquement à une charge d'indentation maximale suffisante de 2000N pour caractériser un volume élémentaire représentatif du matériau BAP, intégrant une réponse moyennée globale du composite lui-même et non de ses phases individuelles. Une analyse des courbes d'indentation par approche analytique est alors proposée, donnant enfin différentes profondeurs d'indentation qui caractérisent ce fluage. De ce fait, nous montrerons que des expériences de fluage de quelques minutes par macroindentation instrumentée permettent d'estimer correctement le fluage long-terme de bétons [13], alors que ce fluage est habituellement caractérisé classiquement en mois voire même en années à l'échelle macroscopique.

Enfin, des techniques complémentaires telles que la microscopie optique (MO) et la microscopie électronique à balayage sont également utilisées pour analyser les effets de la microstructure et l'ampleur de la charge appliquée sur les propriétés de fluage de la matrice cimentaire durcie.

II. Approche expérimentale

Les bétons autoplaçants utilisés dans cette étude sont de deux gammes de résistances différentes: une résistance moyenne de béton autoplaçant d'ouvrage et une haute résistance de béton autoplaçant à hautes performances. Leurs élaborations sont simples et permettent de moduler facilement leurs teneurs en eau sous la forme d'un rapport eau-liant (E/Léq). Cinq BAP à différent rapport E/Léq ont été spécifiquement étudiés : BAP1 (0,41), BAP 2 (0,39), BAP3 (0,37), BAP4(0,35) et BAP5 (0,33). Les échantillons durcis sont conservés à une température ambiante pour toutes les mesures réalisées par la suite.

Les essais d'indentation sont réalisés avec une machine Zwick Rowell de 2,5kN (figure III.1) en utilisant un montage développé au laboratoire de l'Ecole Nationale Supérieure Arts et Métiers-Paris Tech, Lille (France). Les indentations ont été réalisées à l'aide d'une sphère en carbure de tungstène de rayon $R = 10\text{mm}$ pour l'étude de fluage total sous ses deux formes : déformation différées totales ($h - h_0$) et déformations différées relatives totales $(h - h_0)/h_0$. Les déformations, ici, sont des profondeurs d'indentation. Le cycle de chargement consiste en une montée en charge à force imposée, suivi d'une décharge jusqu'à force nulle. La figure III.1 montre une courbe typique obtenue sur un échantillon de BAP.

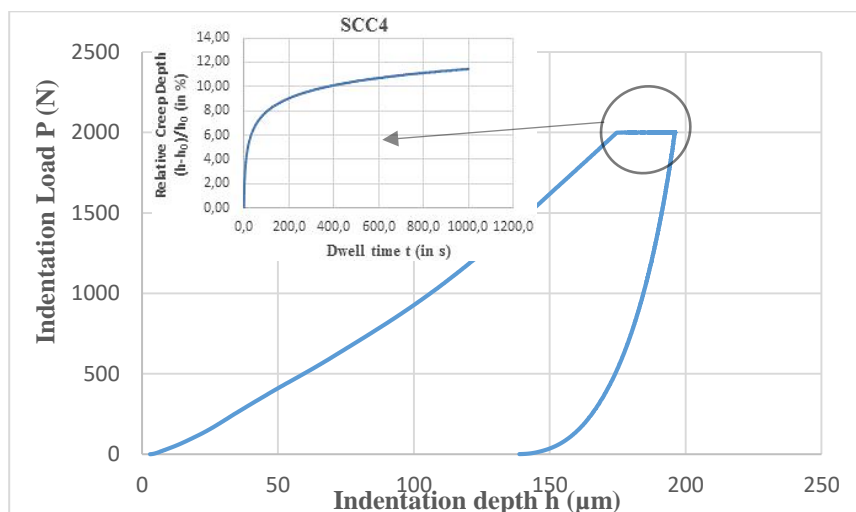


Figure III.1: Courbe classique de charge-décharge obtenue par indentation vickers du BAP4 avec une charge maximale de 2000N et un temps de maintien de 1000s de cette charge.

Il a été également possible, dans l'étude actuelle, d'extraire des essais d'indentation sphérique des courbes de déformation en fonction du temps, donnant différentes valeurs de fluage total en termes de profondeurs $(h_{\text{max}} - h_0)$ et de profondeurs relatives $\text{max } (h_{\text{max}} - h_0)/h_0$.

Tableau III.1: Conception de mélange pour les BAP et les BV de référence.

Béton	BAP1	BAP2	BAP3	BAP4	BAP5	BV1	BV4
CEM I 42.5 N (c)	368	368	368	368	368	400	400
Sable de mer 0/3 (sm)	570	570	570	570	570	570	570
Sable concassé (0/4 (sc)	243	243	243	243	243	243	243
Gravier 4/8 (g1)	328	328	328	328	328	328	379
Gravier 8/16 (g2)	492	492	492	492	492	567	567
Fillers calcaires (fc)	100	100	100	100	100	---	---
Fumée de silice (fs)	32	32	32	32	32	---	---
Eau effective (w)	187	178	169	160	151	214	144
Superplastifiant (sp)	8	8	8	8	8	---	13.2
E/Léq	0.41	0.39	0.37	0.35	0.33	0.53	0.36

II.1. Préparation des échantillons

Sept éléments de béton identiques à grande échelle ont été fabriqués en même temps. Les bétons vibrés (BV) ont été coulés et compactés en utilisant un vibreur mécanique portatif conventionnel. Les bétons autoplaçant étaient normalement coulés dans le coffrage en le remplissant tout le long de 1200mm sur une section de $(140 \times 140) \text{mm}^2$ sans vibration. Le coffrage a été démoulé en une journée et les éléments en béton ont immédiatement été mis à l'eau pendant 28 jours pour durcissement. Les échantillons consacrés à l'essai de fluage d'indentation ont été extraits de la section médiane de l'élément en béton en coupant des noyaux de $140 \times 140 \text{mm}$ perpendiculairement à sa longueur. De petits échantillons de longueur = 70mm, de largeur = 70mm et d'épaisseur = 22mm ont ensuite été découpés

à partir de ces échantillons à l'aide d'une scie à diamant. Cela a ensuite été suivi par des procédures [20] comprenant le découpage avec précision, le meulage, le polissage et le nettoyage par ultrasons pour obtenir des éprouvettes parallélépipédiques finales (70x70x18)mm³ pour l'essai d'indentation.

II.2. Déformations différées sous chargement stationnaire

Le fluage est la variation dimensionnelle différée due à l'application d'un chargement mécanique extérieur maintenu constant dans le temps. Ce phénomène semble être étroitement lié à la présence d'eau dans le matériau. Par ailleurs, et du point de vue de l'identification expérimentale, la déformation de fluage dans les essais classiques est par convention égale à la déformation différée totale sous charge diminuée de la déformation de retrait. Il est connu depuis très longtemps, que le comportement du béton sous chargement mécanique nous a permis de constater deux types de réponse :

1. Une déformation instantanée (juste au moment du chargement de l'application de la sollicitation).
2. Une déformation différée (déformation s'ajoutant directement à la déformation instantanée, et dont la vitesse diminue avec le temps).
3. Ceci a été observé par le maintien d'une éprouvette sous une contrainte constante : la déformation croît dans le temps (voir figure III.2). Réciproquement, le maintien d'une déformation constante imposée, s'accompagne d'une diminution de la contrainte au cours du temps (relaxation).

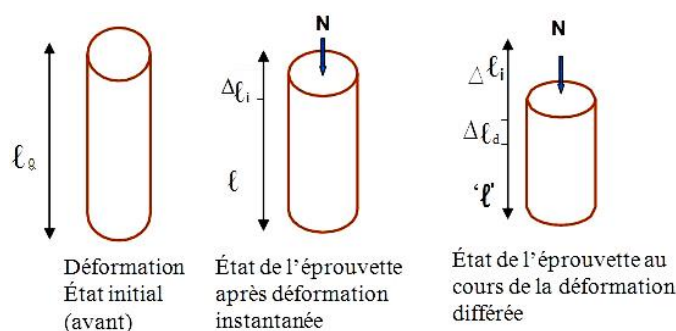


Figure III.2: Essai de compression sur une éprouvette cylindrique en béton.

L'observation du comportement du matériau béton sur des échantillons de laboratoire ou sur des ouvrages réels, montre que les déformations les plus couramment constatées ne sont pas uniquement liées à l'intensité du chargement subi mais dépendent du comportement du matériau dans le temps, en effet, le béton est un matériau en continuelle évolution, entraînant des problèmes de déformabilité et de fissuration.

- Sous un programme de sollicitation variable dans le temps, il y a donc une interaction entre la part de la réponse qui est due aux valeurs passées de la sollicitation (comportement rhéologique héréditaire

du béton) et la part actuelle qui est due aux valeurs actuelles de cette dernière. Ceci nous mène à conclure qu'une réponse est difficile à prévoir, car elle dépend de façon plus ou moins complexe, de toute l'histoire antérieure de la sollicitation. On distingue que le comportement du béton est héréditaire, quand la réponse dépend de son histoire passée, pour le béton la chronologie intervient sous deux formes telles que : la viscoélasticité et le vieillissement.

- A partir de la figure III.3, on peut comprendre schématiquement la définition du terme fluage : lorsqu'on soumet une éprouvette de béton au temps τ à une compression uni-axiale d'intensité constante σ_0 , la déformation d'origine mécanique passe d'abord de la valeur nulle à une valeur non nulle ε_0 due au comportement élastique instantané du matériau.
- Pour $t > \tau$ la déformation du matériau évolue en fonction du temps. C'est ce que l'on appelle donc : le phénomène de fluage.

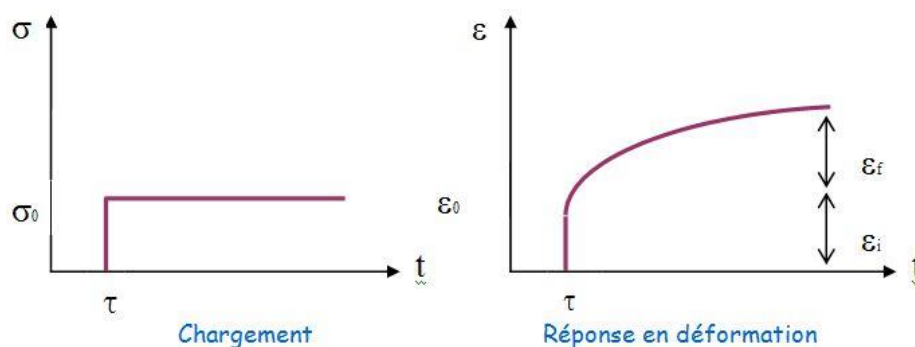


Figure III.3: Schématisation de l'expérience de fluage d'indentation.

Avec :

ε_f tot: déformation différée du fluage total = $\varepsilon_i + \varepsilon_f$

ε_f : déformation différée du fluage propre.

ε_i : déformation élastique instantanée.

II.2. 1. Déformations différées du béton durci à température ambiante

Nous décrivons dans ce paragraphe la procédure expérimentale permettant de déterminer les évolutions des déformations différées à ($20^\circ\text{C} \pm 1^\circ\text{C}$) et ($50\% \pm 5\% \text{HR}$), telle que exigé par les normes : **TC 107-CSP RILEM [24]** et **C 512- 02 ASTM [23]**. Nous rappelons que les déformations différées sont de deux types :

- déformation différée sans charge, désignée par retrait libre, mesurée directement,
- déformation différée sous charge désignée par le fluage total.

La déformation différée sous charge est définie, dans le cas de température ambiante ($20 \pm 1^\circ\text{C}$), et l'humidité relative à ($55 \pm 5\%$) quel que soit le mode de conservation de l'éprouvette, par la somme de 3 composantes qui sont :

1. la déformation instantanée (ϵ instantanée) due à l'application de contrainte
2. le retrait (ϵ retrait), dans le cas des essais classiques.
3. la déformation de fluage propre (ϵ fluage),

En effet, la déformation de fluage propre n'est pas une grandeur directement mesurable. Elle est évaluée par la différence des évolutions des déformations différées dans le temps des bétons chargés (déformations de fluage total) et non chargés (déformations de retrait libre) mesurées, séparément, en parallèle et aux mêmes échéances (cas des essais classiques). La déformation instantanée ayant été au préalable retranchée des déformations totales mesurées sous charge). Dans le cas des déformations différées sous charge d'indentation, les déformations de retrait libre mesurées, séparément, en parallèle et aux mêmes échéances (1000s) des déformations de fluage total (fluage propre + déformation instantanée élastique) sont prises comme négligeables voire nulles vu la très courte échéance de l'essai (1000s). Delors, on parlera dans ce qui suit de déformations différées totales ou de fluage total.

La recouvrance, obtenue au déchargement (rupture) qui se décompose elle aussi en recouvrance instantanée et recouvrance différée (figure III.4), n'existe pas dans les déformations différées par indentation (voir figure III.3). La figure III.4 illustre la séparation conventionnelle des déformations différées dans les essais classiques.

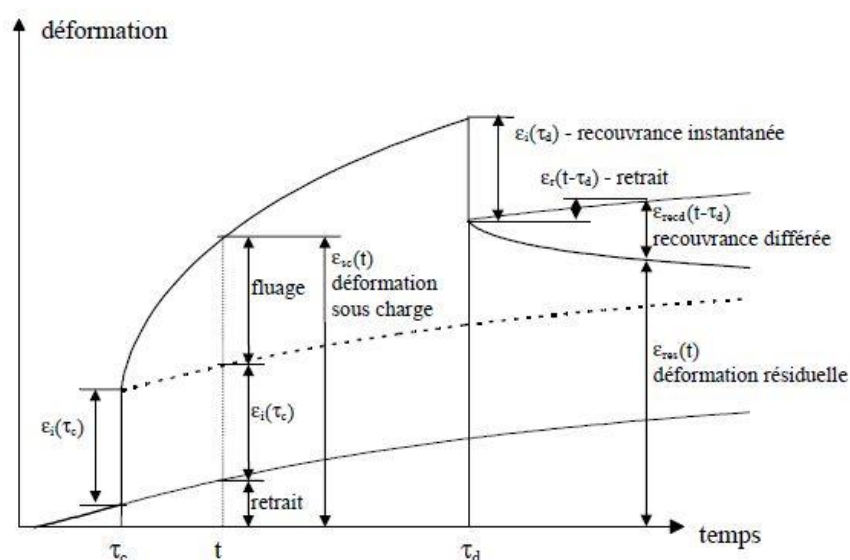


Figure III.4: Séparation conventionnelle des déformations différées [25].

Les représentations qui sont données dans la suite de ce paragraphe pour les deux types de béton sont fondées sur le principe de superposition des deux déformations, élastique instantanée et de fluage propre. Dans le cas des déformations par indentation, l'échantillon de béton chargé (ou soumis à une charge constante) est en effet sujet uniquement à des déformations de fluage total qui se décomposent

en ces deux déformations citées précédemment. Les courbes présentées par la suite comportent donc la somme de ces déformations. Ainsi, une déformation différée totale résultante de la superposition de ces déformations est obtenue. D'après **Neville [26]**, cette déformation différée totale qui représente parfaitement le phénomène du fluage total, demeure une hypothèse de travail utile pour traiter ces déformations.

II.3. Essais de fluage d'indentation

Des tests d'indentation instrumentés ont été effectués, sur des échantillons polis, à l'aide d'un testeur de dureté universel Zwick ZHU 2.5 équipé d'un indenteur sphérique (Brinell). La charge d'indentation maximale appliquée est de 2000N. Des indentations ont été faites intentionnellement dans différentes zones de ces échantillons pour étudier leur comportement au fluage individuel. La courbe de déformation différée déduite de la courbe d'indentation charge-profondeur typique avec une procédure d'analyse a été suivie pour calculer les propriétés de fluage. L'indentation a été effectuée sur les zones sélectionnées au hasard.

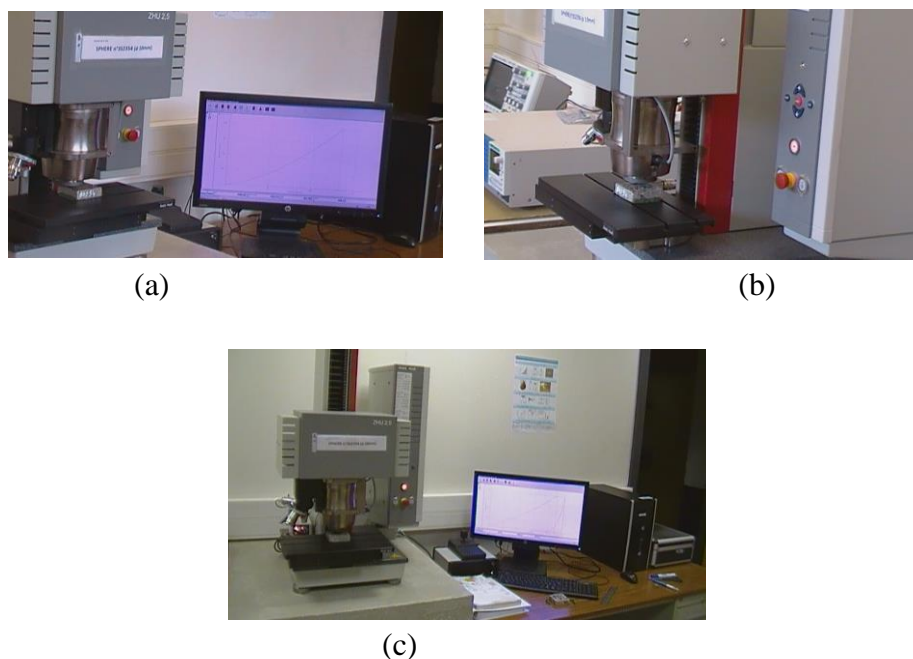


Figure III.5: (a) Vue générale du macroindenteur Zwick (b) et zoom sur les deux cellules d'observation et d'indentation.

Les indenteurs ont été arrangées selon un certain espacement pour s'assurer que chaque indentation est un événement statistique indépendant. En raison de l'évaluation statistique des résultats, les échantillons ont été mesurés six fois à la température normale ($20^{\circ}\text{C} \pm 1^{\circ}\text{C}$) et ($50\% \pm 5\% \text{HR}$), telle qu'exigé par les normes **TC 107-CSP RILEM [15]** et **C 512- 02 ASTM [16]**, pour l'essai de fluage par indentation.

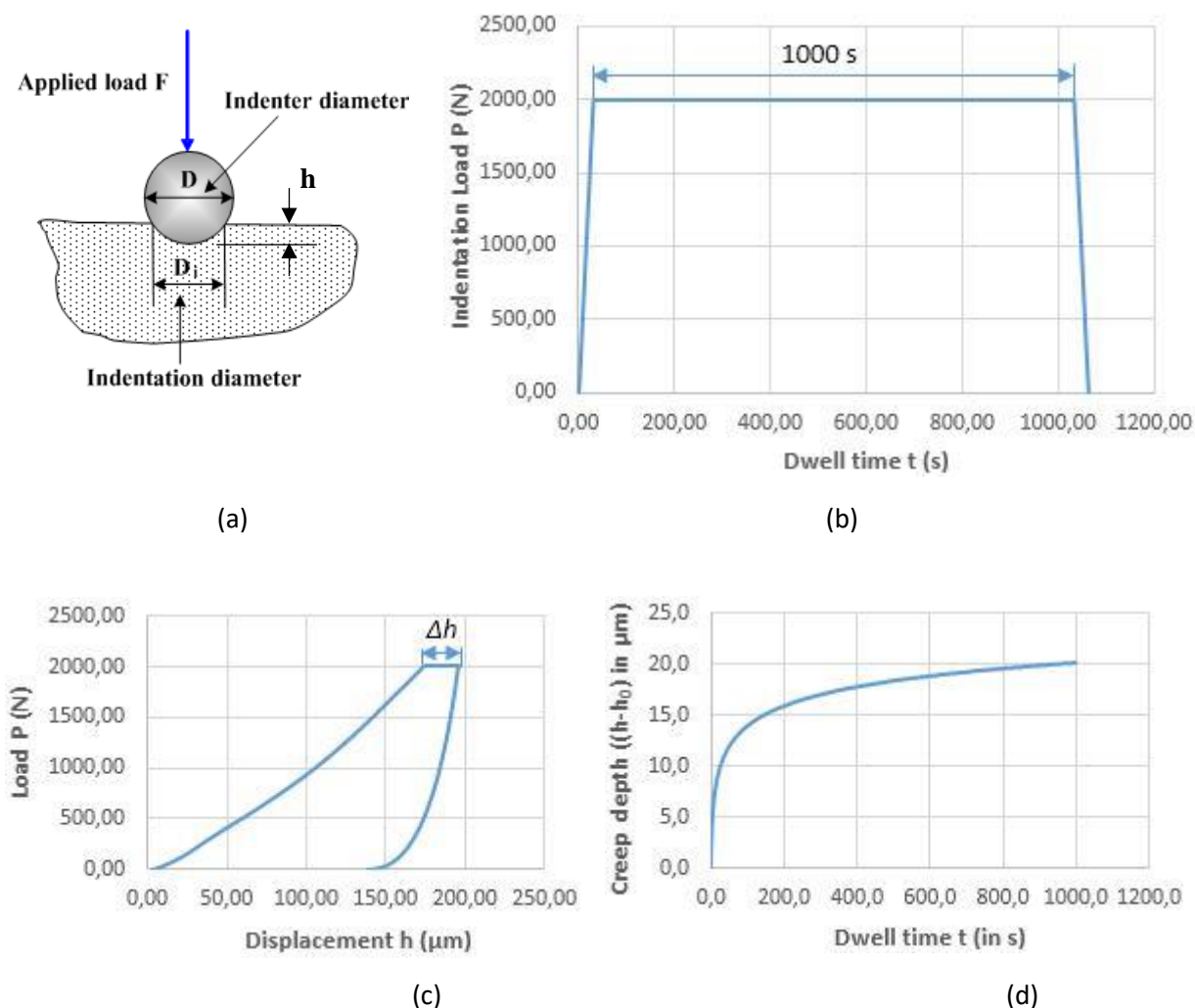


Figure III.6: Test d'indentation instrumenté lié au BAP4 : a) Illustration schématique de l'essai de fluage d'indentation montrant la profondeur h projetée dans le matériau (géométrie d'indentation), b) Les dimensions associées au temps de maintien lorsque la charge atteint son maximum de 2000N (configuration de chargement), c) Courbe de charge-profondeur d'indentation, et (d) déplacement du pénétrateur en fonction du temps à la charge maximale (ou profondeur totale de fluage d'indentation à $t = 1000\text{s}$).

La courbe caractéristique de la courbe charge d'indentation (P) - profondeur (h) contenant les processus de chargement, de maintien et de déchargement est montrée dans les figures III.1 et III.6-c. Les taux de chargement et de déchargement ont été fixés de sorte que chaque processus a été effectué en 1000s. La période de maintien était de 1000s. Malgré le fait que le fluage est un phénomène à long terme, il peut être observé même pendant les premières étapes du chargement. Contrairement aux méthodes habituelles pour les mesures de fluage qui prennent des mois voire des années, la méthode d'indentation instrumentée offre un outil d'évaluation de fluage en quelques minutes.

L'analyse de fluage adoptée pour cette recherche est déterminée en analysant la partie horizontale de la courbe charge-déplacement, qui donne les propriétés de fluage de la zone indentée par l'une des équations (III.1) ou (III.2) suivantes :

$$\text{Profondeur de fluage totale} = (ht - h_0) \quad \text{en } \mu\text{m} \quad [\text{Eq.III.1}]$$

$$\text{Ou : } \text{Profondeur relative de fluage total} = (ht - h_0)/h_0 \quad (\%) \quad [\text{Eq.III.2}]$$

h_0 : est la profondeur lue au dernier point de données de la branche de chargement,

ht : est la profondeur lue à l'instant t ($t \in$ temps de maintien de la charge : 0 – 1000s) de la branche horizontale de la courbe charge-déplacement.

Dans cette recherche, une charge maximale égale à 2000N dans l'échelle de macro-indentation a été choisie. Son application a été effectuée à un taux de charge constant et sa valeur maximale a été maintenue constante pendant 1000s. Pour chaque type de béton, huit essais d'indentation ont été effectués afin de déterminer une profondeur de fluage moyenne fiable. Les différentes déformations différées, c'est-à-dire la profondeur de fluage et la profondeur relative de fluage, ont été mesurées optiquement comme l'indique la figure III.6-(a, d).

II.4. Résultats et discussions

Après démoulage des éléments, une meilleure finition de surface pour les bords et les coins des échantillons autoplaçant a été observée par rapport aux spécimens BV. Ce résultat confirmé par d'autres auteurs [27] révèle l'excellente capacité de remplissage des BAP même pour les petits éléments qui nécessitent de petites quantités de béton.

III.4.1. Résistance à la compression

Les résultats de résistance à la compression, la résistance moyenne à la compression, $f_{c28, cyl}$ (en MPa), et l'écart-type correspondant, Std (en MPa) selon la norme EN 12390-3 [28] sont présentés dans le tableau III.2.

Tableau III.2: Résistance à la compression et écart-type obtenu pour les différents bétons.

Béton	BAP1	BAP2	BAP3	BAP4	BAP5	BV1	BV4
Rapport Eau-Liant (E/Léq)	0.41	0.39	0.37	0.35	0.33	0.53	0.36
$f_{c28, cyl}$ (MPa)	36.7	41.3	46.5	54.3	61.7	36.4	53.6
Standard deviation, Sd (MPa)	0.2	0.5	0.6	2.2	3.0	0.6	1.6

Comme on peut le voir dans le tableau III.2, la résistance à la compression varie en fonction du rapport eau-liant et a tendance à augmenter lorsque le rapport eau-liant diminue. De plus, la figure III.7 montre que cette variation est linéaire et, d'un point de vue mathématique, la résistance à la compression peut être exprimée en fonction de (E/Léq) comme suit :

$$\left(\frac{f_{c28, cyl}}{f_{c0}} \right) = 1 - 2 \left(\frac{w}{b} \right) \quad [\text{Eq.III.3}]$$

Avec f_{c0} égal à 165MPa où f_{c0} représente la valeur de $(f_{c28, cyl})$, qui sera obtenu lorsque le rapport E/L_{eq} est égal à 0.

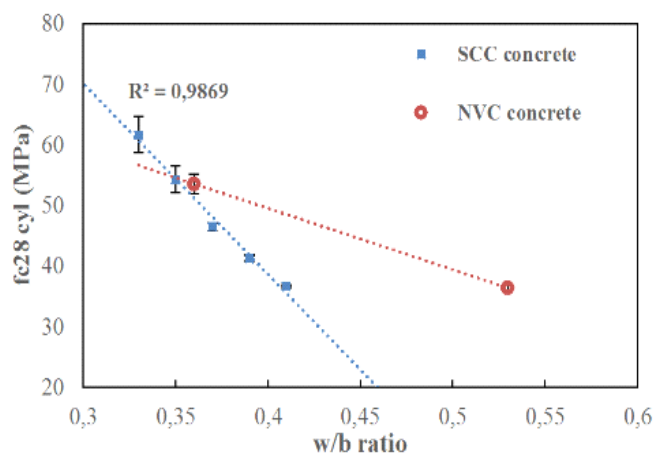


Figure III.7: Variation des propriétés mécaniques du BPA en fonction du rapport eau/liant.

Il est à noter que la résistance à la compression est clairement influencée par le rapport eau-liant dans une large mesure. La diminution des propriétés mécaniques est probablement due au pourcentage de porosité de la matrice autoplaçante, tel qu'observée par les examens de microstructure (figure III.8), qui dépend du rapport eau-liant.

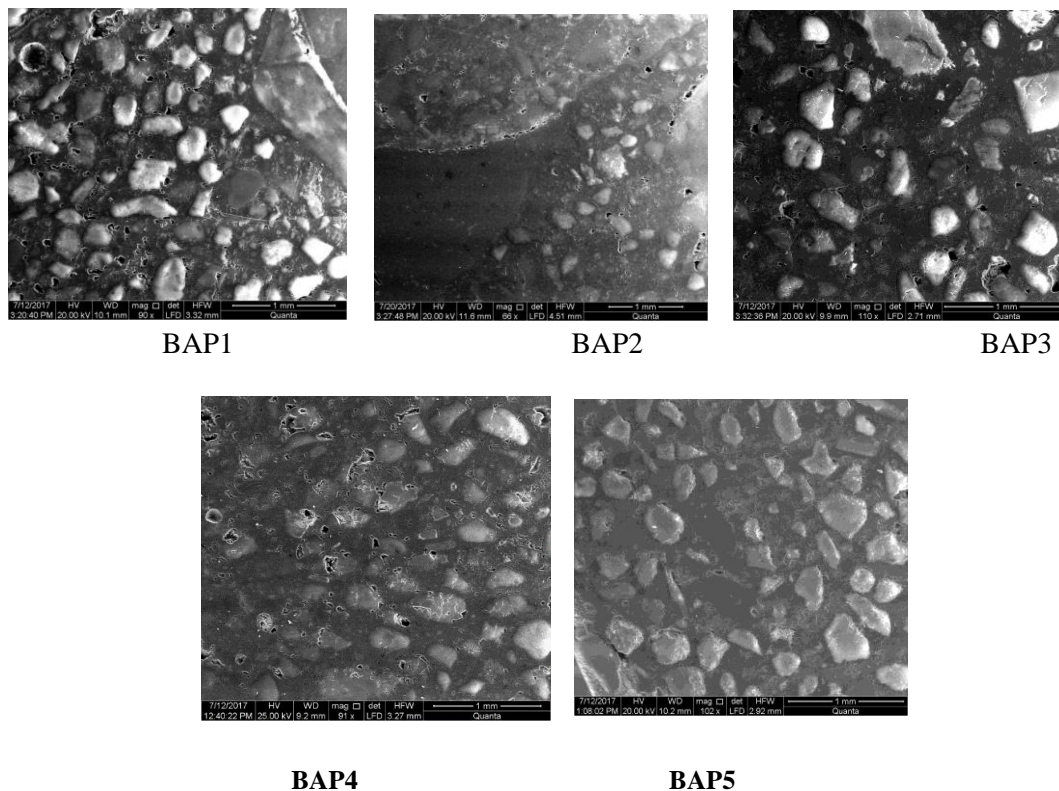


Figure III.8: Porosité structurale de la matrice cimentaire observée par Microscopie Electronique à Balayage dans les cinq échantillons de BAP. (Images prises au laboratoire d'Imagerie à l'Ecole Nationale Supérieure des Mines et Métallurgies, ENSMM, Annaba).

II.5. Résultats de l'étude des comportements différés

Nous avons voulu confronter leur comportement différé avec ceux de bétons vibrés traditionnels. Le point de comparaison qui a été distingué, entre compositions auto plaçante et vibrées, est la résistance mécanique. Par conséquent, les valeurs des résistances mécaniques des bétons autoplaçants seront, autant que possible, semblables à celles des bétons vibrés témoins. Finalement, le test des valeurs des distinctes déformations admettra de se faire une première observation sur les comportements différés de cette nouvelle génération de bétons en mode total de conditionnement (endogène et dessiccation ensemble et en même temps) où ces dernières permettront de quantifier la totalité de la déformation. Les résultats des BAP seront confrontés à ceux de bétons vibrés de classe de résistance semblable et formulés avec des constituants identiques.

II.5.1. Déformations différées sous charge

Les illustrations qui sont exposées ultérieurement dans cette étude pour l'ensemble des compositions de béton sont produites sur l'origine de cumul des déformations différées. Un spécimen de béton mis en charge est en conséquence sujet à de nombreuses déformations différées au cours du temps : du retrait, qu'il subit dès le démoulage et tout au long de sa durée de vie, auquel s'additionnent les déformations dues au chargement, qui se décomposent en une déformation élastique instantanée au moment du chargement et une déformation viscoélastique fonction du temps de chargement [20]. Les graphes montrés ensuite comportent donc la totalité de toutes ces déformations. Ainsi, même si ce principe d'accumulation n'indique pas précisément le phénomène de fluage Neville [17], qui demeure encore aujourd'hui mal cerné, il reste une convention de travail nécessaire pour qualifier ces déformations. Les variations des différentes déformations sous charge seront exposées sur les courbes III.9 à III.14. Les tests liés à ces déformations sous charge sont accomplis sur 6 échantillons pour chaque composition sous le mode total de conditionnement. La charge appliquée sur les échantillons est la même et maintenue constante sur une durée de 1000s pour toutes les formulations.

La déformation de fluage, qui a été prise égale à la déformation, a été déterminée après déchargement des spécimens. La figure III.9 montre la cinétique du fluage total d'indentation sous forme de profondeur de fluage total ($h-h_0$) et de profondeur relative de fluage total $(h-h_0)/h_0$ en fonction du temps. Les résultats d'analyse des graphiques donnés ci-dessous (figure III.9), (tableau III.3) recueillent toutes les valeurs de profondeurs de fluage total (h_t-h_0) et de profondeurs relatives de fluage total $(h_t-h_0)/h_0$ calculées par application des relations (III.3) et (III.4) à l'instant $t = 1000s$, (car à $t = 1000s$ on a $h_{(1000s)} = h_{max}$).

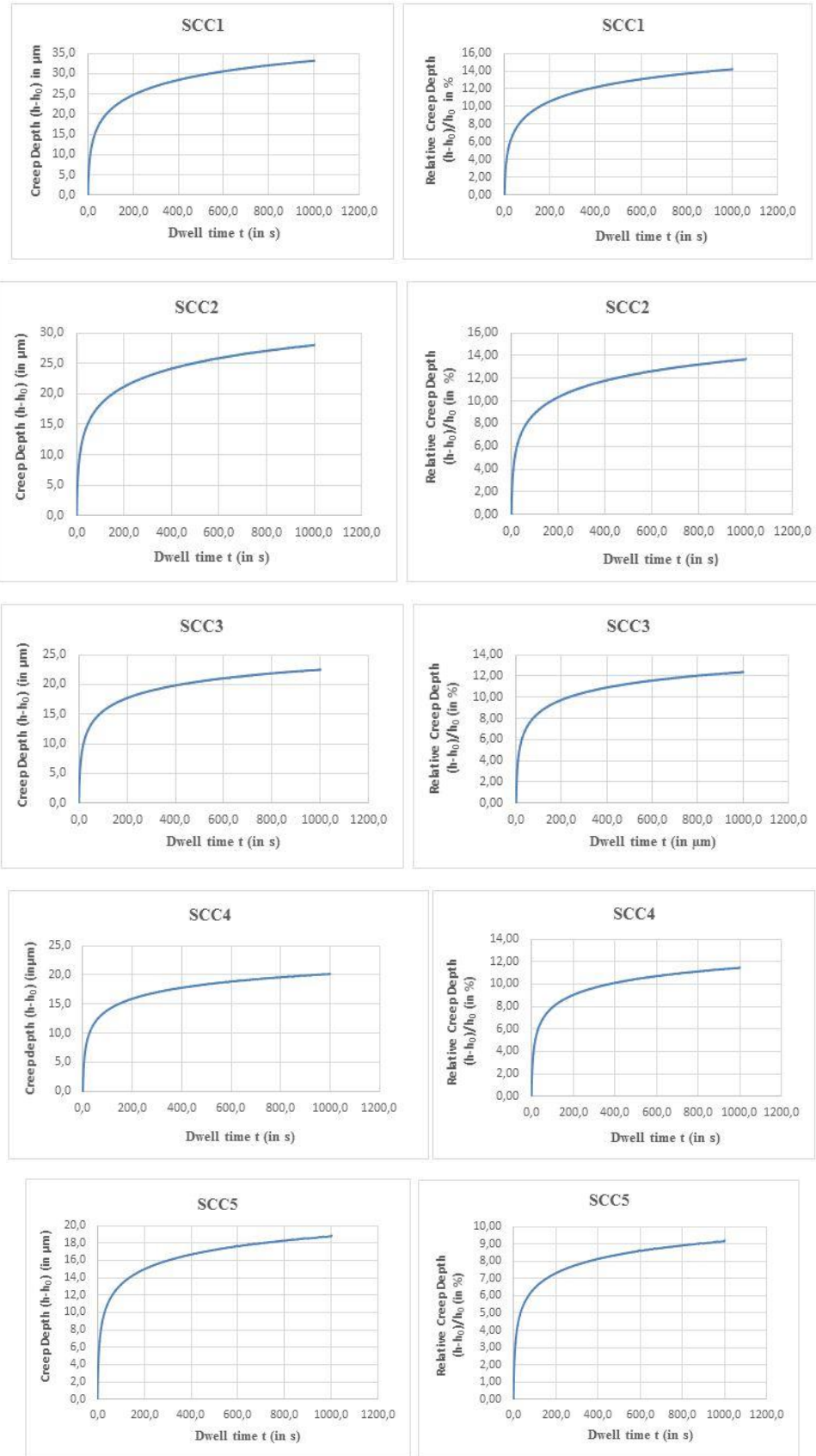


Figure III.9: Cinétique du déplacement de l'indenteur en profondeur (h) en fonction du temps (t) obtenue pour différents BAP sous une charge d'indentation constante de 2000N.

Pour information, les rapports $E/L_{\text{éq}}$ et les valeurs de résistance à la compression sont également donnés dans ce tableau pour chaque type de béton. D'après la figure III.9 l'ordre croissant de performances vis-à-vis du fluage et sa cinétique étant, pour ces BAP testés, le BAP1, le BAP2, le BAP3, le BAP4 et le BAP5.

Tableau III.3: Valeurs des profondeurs de fluage total et des profondeurs relatives de fluage total des différents bétons à $t = 1000s$.

Type de béton	BAP1	BAP2	BAP3	BAP4	BAP5	BV1	BV4
$E/L_{\text{éq}}$	0.41	0.39	0.37	0.35	0.33	0.53	0.36
Résistance à la compression (MPa)	36.7	41.3	46.5	54.3	61.7	36.4	53.6
Profondeur de fluage total en μm	33.3	28.10	22.5	20.2	18.9	29.1	19.1
Profondeur relative de fluage total (%)	14.25	13.72	12.37	11.47	9.21	13.71	10.95

II.5.2. Effet de quelques paramètres gouvernant le comportement différé

Une première observation pourrait être faite sur les performances retirées par les bétons autoplaçants. Au vu des recommandations sollicitées pour la préparation de ce béton, il est clair que l'on obtient de bons bétons du point de vue performances mécaniques. On peut dégager comme principale conclusion que les BAP ont changé de statut: d'un béton premièrement considéré pour des applications verticales, il a su évoluer et peut sûrement assister à l'heure actuelle de béton de construction. Les bonnes performances mécaniques procurées (dus principalement à une forte densité–adjuvantation, proportion en fines importante) peuvent l'installer sur le marché des ouvrages d'art, comme c'est déjà le cas au Japon [39]. Toutefois, le faible recul sur ses performances à long terme pousse à examiner de plus près sa qualité durable et surtout les différents (facteurs) paramètres gouvernants.

Nous présentons et discutons dans les trois sous-sections suivantes l'influence de quelques paramètres de conception, potentiellement non exhaustive, des facteurs qui les gouvernent :

II.5.3. Influence de la résistance mécanique

La résistance est un facteur important. En effet, le fluage est grandement affecté par ce paramètre. Plus la résistance à la compression est élevée ; plus le fluage sera moindre. Lorsqu'une résistance à la compression plus élevée est appliquée pendant l'essai de fluage par indentation, les résultats montrent clairement une profondeur de fluage moindre et des capacités de profondeur de fluage moindres, puis le fluage doit nécessairement varier à l'opposé de la résistance ($f_{c28,cyl}$). Ce point est vérifié dans la figure III.10. Une diminution de la profondeur du fluage total de 43,24% est mesurée lorsque le $f_{c28,cyl}$ est augmenté de 36,7 à 61,7MPa. Cependant, une diminution de la profondeur relative du fluage total de 55,36% est mesurée lorsque le $f_{c28,cyl}$ est augmenté de 36,7 à 61,7MPa. Cette amélioration du

comportement au fluage peut être attribuée à la bonne compacité de la structure entraînée par une diminution de la taille des pores et l'introduction des fines à l'intérieure des échantillons relativement petits, par lequel le fluage réel diminue ce qui constitue encore la principale explication à cette conclusion. La résistance à la compression dans ce cas plus élevée entraîne un fluage plus réduit, également dans une relation linéaire. Les coefficients de détermination calculés, $R^2 = 86, 85\%$ et $R^2 = 97, 32\%$ affirment une forte corrélation linéaire (figure III.10).

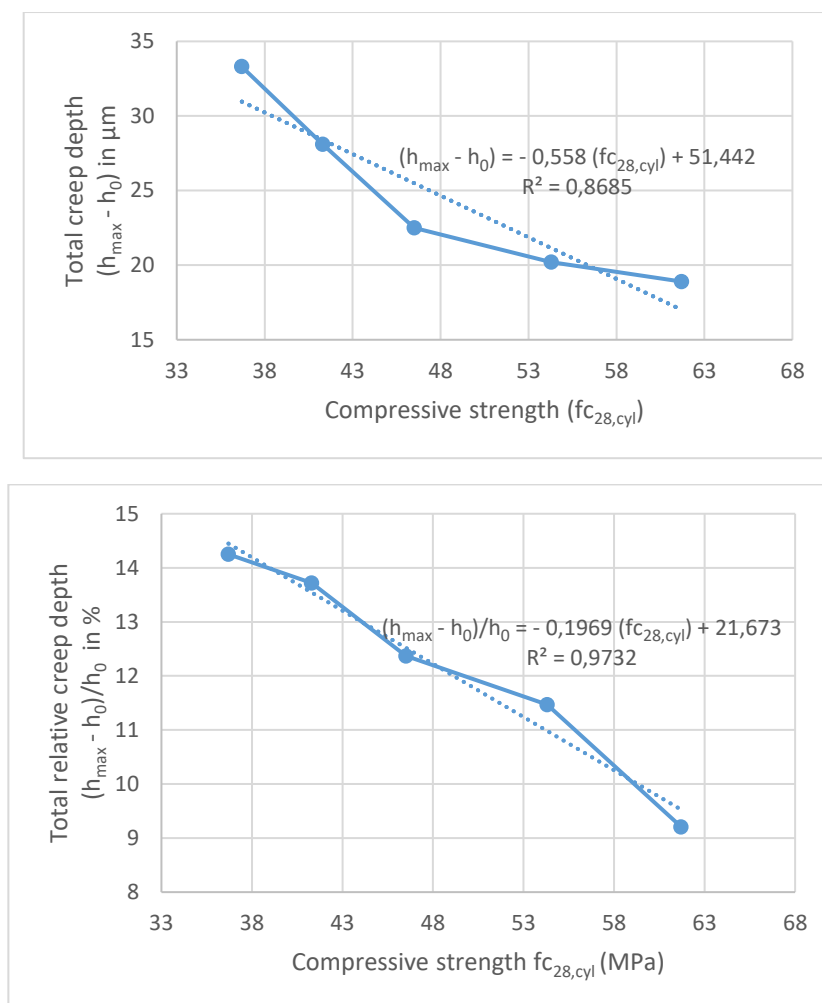


Figure III.10: Influence de la résistance mécanique ($f_{c_{28, \text{cyl}}}$) sur le fluage total à l'instant $t = 1000\text{s}$.

En ce qui regarde les déformations sous chargement, l'effet de la résistance mécanique est normal: les bétons de résistance plus élevée révèlent moins de déformation sous un chargement stationnaire. D'après la figure III.10, on remarque qu'à un âge de chargement donné (ici 1000s), le fluage diminue lorsque la résistance du matériau augmente ce que confirme Mehta [29]. Les travaux de Hummel et al. cités par Müller et Hilsdorf [23] montrent que plus la résistance en compression du béton est faible plus la déformation de fluage totale et sa cinétique sont importantes, ce qui est confirmé par nos résultats.

II.5.4. Influence du rapport E/Léq sur le fluage total

Pour mieux doter le comportement différé des diverses compositions testées, d'un autre facteur qui s'impose par son importance, E/Léq, car il est le plus communément utilisé pour prévoir la résistance en compression. Les figures suivantes présentent une comparaison entre les bétons de même nature de rapport E/Léq distincts pour bien illustrer l'influence de ce facteur sur les déformations différées avec le mode total de conditionnement. En effet, la résistance et le fluage sont grandement affectés par ce paramètre. Plus le rapport eau/liant est moindre; plus la résistance sera grande et le fluage sera moindre aussi. Lorsque des rapports E/Léq moindres sont appliqués lors du test de fluage par indentation, les résultats montrent clairement une profondeur de fluage moindre et des capacités de profondeur de fluage moindres, puis le fluage doit nécessairement varier de la même manière que E /Léq. Ce point est vérifié notamment sur les figures III.11et III.12.

Les graphiques des figures III.11et III.12 montrent l'ampleur des relations entre le fluage et le rapport eau/ liant. Les coefficients de détermination calculés, $R^2 = 86, 85\%$ et $R^2 = 97, 32\%$ confirme cette forte corrélation linéaire. En utilisant le rapport E/Léq, La valeur de fluage est environ le double lorsque sa valeur passe 0,33 à 0,41. Les rapports eau-liant plus élevés se traduiront par une valeur de fluage plus élevée dans l'état de charge des BAP (20°C, 50% d'humidité relative), en échange libre avec le milieu extérieur. Une diminution de la profondeur de fluage total de 43,24% est mesurée lorsque le rapport E /Léq diminue de 0,41 à 0,33. Cependant, une diminution de la profondeur relative de fluage total de 55,36% est mesurée lorsque le rapport E/Léq diminue de 0,41 à 0,33.

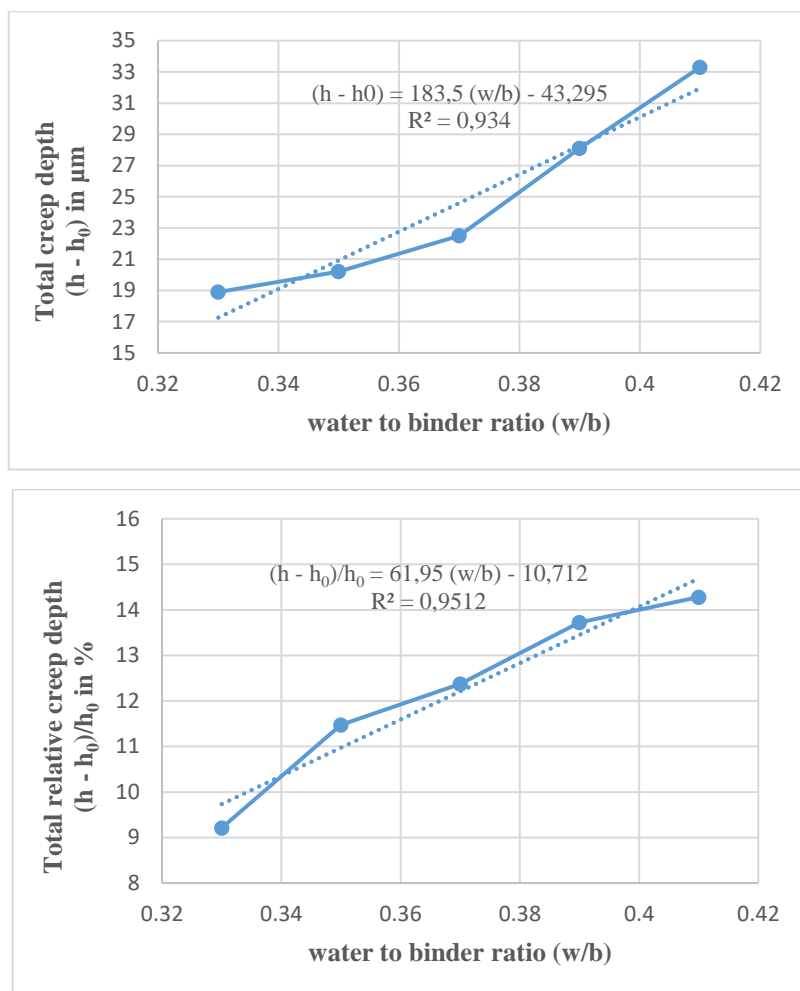


Figure III.11: Influence du rapport E/L_{eq} sur le fluage total à l'instant $t = 1000s$.

Cette amélioration du comportement au fluage peut être attribuée à la réduction (diminution) de ce rapport qui entraîne une diminution de la taille des pores et leur pourcentage à l'intérieur des échantillons relativement petits (voir figure III.8), par lequel le fluage réel diminue ce qui constitue la principale explication à cette conclusion. Autrement dit : L'influence du caractère autoplaçant s'évalue en comparant les comportements des bétons autoplaçants de bâtiment (36,7MPa) et ouvrages (54,3MPa), pour un chargement de 2000N. Les comportements sont tout à fait différents. L'écart observé, de l'ordre de 64,85% pour les déformations totales et de 24,23% pour les déformations totales relatives, permet de prétendre que le BAP1 subi plus de déformations que le BAP4. Cette différence plus ou moins considérable est peut être due à un rapport E/L_{eq} plus important de la formulation du BAP1 devant celui de celle du BAP5, donc ce rapport a une influence significative sur la déformation totale sous chargement. La même constatation est faite pour les bétons vibrés (BV1 et BV4) similaires avec un écart de l'ordre de 52,23 et 25,20%, respectivement pour les deux types de déformations.

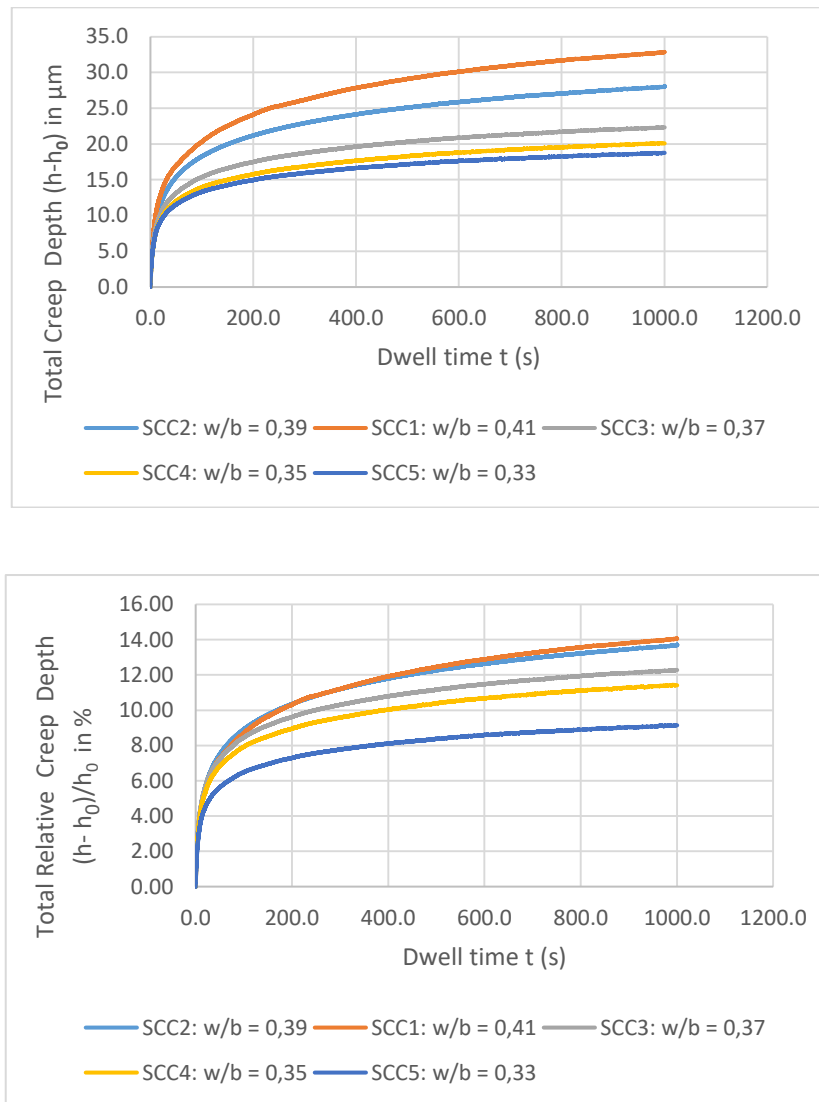


Figure III.12: Influence du rapport E/L_{eq} sur la cinétique du fluage total.

D'après la figure III.12, on constate qu'une augmentation du rapport E/L_{eq} (E/C conduit à une augmentation de la déformation de fluage. Ces résultats ont été confirmés par **Brooks [31]**, **Domone [32]** ainsi que **Neville et Dilger [33]**. De ce fait, on conclue que l'eau a un rôle fondamental et impacte les micro-mécanismes à l'origine de cette déformation.

II.5.5. Influence du type de béton sur le fluage total

En comparant les déformations différées de fluage total (en termes de profondeur et de profondeur relative et ce du point de vue estimation et cinétique) entre les mélanges de BAP et de BV, on peut observer que la capacité de fluage des BAP est supérieure à celle des BV pour une même résistance à la compression. Nous notons qu'une légère différence de fluage apparaît entre les deux types de béton, lorsqu'ils sont à une même résistance à la compression. Pour cela, on la voit bien se prononcer pour les

bétons à moyennes résistances (C37) : 14,4 et 03,94% pour la profondeur de fluage total ($h_t - h_0$) et la profondeur relative de fluage total $(h_t - h_0) / h_0$ respectivement.

Tableau III.4: Comparaison des résultats de la déformation de fluage total pour les BAP et les BV ayant la même classe de résistance (C37cyl, C54cyl).

Type de béton	Valeurs de résistance à la compression (MPa) : classes de résistance		Valeur de déformations différées totales (fluage total) à l'instant $t = 1000s$, exprimée en termes de :	
			Profondeur de fluage total	Profondeur relative de fluage total (%)
	$f_{c_{cyl\ 28}}$	$f_{c_{cub\ 28}}$	$(h_{max} - h_0)$	$(h_{max} - h_0)/h_0$
BAP	37	41	33,3	14,25
	54	60	20,2	11,47
BV	37	41	29,1	13,71
	54	60	19,1	10,95
Comparaison de déformation différée en termes de fluage total du système (BAP/BV) à la même classe de résistance (%).		Classe 37 (cyl)	14,43 %	03,93 %
		Classe 54 (cyl)	05,76 %	04,75 %

Quant aux bétons à hautes résistances (C54), on compte moins de 6% (5,76 et 4,75%), respectivement pour la profondeur de fluage total ($h_t - h_0$) et la profondeur relative de fluage. Les figures III.13 et III.14 suivantes présentent une comparaison de fluages totaux entre deux bétons de natures différentes, appartenant aux classes C37 (cyl) et C45 (cyl), pour bien illustrer l'influence de ce facteur sur les déformations différées avec le mode total de conditionnement. A partir des figures III.13, et III.14, la cinétique ainsi que la profondeur de fluage total et la profondeur relative de fluage total des BAP sont légèrement aussi élevées ou légèrement élevées que celles des BV témoins. Pour la même résistance à la compression (ou à la même classe de résistance), l'augmentation moyenne de la profondeur de fluage total et de la profondeur relative de fluage total des BAP contre les BV est respectivement de 14,4 et 03,94% pour la classe C37 cyl MPa (classe 41 cube) et de 5,76% et 4,75% pour la classe C54 cyl (classe 60 cube). D'où, quel que soit le mode de fluage, total en terme de profondeur ($h_t - h_0$) ou total en terme de profondeur relative $(h_t - h_0)/h_0$, les bétons autoplaçants subissent des déformations différées sous charge plus importantes que celles des bétons vibrés en comparaison. La proportion volumique de granulats étant moins importante dans les BAP, ceux-ci laissent une place plus importante à la pâte de ciment pour se déformer, ce qui peut aisément expliquer ces résultats. Ou encore, vu la composition des BAP, notamment l'utilisation de fillers calcaires et la fumée de silice ainsi qu'un dosage en super plastifiant plus élevé que les bétons vibrés, constituent la principale explication à cette conclusion.

Autrement dit, qu'à résistance mécanique en compression similaire, les bétons autoplaçants analysés dans cette étude ont montré un fluage d'indentation supérieure à celui des bétons vibrés correspondants.

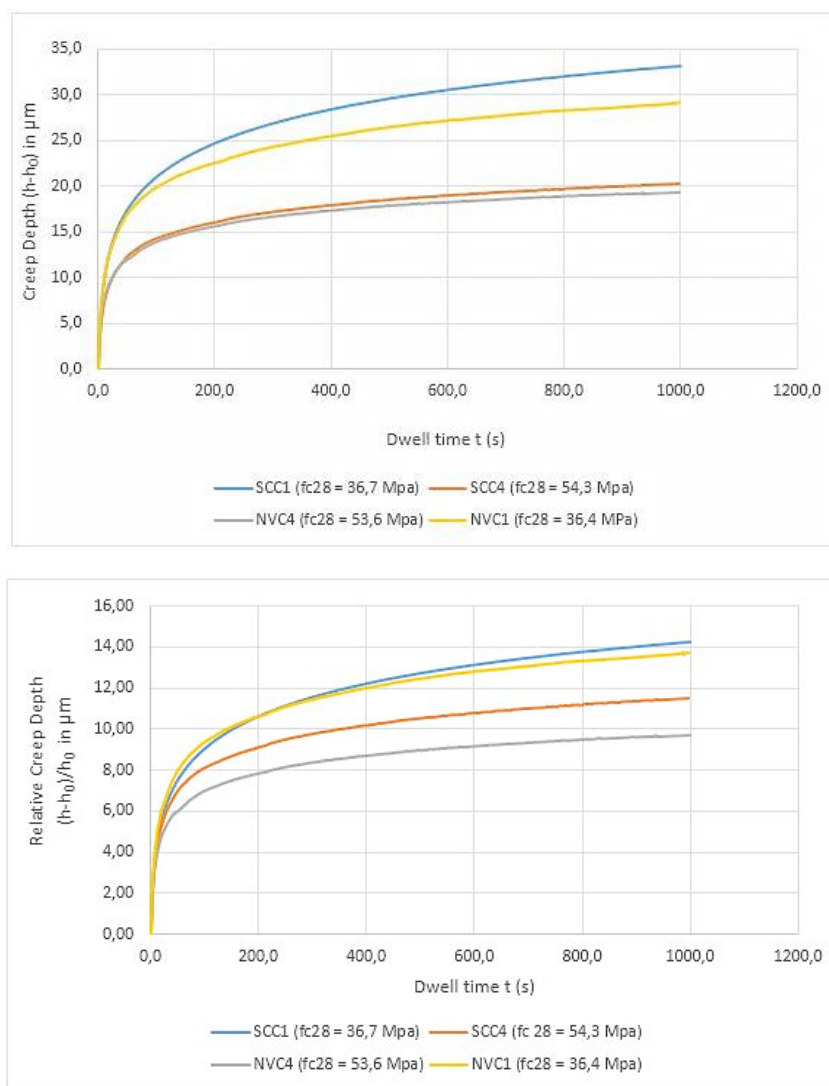


Figure III.13: Influence du type de béton sur la cinétique du fluage total d'indentation. a) En terme de profondeur de fluage total, b) en terme de profondeur relative de fluage total.

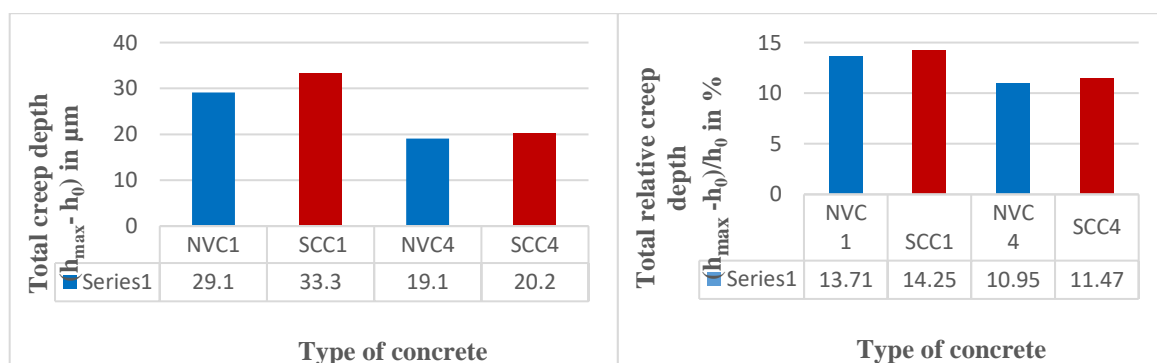


Figure IV.14 : Influence du type de béton sur le fluage total à l'instant $t = 1000$ s. a) En terme de profondeur de fluage total, b) en terme de profondeur relative de fluage total.

II.5.6. Calcul du coefficient de fluage

Le coefficient de fluage est calculé en divisant la déformation totale $((h-h_0)$ ou $(h-h_0/h_0)$) subie par le matériau à une échéance donnée (t) par la déformation instantanée élastique (ϵ) correspondante (voir relations III.4 et III.5). Ce paramètre est primordial pour le dimensionnement des structures en béton, béton armé et béton précontraint, pour notamment estimer les pertes de précontraintes dues au fluage.

$$\text{Coefficient de fluage total } C_{ft} = (h_t - h_0) / (\text{instantanée élastique correspondante}) \quad [\text{Eq.III.4}]$$

$$\text{Coefficient de fluage relatif total} = ((h_t - h_0) / h_0) / (\epsilon \text{ instantanée élastique correspondante}) \quad [\text{Eq.III.5}]$$

Le tableau III.5 récapitule les valeurs des coefficients de fluage total des différents bétons étudiés à 1000s.

Tableau III.5: Valeurs des coefficients de fluage total des différents bétons étudiés à 1000s.

Type de béton	Valeurs de résistance à la compression f_{c28} (MPa) : classes de résistance		Valeur de coefficient de fluage (total) à l'instant $t = 1000$ s, exprimée en cas de :	
	$f_{c_{cyl} 28}$	$f_{c_{cub} 28}$	Profondeur de fluage total ($h_{max} - h_0$)	Profondeur relative de fluage total $(h_{max} - h_0)/h_0$
			Cft.	Cfrel.
BAP	37	41	4,16	4,19
	40	44	3,74	3,81
	46	51	3,57	3,34
	54	60	3,25	3,19
	62	69	3,20	3,17
BV	37	41	3,82	3,16
	54	60	2,98	2,86
Comparaison de coefficients de fluage total du système (BAP/BV) à la même classe de résistance (%).	Classe 37 (cyl)		08,90%	32,59%
	Classe 54 (cyl)		09,06%	11,54%

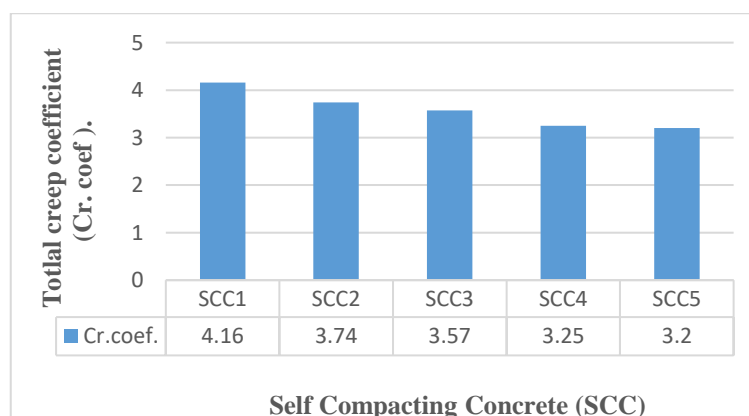


Figure III.15: Coefficient de fluage total pour les différents BAP à $t = 1000s$.

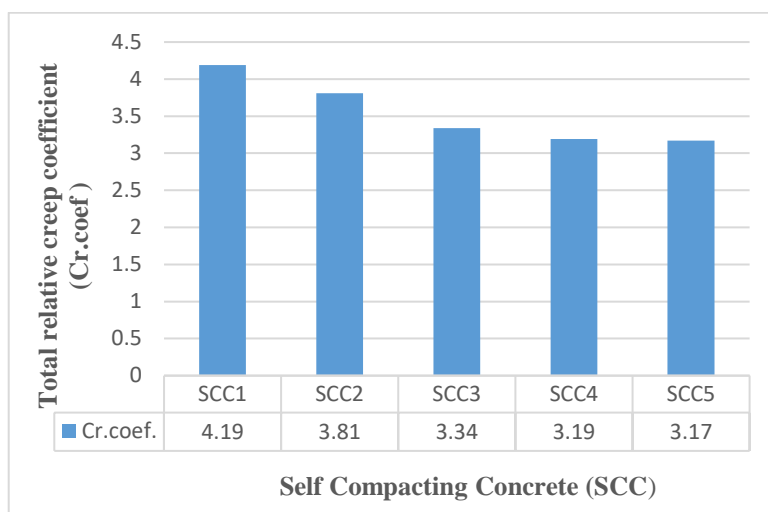


Figure III.16: Coefficient de fluage relatif total pour les différents BAP à $t = 1000s$.

A partir des figures III.15 et III.16, on ne constate aucun comportement singulier pour les BAP, si l'on fait le point sur les premières données de déformations sous charge. Le tableau III.6 ainsi que les figures III.17 et III.18 synthétisent les importantes confrontations entre compositions autoplaçantes et bétons vibrés témoin. Les déformations différées sont présentées dans les figures III.17, et III.148, sachant que les échéances de calcul sont les mêmes pour chaque couple (BAP, BV).

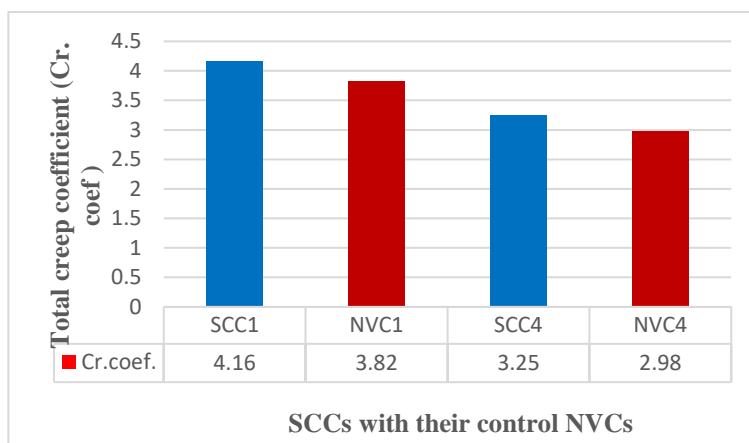


Figure III.17: Comparaison des coefficients de fluages totaux des BAP et BV à résistance mécanique égales.

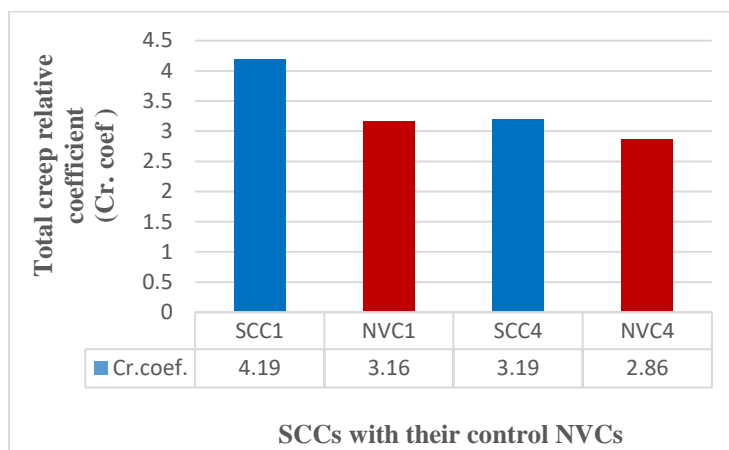


Figure III.18: Comparaison des coefficients de fluage relatifs totaux des BAP et BV à résistance mécanique égales.

On constate au bout de 1000s que les coefficients de fluage des BAP sont légèrement plus importants que ceux des BV en mode total (dessiccation + endogène), une différence de l'ordre de 08,9 et 32,59% à propos de béton de classe C37 respectivement pour les profondeurs de fluage total ($h_{\max} - h_0$) et les profondeurs relatives de fluage total $(h_{\max} - h_0)/h_0$. Alors que pour la classe C54, la différence est de l'ordre de 09,06 et 11,54% respectivement pour ces mêmes profondeurs de fluages totaux. Etant donné que les déformations élastiques instantanées évaluées lors de l'essai de fluage sont quasiment indépendantes du mode de conservation, cette dispersion en condition de séchage provient de la plage étendue de valeurs des déformations de fluage total.

L'analyse des coefficients de fluage ne permet pas de retrouver exactement le classement des bétons défini lors de l'étude des déformations instantanées ou différées. Le BAP1 (classe 37) en mode de fluage total se singularise par rapport aux autres matériaux avec un coefficient de fluage supérieur à 4. En revanche, pour les autres et au même mode (total) les coefficients des BAP sont au-dessous de 4. Cet état de fait s'explique par la définition même du coefficient de fluage, à savoir le rapport des déformations sous charge et élastique instantanée. Ce paramètre tend à cacher l'influence des paramètres liés aux modes de conditionnements puisqu'ils impactent les deux types de déformations et ce, dans le même sens. Toutefois, les variations significatives de ce paramètre en mode total (dessiccation + endogène), de 3,20 à 4,18 et de 3,17 à 4,19 respectivement pour le fluage total et le fluage relatif total au bout de 1000s pour des formulations proches démontrent que ce facteur n'influence pas avec la même intensité les comportements mécaniques instantané et différé [35].

Ce constat rend délicat l'usage du coefficient de fluage lors du dimensionnement, et nécessite d'améliorer la précision des estimations des déformations en intégrant notamment l'effet des paramètres liés à la nature des composants, de manière dissociée pour chaque type de déformation.

II.5.7. Exploitation des données expérimentales

Dans cette précédente présentation des différents résultats obtenus, qui nous a permis d'avoir une première évaluation de l'ordre de grandeur des caractéristiques intrinsèques des différents mélanges élaborés à matrice autoplaçante en les comparant à leurs versions vibrées correspondantes. Pour mieux situer nos résultats et compléter cette évaluation du comportement différé des BAP de notre étude, nous les confrontons aux résultats expérimentaux antérieurs issus de la bibliographie. A noter que les éléments pouvant servir de comparaison avec nos résultats sont très rares. L'influence de la résistance mécanique se fait sentir, pour cela, il serait plus bénéfique de présenter ces grandeurs en fonction de ce facteur, en s'inspirant des travaux **d'Assié [34]** qui a bien su mettre en évidence l'importance de ce paramètre.

II.5.7.1. Travaux antérieurs

❖ Coefficient de fluage

Le nombre de travaux publiés sur l'étude des déformations sous chargement stationnaire des BAP sous sollicitations d'indentation instrumentée est très rare. Afin de pouvoir confronter nos résultats, nous allons se servir des peu de résultats de la littérature sous sollicitation uni axiale à savoir la compression. La plupart de ces travaux sont tiré de la thèse **Assié [28]**.

- **Assié [28]** souligne que les bétons autoplaçants sont plus sensibles aux déformations sous un chargement maintenu constant que les bétons vibrés quelle que soit la gamme de résistance. En mode endogène, le coefficient de fluage des BAP varie de 2,1 à 1,75 contre 1,45 à 1,75 pour les BV, concernant le mode de dessiccation, il atteint les valeurs 2,2 à 5 pour les BAP et de 2,23 à 4,1 pour les BV.

- **Vieira [40]** mentionne des coefficients de fluage propre et total du BAP (1,74 et 2,52 à 180 jours) qui sont supérieurs à ceux du béton vibré (égaux à 1,28 et 2,38) de 36 % et 6% respectivement pour des résistances de bétons d'ouvrages.

- **Proust [30]** annonce que les coefficients de fluage de bétons atteignent 3,15 et 1,78 respectivement en mode de dessiccation et endogène, d'où quel que soit le mode de conservation les BAP possèdent des déformations différées plus grandes avec des coefficients de fluage plus grands aussi que celles des bétons vibrés.

- **Mortsell [31]** indique des déformations différées sous charge, totales et Endogènes, légèrement plus faibles pour le BAP que pour le BV à base de fumée de silice (-3 et -13% respectivement) pour des résistances élevées.

- Pareillement **Persson [32]** trouve en mode endogène des déformations des bétons autoplaçants avec des résistances faibles semblables à celles des bétons vibrés (dont le coefficient de fluage est de 3,27 pour les BAP et de 3,33 pour les BV). Par contre, ces déformations sont clairement plus faibles que

celles des bétons vibrés (pour un coefficient de fluage de 2,58 pour les BAP et 4,43 pour les BV) concernant une résistance moyenne.

Vu le peu de résultats trouvés dans la littérature, il convient de mentionner que divers chercheurs ont atteint des conclusions très variables, voire même contradictoires. Les résultats, enfin obtenus dans notre recherche concernant le coefficient de fluage des déformations totales (dessiccation + endogène) pour les bétons autoplaçants et leurs correspondants, semblent comparables et proches à ces résultats rencontrés dans la littérature.

III. Conclusion

Ce travail concerne la réponse du fluage total par indentation Brinell des bétons autoplaçants (BAP) obtenus à différents rapports E/Léq. Lorsque le béton est indenté, l'amplitude de la profondeur d'indentation augmente une fois que la charge d'indentation est appliquée, provoquant ainsi des déformations différées dite sous charge qui caractérise le fluage. Au vu de ces résultats expérimentaux, ce chapitre avait pour objectifs :

- D'étudier le fluage de deux types de bétons, les BAP et les BV à l'aide de l'indentation instrumentée.
- D'étudier l'effet du rapport E/Léq sur la cinétique du fluage des différents BAP.
- D'étudier l'effet de la résistance à la compression sur la cinétique du fluage des différents BAP.
- De comparer les propriétés de fluage de bétons autoplaçants et de bétons vibrés de même gamme de résistance.

Ainsi, de nombreux résultats expérimentaux ont été obtenus sur plusieurs séries d'échantillons, ce qui conforte les conclusions, relatifs à des bétons d'ouvrage (36,7 et 41,3MPa), et des bétons à hautes performances (46,5; 54,3 et 61,7MPa). Au vue de ces résultats, on est conduit aux conclusions suivantes :

1- Pour la cinétique des déformations différées totales sous charge (fluage total)

Pour des résistances à la compression croissantes, les bétons autoplaçants analysés dans cette étude ont montré un fluage total d'indentation décroissant. L'augmentation de la résistance mécanique qui est sujette à une diminution de la quantité et la taille des pores à l'intérieure des échantillons entraine une compacité accrue est la principale explication à cette conclusion. Et la résistance à la compression plus élevée entraîne un fluage moins élevé, également dans une relation linéaire à rapport eau/liant croissant, les bétons autoplaçants analysés dans cette étude ont montré un fluage d'indentation croissant aussi. L'augmentation de ce rapport qui entraine une augmentation de la taille des pores à l'intérieure des échantillons est la principale explication à cette conclusion.

2- Pour le type (nature) de béton vis-à-vis du fluage

Quel que soit le mode de fluage, soit en terme de profondeur ($h_t - h_0$) ou en terme de profondeur relative $(h_t - h_0)/h_0$, les bétons autoplaçants analysés dans cette étude subissent des déformations différées sous charge plus importantes d'où un fluage total d'indentation supérieure à celui des bétons vibrés correspondants (à résistances mécaniques égales). La composition des BAP, du point de vue proportion volumique de granulats, étant moins importante dans les BAP, cela laisse plus de place à la déformation de la pâte de ciment avec notamment l'utilisation de fines ainsi qu'un dosage en super plastifiant plus élevé que les bétons vibrés, est la principale explication à cette conclusion.

Globalement, les BAP et bétons vibrés BV dont les formulations sont concordantes (excepté le volume de pâte) possèdent des propriétés mécaniques plus ou moins différentes. L'addition de fillers calcaires et la fumée de silice dans la composition des BAP a d'une part une conséquence bénéfique, à savoir une augmentation de la résistance mécanique. En contrepartie, l'augmentation du volume de pâte, entraînée par l'ajout de ces fines supplémentaires, conduit logiquement à des déformations différées totales sous charges (fluage total) plus importantes pour les BAP. Cependant, ces déformations peuvent être prises en compte au moment de la conception et ne doivent pas poser par conséquent de problème majeur.

3- Pour la fiabilité de l'essai d'indentation instrumenté.

L'essai de fluage d'indentation a montré des avantages évidents en temps par rapport aux essais de fluage classiques de flexion, de traction ou de compression et démontre une fois de plus son aptitude à étudier le fluage des bétons.

Références bibliographiques

- [1] Z.P. Bazant, M.H. Hubler, Q. Yu, Excessive creep deflections: an awakening, *Concr. Int.* 33 (8) (2011) 44 – 46.
- [2] G. Constantinides, F.J. Ulm, The effect of two types of C-S-H on the elasticity of cement-based materials: results from nanoindentation and micromechanical modeling, *Cem. Concr. Res.* 34 (1) (2004) 67–80.
- [3] W.C. Oliver, G.M. Pharr, Measurement of hardness and elastic modulus by instrumented indentation: advances in understanding and refinements to methodology, *J. Mater. Res.* 19 (1) (2004) 3–20.
- [4] K. Velez, S. Maximilien, D. Damidot, G. Fantozzi, F. Sorrentino, Determination by nanoindentation of elastic modulus and hardness of pure constituents of Portland cement clinker, *Cem. Concr. Res.* 31 (2001) 555–561.
- [5] Hu Chuanlin, Han Yunge, Gao Yueyi, Zhang Yamei, Li Zongjin, Property investigation of calcium-silicate-hydrate (C-S-H) gel in cementitious composites, *Mater. Charact.* 95 (2014) 129–139.
- [6] M. Vandamme, F.J. Ulm, Nanogranular origin of concrete creep, *Proc. Natl. Acad. Sci.* 106 (26) (2009) 10552–10557.
- [7] D.T. Nguyen, R. Alizadeh, J.J. Beaudoin, P. Pourbeik, L. Raki, Microindentation creep of monophasic calcium-silicate-hydrates, *Cem. Concr. Compos.* 48 (2014) 118–126.
- [8] A.C. Fischer-Cripps, *Nanoindentation*, Springer-Verlag, New York, 2004, p. 2004.
- [9] P.J. Blau, B.R. Lawn, *Microindentation Techniques in Materials Science and Engineering*, ASTM, Philadelphia, 1986.
- [10] G. Constantinides, F.J. Ulm, The nanogranular nature of C-S-H, *J. Mech. Phys. Solids* 55 (1) (2007) 64–90.
- [11] N.X. Randall, M. Vandamme, F.J. Ulm, Nanoindentation analysis as a two dimensional tool for mapping the mechanical properties of complex surfaces, *J. Mater. Res.* 24 (3) (2009) 679–690.
- [12] Zhang Qing, R. Le Roy, M. Vandamme, B. Zuber, Long-term creep properties of cementitious materials: comparing microindentation testing with macroscopic uniaxial compressive testing, *Cem. Concr. Res.* 58 (2014) 89–98.
- [13] M. Vandamme, F.-J. Ulm (2009) « Nano granular origin of concrete creep », *Proceedings of the National Academy of Sciences*, 106 (26), pp. 10552-10557. [14] W. Zhu, P.J.M. Bartos, “Assessment of interfacial microstructure and bond properties in aged GRC using a novel micro indentation method”, *Cem. Concr. Res.* 27: (1997) 1701-1711.
- [15] RILEM TC 107-CSP (1998) Creep and shrinkage prediction models: principles of their formation, october 1998.
- [16] C 512-02 (2005) Standard test method for creep of concrete in compression. ASTM International, West Conshohocken, PA. Doi: 10.1520/C0512-02
- [17] Neville A. M., « Propriétés des bétons », édition Eyrolles, 824 pages. 2000.
- [18] I. Pop, G. De Schutter, P. Desnerck, T. Onet “Bond between powder type self-compacting and steel reinforcement”. *Construction and Building Materials.* 41 (2013) 824–833.
- [19] EN 12390. (2009). Testing hardened concrete – Part 3: compressive strength of test specimens.
- [20] Assié S., « Durabilité des bétons autoplaçants », Thèse de doctorat de l'INSA de Toulouse, 2004

- [21] RILEM, « Self-Compacting Concrete. State-of-the-art report of RILE Technical Committee 174-SCC », Edited by A. Skarendahl and O. Petersso, RILEM Publications, France, **2001**
- [22] Mehta, P. (**1986**), Concrete, structure, properties and materials, In Englewood Cliff, New Jersey: Prentice-Hall.
- [23] Müller, H., et H. Hilsdorf (1990), Evaluation of the time dependent behavior of concrete, Bulletin d'information 199 du CEB.
- [24] BROOKS, J. (**2005**). 30-year creep and shrinkage of concrete. Magazine of concrete research, 57(9):545–556.
- [25] DOMONE, P. L. (**1974**). Uniaxial tensile creep and failure of concrete. Magazine of Concrete Research, 26(88) :144–152.
- [26] NEVILLE, A. et DILGER, W. (**1970**). Creep of concrete: plain, reinforced, and prestressed. North-Holland Pub. Co
- [27] Makani A., «Influence de la nature minéralogique des granulats sur le comportement mécanique différé des bétons» Thèse de doctorat de l'université de Toulouse **2011**.
- [29] Vieira M. and Bettencourt A., « Deformability of hardened SCC», Proceedings of 3rd International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete (PRO 33), Reykjavik, Iceland, pp. 637-644, 17-20 août **2003**.
- [30] Proust E., « Retrait et fluage des bétons autoplaçants : vers une meilleure compréhension des comportements différés », Thèse de doctorat de l'INSA Toulouse, **2002**.
- [31] Mortsell E., Rodum E., « Mechanical and durability aspects of SCC for road structures», Proceedings of 2nd International Symposium on Self-Compacting Concrete, Tokyo, Japon, pp. 459-468, 23-25 october **2001**.
- [32] Pera J., Husson S., Guilhot B., « Influence of finely ground limestone on cement hydration », Cement and Concrete Composites, 21, 2, pp. 99-105, **1999**.

PARTIE B: DETERMINATION DE LA TENACITE DES BETONS PAR INDENTATION INSTRUMENTEE

Sommaire

I. Introduction.....	124
II. Détermination des paramètres de fracture.....	126
II.1. Modèle d'indentation théorique.....	126
II.2. Modèle d'indentation expérimental.....	127
III. Procédures expérimentales.....	130
III.1. Moulage des éléments et préparation d'échantillons.....	130
III.2. Détermination des paramètres de fractures.....	130
III.3. Caractères du module d'élasticité.....	131
IV. Résultats et discussions.....	132
V. Paramètres de fracture.....	133
V.1. Caractéristiques de fracture basée sur le test d'indentation Vickers.....	133
V.2. Influence du rapport E/Léq.....	134
V.3. Influence de la résistance à la compression.....	137
V.4. Influence du type de béton sur la ténacité à la rupture.....	139
VI. Conclusion.....	141
Références bibliographiques.....	143

I. Introduction

Au cours des dernières décennies, le béton auto-compactant, en tant que nouvelle génération de béton à haute performance, a été reconnu comme un progrès important dans l'industrie du béton et par conséquent considéré comme le sujet d'études de recherche approfondies [1, 2]. Comparé au béton vibré conventionnel qui n'est généralement pas rentable avec un rapport eau/ciment élevé et une faible ouvrabilité avec difficulté de placement, le béton autoplaçant est classé comme un béton haute performance pour sa capacité à se mettre en place sous son propre poids sans besoin de vibration, et sa capacité à éviter la ségrégation et le blocage. Les avantages du BAP sont sa grande durabilité, ses faibles besoins en main-d'œuvre et sa haute qualité. Cette génération de béton peut également offrir une construction plus sûre, des avantages économiques, techniques et environnementaux attribués aux mélanges de béton autoplaçant tels que la réduction des émissions sonores, l'amélioration de la vitesse de construction, l'excellente finition de surface, l'ouvrabilité élevée et la perméabilité [5, 6]. En raison de sa faible porosité intrinsèque, le BAP a généralement des propriétés de haute performance en termes de comportement mécanique et de durabilité. Par conséquent, l'utilisation de BAP dans le monde entier dans les marchés de l'industrie préfabriquée et du béton prêt à l'emploi a considérablement augmenté. Il a été connu comme un progrès significatif dans l'industrie du béton et par conséquent considéré comme l'objet d'études de recherche approfondies [1, 2].

Au cours des dernières années, un certain nombre de travaux expérimentaux ont été menés afin de comprendre les propriétés mécaniques des BAP [6, 8]. Malgré de nombreuses études récentes sur les propriétés mécaniques des BAP, très peu d'études sont disponibles concernant leur comportement mécanique de rupture. La mécanique de la rupture en tant que révolution dans la conception du béton est un aspect extrêmement important à considérer pour la conception et l'analyse de la réponse structurelle de l'élément en béton, en particulier pour les structures massives [8]. Cependant, l'une des propriétés macroscopiques qui caractérisent la fragilité d'un béton est cette ténacité à la rupture (K_{IC}).

La ténacité à la rupture décrit la facilité avec laquelle se propage une fissure ou un défaut dans un matériau. Elle constitue une propriété fondamentale qui caractérise le niveau de charge que peut subir une structure en béton, et permet ainsi d'estimer sa dégradation éventuelle et donc sa durée de vie résiduelle. Cette propriété peut être évaluée à l'aide de diverses méthodes expérimentales telles que les essais de traction, les essais de flexion trois points et les essais de fractionnement (WST) sur des éprouvettes entaillées ou non. Ces tests sont souvent controversés, sensibles aux conditions expérimentales, et peu reproductibles puisque la dispersion des résultats peut atteindre 50% dans les comparaisons inter-laboratoires [10].

Le choix de la méthode de détermination de la ténacité dépend de la disponibilité du temps, des ressources et du niveau de précision requis pour l'application. La technique d'indentation instrumentée quant à elle a été largement acceptée dans le but de traiter le problème de la ténacité des matériaux.

([11, 12, 13, 14]). Elle est relativement simple à mettre en œuvre et ne nécessite qu'un testeur de micro/macro dureté standard. Un petit morceau de matériau, avec une surface sans contrainte et fissures, est suffisant comme échantillon d'essai. Afin d'expliquer les effets de la fissuration sur les éléments en béton, des paramètres de fracture tels que la ténacité à la rupture (K_{IC}) et l'énergie de rupture (G_f) doivent être déterminés [16]. Bien que certaines références représentent des relations empiriques pour la détermination des paramètres de fracture [17], il y a encore des débats sur la question du comportement de fracture [15], qui peut être attribuée aux influences remarquables des constituants de la matrice de béton, au rapport eau/ciment et à la dépendance de la taille du comportement à la rupture [18].

Cette deuxième partie du troisième chapitre décrit une étude expérimentale sur la caractérisation des paramètres de fracture (K_{IC} et G_{IC}) des BAP en utilisant la méthode d'indentation instrumentée (IIM) et étudie l'effet du rapport ($E/L_{éq}$) sur ces paramètres. Pour ce faire, des essais ont été effectués sur des spécimens parallélépipédiques de même taille et de ($E/L_{éq}$) différents. En outre, d'autres paramètres mécaniques principaux tels que le module d'élasticité, la dureté et la résistance à la compression ont été déterminés. Jusqu'à présent, le test de nanoindentation était largement utilisé pour mesurer le module d'élasticité et la dureté de la matrice fabriquée à différents rapports eau-Liant. Cependant, des tests de micro et de macroindentation ont été largement utilisés pour mesurer la ténacité à la rupture de la matrice de béton. Sur la base des résultats obtenus, les propriétés de rupture des BV et des BAP, telles que l'énergie de rupture et la ténacité à la rupture, sont calculées et comparées [25].

Le comportement à la rupture des deux spécimens de béton sous test d'indentation Vickers (VIT) a été étudié. Il a été constaté que les plus grandes valeurs du facteur d'intensité de contrainte, K_{IC} et du taux de libération d'énergie G_{IC} , ont été montrées par les BAP avec le rapport eau/ciment le plus faible, $w/c=0,33$. Cependant, pour les deux types de bétons (BAP et BV) ayant des valeurs de résistance à la compression similaires, il a été trouvé que le béton autoplaçant présente une bonne ténacité à la rupture par rapport au béton vibré. Au moyen de tests d'indentation instrumentés utilisés dans cette étude, il a été constaté que la ténacité à la rupture K_{IC} des mélanges BAP pour une résistance à la compression de $46,5\text{MPa}_{cyl}$ ($51,5\text{MPa}_{cub}$) à $61,7\text{MPa}_{cyl}$ ($68,9\text{MPa}_{cub}$) était d'environ $2,53\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ à $2,87\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, ce qui est similaire aux résultats: $2,61\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ à $2,90\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ trouvé par Korte et al. [25], pour la même plage de résistance. Nos résultats sont donc cohérents avec ceux de la littérature.

En ce qui concerne la comparaison des performances de ténacité à la rupture entre BAP et BV, en utilisant des essais d'indentation instrumentés, la ténacité à la rupture des mélanges de BAP était supérieure d'environ 9,97 et 14,41% par rapport à celle des mélanges de BV de référence (Classe 54MPa_{cyl} et 37MPa_{cyl} (60MPa_{cub} et 41MPa_{cub}) respectivement. Cette

augmentation de la ténacité peut être attribuée à la réduction de la porosité, donc à la réduction de la teneur en eau et à l'ajout d'agrégats fins dans les bétons autoplacants.

II. Détermination des paramètres de fracture

Aucune configuration expérimentale standardisée n'existe pour mesurer les propriétés de fracture du béton. Pourtant, diverses propositions peuvent être trouvées dans la littérature, chacune ayant ses avantages et ses inconvénients. Les essais les plus populaires et couramment appliquées sont ceux de la traction, de la flexion trois points et ceux de la division en coin sur des éprouvettes entaillées ou non entaillées. Mais dans cette étude, une nouvelle alternative rarement utilisée dans ce type de caractérisation qui est la méthode d'indentation instrumentée dont les détails et les étapes à suivre sont les suivants :

II.1. Modèle d'indentation théorique

Au fur et à mesure que la charge d'indentation augmente, un matériau fragile subit progressivement une déformation élastique et peu plastique, puis se fracture. Une fois que le facteur d'intensité de contrainte K_I dans un matériau indenté s'approche de sa valeur critique K_{IC} (ténacité à la rupture), une paire de fissures radiales commencent généralement à nucléer près des extrémités de l'empreinte de l'indentation Vickers et présentent finalement une forme de semi-ellipse le long de la direction d'indentation [26, 2]. Ici, K_{IC} peut être évalué, dans le cas d'aucune contrainte résiduelle [26], comme :

$$K_{IC} = \delta \cdot (E/H)^{1/2} \cdot P/C^{3/2} \quad \text{for } c \gg a \quad [\text{Eq.III.6}]$$

Où :

δ est un facteur géométrique et pour un indenteur Vickers, $\delta=0.016$ [26],

$c = (c_1+c_2)/2$ est la longueur moyenne de deux fissures radiales de longueurs c_1 et c_2

E et H sont respectivement le module de Young et la dureté du matériau indenté.

Dans les tests d'indentation Vickers, la dureté est habituellement calculée par la relation suivante :

$$H_v = 1.8544 P/a^2 \quad [\text{Eq.III.7}]$$

Où :

P : est la charge d'indentation maximale,

a : est égal à $(a_1 + a_2) / 2$ avec a_1 et a_2 définis comme les deux longueurs des diagonales de l'indentation résiduelle Vickers.

Afin d'être proche de la réalité des résultats, il était préférable de déterminer expérimentalement ces paramètres de fracture, ce qui confirme fortement leur accord avec les caractéristiques physiques des longueurs des fissures obtenues.

II.2. Modèle d'indentation expérimental

Pour déterminer expérimentalement la résistance à la fissuration (ténacité à la rupture) de matériaux fragiles, l'indentation Vickers est l'une des méthodes les plus utilisées si l'on se réfère au nombre de travaux traitant de cette technique [29, 35]. Par rapport aux techniques classiques citées ci-dessus, la technique d'indentation présente plusieurs avantages. En effet, la méthode d'indentation Vickers ne nécessite que des surfaces planes polies et des équipements d'indentation. Le principe de cette méthode est d'appliquer l'indenteur sous une charge donnée et de mesurer la longueur des fissures correspondantes générées aux extrémités de l'empreinte. Le calcul de la ténacité, en tenant compte des deux paramètres (la charge (P) et la longueur (a) de la fissure), dépendra également de la forme de la fissure. Parmi les relations les plus utilisées, les relations (V.2) et (V.3) proposées par Evans [33] et Shetty [34] pour déterminer les relations expérimentales proposées par Milekhine [35].

Dans cette méthode, en utilisant les graphes $C^{3/2} = f(P)$ ou $a^{1/2} = f(P)$ et en fonction du mode de fissuration, la résistance à la rupture K_{IC} est obtenue expérimentalement à partir des pentes de ces graphes. Ensuite, à partir de la relation 8, on déduit l'énergie de rupture spécifique nécessaire à l'initiation et à la propagation de la fissure sur de petits échantillons de BAP et de BV. Pour ce faire, cinq étapes doivent être franchies :

Étape 1 : Utiliser les relations proposées par Evans [33] et Shetty [34] pour déterminer les relations proposées par Milekhine [15], $C^{3/2} = f(P)$ pour la fissuration en mode médian et $a^{1/2} = f(P)$ pour le mode de fissuration Palmqvist :

$$K_{IC, M} = 0.0824.P / C^{3/2} \quad \text{pour les fissures de type médian} \quad (M) \quad [\text{Eq.III.8}]$$

$$K_{IC, P} = 0.0319.P / a^{1/2} \quad \text{pour les fissures de type Palmqvist} \quad (P) \quad [\text{Eq.III.9}]$$

Où :

C et **l** : sont les longueurs de fissures moyennes obtenues avec l'indentation Vickers (microns), **P** : est la charge d'indentation Vickers (N),

K_{IC, M} et **K_{IC, P}** : sont les ténacités de fracture dans les deux modes (Médian et Palmqvist) (MPa. m^{1/2}).

Étape 2 : Dessinez les graphes des fonctions $C^{3/2} = f(P)$ ou $a^{1/2} = f(P)$, selon le mode de fissuration à étudier, avec :

$$K_{IC, M} = 0.0824.P / C^{3/2} \quad \text{d'où} \quad C^{3/2} = (0.0824 / K_{IC, M}).P \quad [\text{Eq.III.10}]$$

$$K_{IC, P} = 0.0319.P / a^{1/2} \quad \text{d'où} \quad a^{1/2} = (0.0319 / K_{IC, P}).P \quad [\text{Eq.III.11}]$$

Les équations (V4) comme (V.5) ont l'avantage de pouvoir être transformées algébriquement en équations de régression linéaire de la forme :

$$Y = A.X + B$$

dans lequel A représente la pente de la ligne de régression, c'est-à-dire :

A = (0.0824/ $K_{IC, M}$) représente la pente de la ligne de régression $C^{3/2} = f(P)$.

$A = (0.0319/ K_{IC,P})$ représente la pente de la ligne de régression $a^{1/2} = f(P)$.

Étape 3 : Choix du mode de fissuration d'indentation Vickers.

Pour le calcul de la ténacité, il est nécessaire de connaître la forme des fissures car les expressions mathématiques utilisées dépendent du régime de fissuration. Par exemple, Matsumoto [30] a observé un système de fissures Palmqvist sous de faibles charges et des fissures médianes pour des charges plus élevées sur le même matériau. Cependant, la charge limite entre ces deux systèmes est comprise entre 500 et 600N.

Cook [31] et Kaliszewski [32], en étudiant systématiquement la forme de la fissure en fonction de la charge d'indentation, ont montré que les fissures Palmqvist se forment à faibles charges puis se transforment en fissures de type M, au-dessus d'une charge critique dont La valeur dépend du matériau. Pour expliquer la transition entre les deux modes de fissuration, Lube [29] a proposé l'existence d'une zone centrale. La figure III.19 explique très schématiquement la transition entre les deux systèmes de fissuration par indentation Vickers.

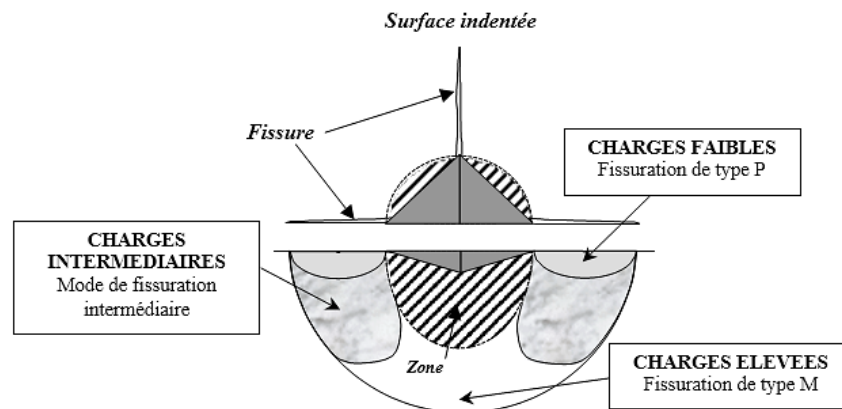


Figure III.19 : Vue schématique de la surface indentée et de la section transversale d'un système de fissuration par indentation Vickers.

Comme le montre la figure III.19, la taille de la zone centrale est liée à la dimension de la diagonale d'empreinte. Ainsi, pour les faibles charges, la fissure serait de type Palmqvist (P). Alors que, pour les charges élevées, les fissures seraient de type Médian (M), la charge étant suffisante pour que la fissure puisse traverser la zone centrale. Dans les deux modes de fissuration (M et P), les résultats expérimentaux doivent être alignés sur des droites. Les exemples traités par A.PERTUZ et al [37] montrent que la représentation $C^{3/2} = f(P)$ permet également de caractériser le mode de fissuration et de calculer la ténacité à partir des droites obtenues. Quelle que soit la méthode envisagée, il est entendu qu'il ne peut y avoir qu'une seule valeur de la ténacité KIC pour un matériau donné dans un état donné. De plus, pour les matériaux étudiés par A.PERTUZ et al [37], ils ont montré que la fissuration de Palmqvist est associée aux charges d'indentation les plus faibles et à la fissuration

Médiane aux charges les plus élevées. Ils ont cependant vu que le calcul de la pente des courbes représentatives avec une précision suffisante dépend du nombre de points expérimentaux.

De plus, **Fisher [36]** a montré qu'une déviation de la linéarité dans la représentation $C^{3/2} = f(P)$ était due à la présence de contraintes résiduelles. **A.PERTUZ et al [37]** ont également montré qu'il n'est pas nécessaire de prédéterminer la forme des fissures pour calculer la ténacité. La seule mesure de la longueur des fissures à la surface du matériau indenté est suffisante. En effet, ils ont vu que le calcul de la ténacité en supposant un type de fissure M ou de type P conduit à la même valeur.

Étape 4: Calcul de la ténacité (K_{IC}) à la rupture en mode I:

Comme mentionné ci-dessus et compte tenu de l'importance des charges utilisées dans notre étude, le mode de fissuration choisi est médian (M). Puisque les graphes de ces fonctions sont des droites, leurs équations sont de la forme :

$$Y = A.X + B$$

Où :

X représente la charge P ;

Y représente la longueur de fissure $C^{3/2}$,

A, représente toujours la pente de ces droites de régression

B, la valeur de $C^{3/2}$ lorsque la charge $P = 0N$.

C'est-à-dire que nous aurons, à partir des deux relations suivantes (V.6-a) et (V.6-b) :

$$C^{3/2} = A.P + B \text{ (relation expérimentale).} \quad [\text{Eq.III.12}]$$

$$C^{3/2} = (0.0824 / K_{IC, M}).P \text{ (relation théorique), déduite de la relation (V.2)} \quad [\text{Eq.III.13}]$$

Donc, nous déduisons que :

$(0.0824 / K_{IC, M}) = A = \text{pente, calculée à partir du graphique } C^{3/2} = f(P)$

et : $C^{3/2} = B$, valeur lorsque $P = 0 N$ (c'est-à-dire la valeur de la longueur de fissure "C» au début de chargement).

$$\text{Donc la ténacité : } K_{ICM} = (0.0824 / \text{pente } A). \quad [\text{Eq.III.14}]$$

Étape 5 : Calcul de l'énergie de rupture (G_{IC}) :

L'énergie de fracture (G_{IC}) qui représente le taux de libération d'énergie pendant le processus de fissuration est définie comme l'énergie absorbée par les fissures radiales se propageant à partir de l'empreinte d'indentation dans des matériaux fragiles (comme le béton) est un indicateur de la fragilité du matériau, et le module de Young (E) comme :

$$G_{IC} = (K_{IC})^2/E. \quad [\text{Eq.III.15}]$$

Où :

K_{IC} : est le facteur d'intensité de contrainte ($M Pa.m^{1/2}$),

E : est le module d'Young (GPa),

G_{IC} : est l'énergie de fracture (le taux de libération d'énergie) (N/m).

III. Procédures expérimentales

La boîte en L, l'étalement et l'affaissement des mélanges BAP et des mélanges de référence BV ont été mesurés. Des éprouvettes cylindriques standard de (160 x 320)mm² ont été utilisées pour les essais de résistance à la compression. Des spécimens parallélépipédiques (25x25x18)mm³ ont été utilisés pour les essais de micro et macro-indentation. Les spécimens ont été démoulés un jour après la coulée, puis placés dans un réservoir d'eau pour le durcissement jusqu'au test. Les essais de compression et d'indentation ont été réalisés après 28 jours de durcissement.

III.1. Moulage des éléments et préparation d'échantillons

Les échantillons pour l'essai de ténacité à la rupture ont été préparés à partir des mélanges BAP1, BAP2, BAP3, BAP4, BAP5 et BO1 et BO4.

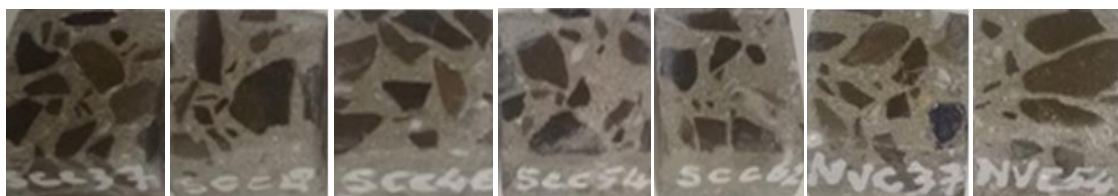


Figure III.20: Echantillons retenus pour les essais de ténacité.

III.2. Détermination des paramètres de fracture par test d'indentation Vickers

Afin de déterminer les paramètres de fracture par VIT, nous avons fixé les charges de pointe (charges maximales) et les intervalles d'indentation d'une machine d'essai Vickers Zwick Rowell 2,50KN. Une série de charges d'indentation allant de 400 à 1400N avec un intervalle ajusté de 200N a été sélectionnée pour induire la formation de différentes fissures radiales à température ambiante. Dans chaque essai d'indentation Vickers, le temps de chargement est de 20s et le de déchargement est de 15s. Cependant, la méthode nécessite de nombreux essais d'indentation pour déterminer la valeur de (K_{IC}). Elle doit être effectuée de trois à six conditions de charge pour obtenir la courbe de fissure et cinq indentations sont nécessaires pour chaque niveau de charge afin de déterminer une longueur de fissure moyenne fiable.

La charge d'indentation est appliquée progressivement jusqu'à sa valeur maximale (charge maximale) et l'apparition d'une fissure sur la surface de l'échantillon a été mesurée (figure III.21) et (figure III.22). Le test d'indentation instrumenté s'arrête lorsque la charge maximale est atteinte. Toutes les images d'empreintes résiduelles ont été observées et les longueurs des fissures d'indentation Vickers ont été mesurées par l'appareil avec une caméra de microscopie in situ et une caméra à

dispositif à couplage de charge. Le dispositif du test d'indentation instrumentée est illustré à la figure III.21.



Figure III.21: (a) Vue générale du macro indenteur Zwick Rowell 2,50KN et (b) zoom sur les deux cellules d'observation et d'indentation.

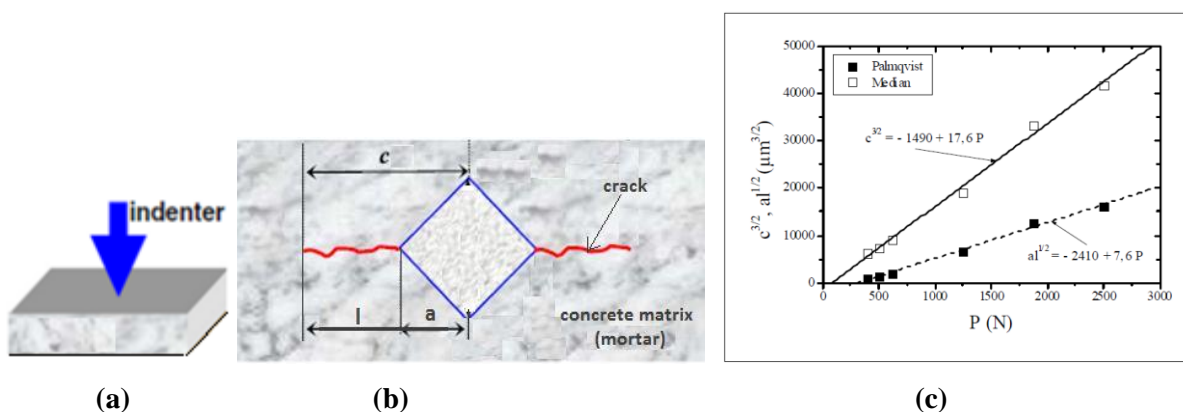


Figure III.22: a) Illustration schématique d'un essai d'indentation instrumenté sur la face de l'échantillon), b) Les dimensions associées aux mesures de longueur de fissure et de diagonale d'indentation et c) Les graphes $C^{3/2} = f(P)$ et $a.l^{1/2} = f(P)$ avec leurs pentes respectives, utilisés pour calculer les valeurs de ténacité de rupture correspondantes k_{IC} dans les deux modes (M et P) et ceci pour le matériau étudié par Perutz et al. [37] : Carbure de tungstène fritté WC - WTi.

III.3. Caractérisation du module d'élasticité, de la microdureté et de la résistance à la compression

III.3.1. Mesure de la résistance à la compression

Pour chaque mélange de béton, quatre cylindres standard (160x320)mm² ont été coulés dans des moules en acier. Au total, 28 cylindres standards ont été coulés pour tous les mélanges, qui ont été durcis dans des conditions de laboratoire afin de recevoir le même traitement que les échantillons destinés aux essais de compression. A la fin de la période de durcissement (28 jours), les quatre éprouvettes cylindriques de chaque mélange ont été testées par une machine de compression servo-hydraulique conforme à la norme EN 12390-4 [38], afin de déterminer la résistance moyenne à la compression (Norme EN 12390-3 [39]).

III.3.2. Module de Young et microdureté

Pour déterminer les propriétés mécaniques du béton, des expériences de nanoindentation ont été réalisées avec un Nano Indenteur XP TM (MTS Nano Instruments) en utilisant un indenteur en diamant Berkovich. Des échantillons ont été fixés sur un support métallique en utilisant la liaison cristalline de colle thermodurcissable 509. Des essais d'indentation ont été réalisés de manière aléatoire sur la surface du matériau avec les mêmes conditions d'essai d'indentation. La profondeur maximale d'indentation atteinte par l'indenteur a été fixée à 2000nm et la vitesse de déformation était égale à 0,05s-1. L'instrument a été exploité dans le mode de mesure de la rigidité continue (CSM) permettant le calcul du module d'élasticité et de la dureté en continu pendant le processus de chargement par indentation. Le déplacement harmonique était de 2nm et la fréquence était de 45Hz.

IV. Résultats et discussions

Après démoulage des éléments, une meilleure finition de surface pour les bords et les coins des échantillons autoplaçants (BAP) a été observée par rapport aux spécimens BV. Ce résultat confirmé par d'autres auteurs [40] révèle l'excellente capacité de remplissage des BAP même pour les petits éléments qui nécessitent de petites quantités de béton.

IV.1. Résistance à la compression

Les résultats de résistance à la compression, la résistance moyenne à la compression, $f_{c28, cyl}$, (en MPa), selon la norme EN 12390-3 [41] sont présentés dans le tableau III.6.

Tableau III.6: Résistance à la compression des différents bétons.

Béton	BAP1	BAP2	BAP3	BAP4	BAP5	BV1	BV4
E/Léq	0.41	0.39	0.37	0.35	0.33	0.53	0.36
$f_{c28, cyl}$ (MPa)	36.7	41.3	46.5	54.3	61.7	36.4	53.6

Comme on peut le voir dans le tableau III.6, la résistance à la compression varie en fonction du rapport eau-liant et a tendance à augmenter lorsque le rapport eau-liant diminue. Il est à noter que la résistance à la compression est clairement influencée par le rapport eau-liant dans une large mesure. La diminution des propriétés mécaniques est probablement due au pourcentage de porosité de la matrice autoplaçante, tel qu'observée par les examens de microstructure (figure III.23), qui dépend du rapport eau-liant.

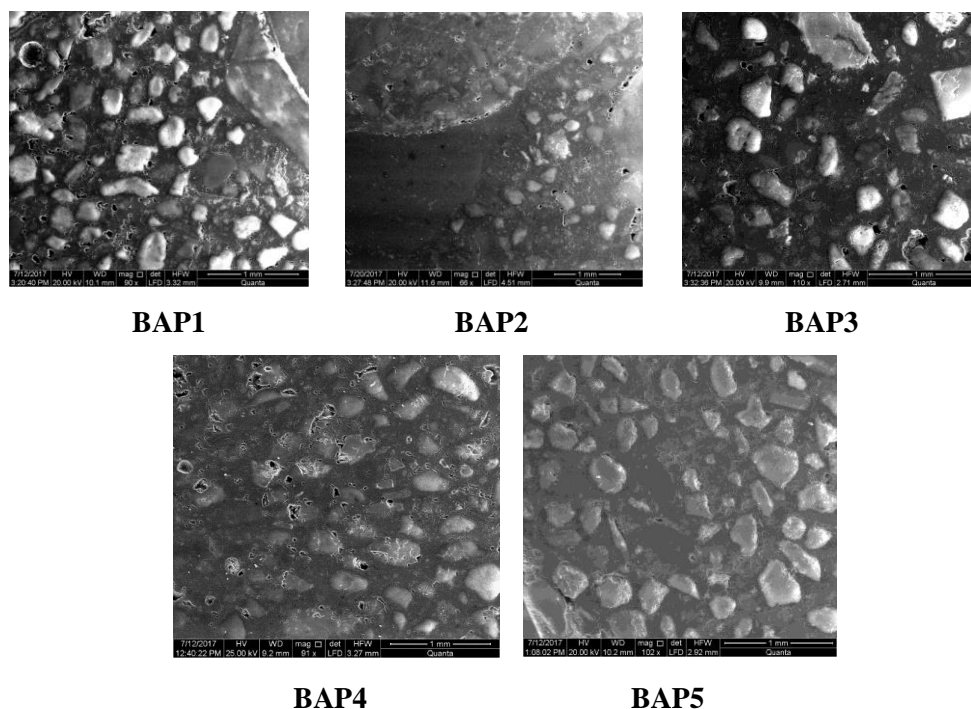


Figure III.23 : Porosité structurale de la matrice cimentaire observée par microscopie électronique à balayage dans les cinq échantillons de BAP. (Images prises au laboratoire d'Imagerie à l'Ecole Nationale Supérieure des Mines et Métallurgies, ENSMM, Annaba).

V. Paramètres de fracture

V.1. Caractéristiques de fracture basées sur le test d'indentation Vickers

La configuration expérimentale est illustrée à la figure III.24 et à la figure.V.3. Elle consiste à tester une matrice résistive de béton de sa fracturation. La charge, le déplacement et la longueur de la fissure sont enregistrés pendant l'essai. Pour chaque charge appliquée (P), les moyennes de longueur de fissure (c) et de demi-diagonale (a) (μm) peuvent être calculées, puis les paramètres de fracture, à savoir la ténacité (K_{IC}) et l'énergie de rupture (G_{IC}).

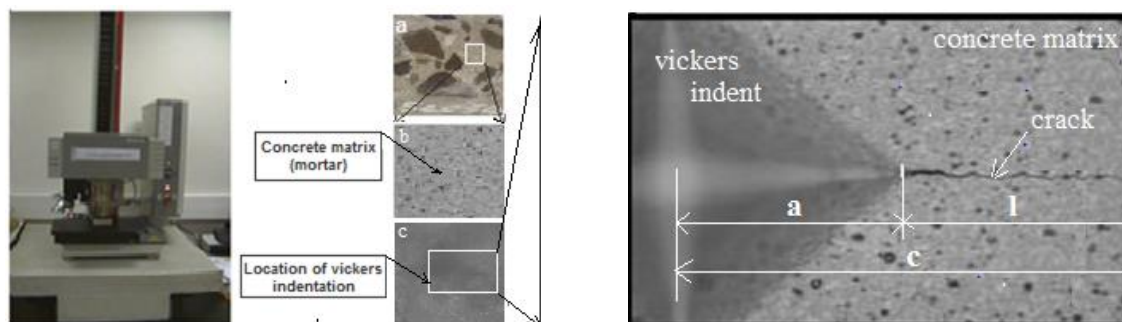


Figure III.24: Photographies de l'éprouvette BAP4 : a) échantillon de l'essai d'indentation et b) vue agrandie de la zone à indenter avant l'essai. c) Vue agrandie de la zone indentée après l'essai : fissuration à la surface de la matrice du BAP4 après chargement à 800N.

Comme discuté ci-dessus, K_{IC} et G_{IC} à différents emplacements indentés des échantillons BAP. La figure III.24 montre un exemple de graphique indentation Vickers qui représente la longueur de la fissure en fonction de la charge appliquée en coordonnées rectangulaires normales.

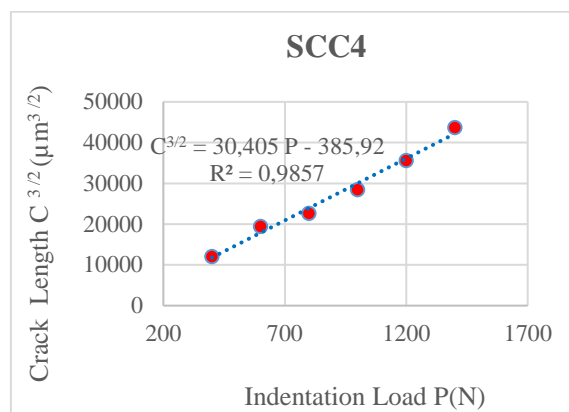


Figure III.25 : Longueur de la fissure de l'indent en fonction de la charge d'indentation obtenue pour le BAP4 ($E/L_{\text{Éq}} = 0,35$).

Résultant de l'analyse des graphiques donnés à titre d'exemple sur la figure III.7, le tableau III.7 recueille toutes les pentes des différentes droites de régression, la ténacité à la rupture K_{IC} et l'énergie de fracture G_{IC} . Pour information, les rapports w/b et le rapport w/c sont également donnés dans ce tableau pour chaque type de béton.

Tableau III.7: Paramètres de fractures.

concrete Matrix	BAP1	BAP2	BAP3	BAP4	BAP5	BO1	BO4
w/b ratio	0.41	0.39	0.37	0.35	0.33	0.53	0.36
w/c ratio	0.51	0.48	0.46	0.43	0.41	0.53	0.36
Slope of $C^{3/2} = f(P)$	36.29	34.47	32.56	30.40	28.71	41.61	33.09
K_{ICM} MPa.m ^{1/2}	2.27	2.39	2.53	2.71	2.87	1.98	2.49
G_{IC} (N/m)	145.72	197.07	271.08	351.64	427.08	136.82	305.35

Les effets des paramètres de conception sur la ténacité à la fracture obtenue sont présentés et discutés dans les trois sous-sections suivantes :

V.2. Influence du rapport $E/L_{\text{Éq}}$

On peut voir sur la figure III.26 que la pente de la droite de régression dépend essentiellement du rapport w/b. La réduction du rapport w/b conduit également à une diminution de la pente des différentes droites dessinées pour les cinq échantillons indentés, indiquant un comportement de plus en plus fragile avec une augmentation de la ténacité à la rupture à travers ces BAP. Cela peut être dû au

fait que les zones pré- et post-pic dans la courbe de longueur de fissure-charge ($C^{3/2} = f(P)$) sont principalement dues à l'initiation de microfissures et à leur propagation. La même tendance a été signalée pour BV. Lorsqu'elles sont indentées sur leurs surfaces, les matrices BAP ont un K_{IC} qui augmente graduellement de la valeur initiale de 2,27 à la valeur finale de 2,87 MPa m^{1/2} lorsque le rapport (E/Léq) diminue de 0,41 à 0,33 (diminution du rapport E/C de 0,51 à 0,41); comme le montre la figure (III.26), ce qui est cohérent avec les résultats de **Sara Korte et al** obtenus par des essais de flexion à trois points [25], (voir le tableau III.3).

Tableau III.8 : Comparaison des résultats de la ténacité (K_{IC}) avec la littérature.

calculs de K_{IC} basés sur	Béton	BAP4	BAP5	BV4
		$f_{c28,cyl}$ (MPa.m ^{1/2})	53,9 ± 7,9	65,0 ± 8,3
* l'Approche de Hillerborg	K_{IC} (MPa.m ^{1/2})	3,85	4,21	4,54
* l'Approche de Anderson	K_{IC} (Mpa.m ^{1/2})	1,23	1,43	1,78
* l'étude actuelle (Eq.4, 6,7 et 8)	$f_{c28,cyl}$ (MPa)	54,3 ± 2,2	61,7 ± 3,0	53,6 ± 1,6
	K_{IC} (MPa)	2,71	2,87	2,49

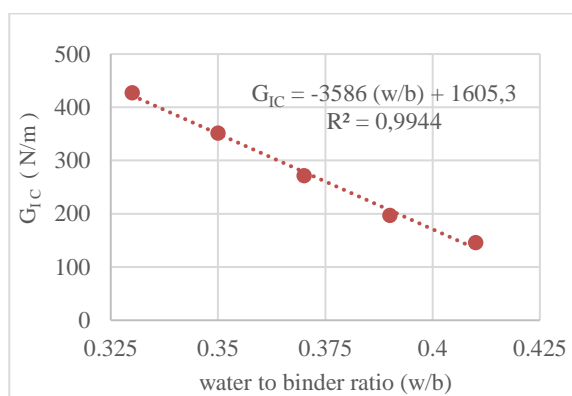
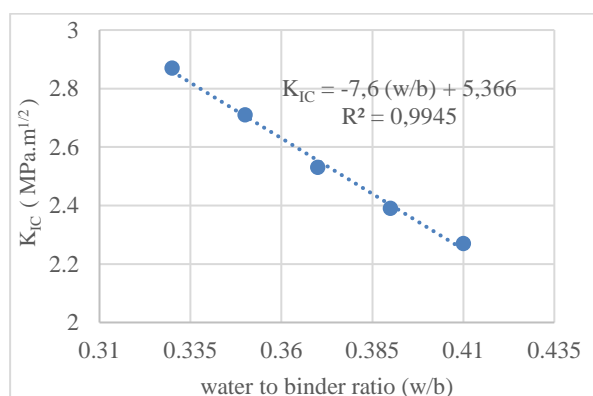


Figure III.26 : Variation de la ténacité à la rupture. **Figure III.27 :** Variation de l'énergie de rupture.

Sur la base des résultats obtenus de la présente étude, une relation linéaire entre E/Léq et K_{IC} , E/Léq et G_{IC} a été obtenue comme suit :

$$K_{IC} = - 7.6 (w/b) + 5.366 (R^2 = 0.9945) ; \quad G_{IC} = - 3586 (w/b) + 1605 (R^2 = 0.9944)$$

Où : K_{IC} is in MPa m^{1/2} et G_{IC} en N/m.

Ces relations peuvent être utilisées pour prédire la ténacité à la rupture et l'énergie de rupture des mélanges BAP avec différents rapports E/Léq. Ces deux paramètres de rupture de BAP avec différents rapports E/Léq ou E/C ont été présentés sur les figures (III.28, III.29). Comme il est observé, K_{IC} et G_{IC} diminuent alors que le rapport E/Léq augmente. Cela est dû à la réduction de la fragilité du béton avec des rapports E/Léq plus élevés, ce qui est clair sur la figure III.27. Comme

représenté sur la figure III.28, les surfaces de fracture sont tortueuses et irrégulières pour BAP1, E/Léq (0,41) ou E/C (51) et pour BV1, E/Léq (0,53) ou E/C (53).

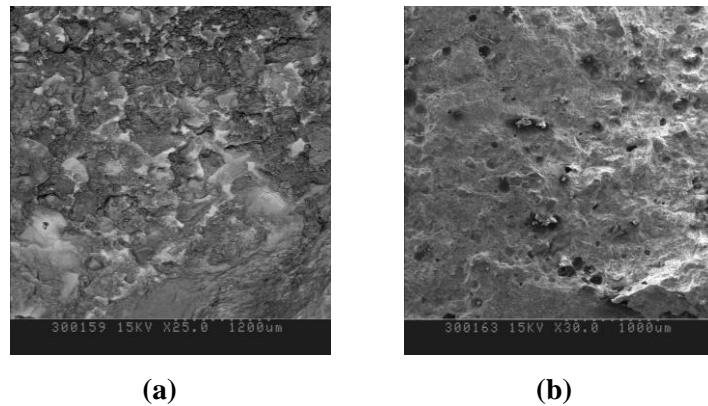


Figure III.28 : Faciès de rupture de la matrice cimentaire (a) du BAP1, (b) du BV1, observées par microscopie électronique à balayage dans les deux échantillons ; (a) du BAP1 et (b) du BV1. (Images prises au laboratoire d’Imagerie à l’Ecole Nationale Supérieure Arts et Métiers (ENSAM) Paris Tech de Lille (France)).

Cependant, l’influence du rapport eau-liant sur les paramètres de fracture est évidente sur les figures (III.28, et III.29). Il est clair que l’échantillon issu de BAP1, avec le rapport E/Léq le plus faible et donc la matrice la plus faible, présente la plus faible résistance à la fissuration car il génère les valeurs les plus faibles pour $K_{IC, exp}$ et $G_{IC, exp}$. Cela signifie que le BAP1 est le moins fragile et que moins d’énergie est libérée lors de sa rupture, par rapport aux autres BAP. De plus, sa charge maximale est atteinte plus tôt. Même chose pour le BAP5 qui est le plus fragile des cinq mélanges de BAP et l’énergie libérée lors de sa rupture est la plus élevée, comparée aux autres BAP. De plus dans ce cas, la charge maximale est atteinte plus tard.

Dans la présente étude, comme l’indiquent le tableau III.9, la ténacité à la rupture et l’énergie de fracture des BAP sont liées au rapport E/Léq et augmentent de 26,4 et 193% respectivement lorsque E/Léq diminue de 0,41 à 0,33 diminue de 0,51 à 0,41 et leurs valeurs les plus élevées se produisent pour E/Léq (0,33) (0,41).

Le principal paramètre de fracture de cette étude, qui décrit le comportement à la rupture du béton, est le facteur d’intensité de contrainte critique K_{IC} appelé aussi ténacité à la rupture. **Prokopski et Langier [42]**, **Alyamac et Ince [43]**, **Nallathambi et al. [44]**, **John et Shah [45]**, et **Beygi et al. [46]**, étaient des chercheurs qui ont étudié les influences du rapport eau/ciment sur la ténacité à la rupture des BV et des BAP (voir tableau III.9).

Tableau III.9: Relations empiriques proposées dans la littérature pour BAP, BV et d'autres types de béton.

Programme de recherche	Matériau	Relation empirique proposée
Beygy et al. [46]	SCC	$K_{IC} = -57.57 (w/c) + 67.01$
Propcopski and Langier [42]	Gravel concrete without silica fume	$K_{IC} = -157.95 (w/c) + 162.66$
Ince et al. [43]	NVC	$K_{IC} = 142 / (9.6)^{1.5 \times w/c}$
Mohammad Karamloo et al. [42]	SCCL	$K_{IC} = -99.197 (w/c) + 63.827 \quad R^2 = 0.981$
Résultats du test	SCC (BAP)	$K_{IC} = -7.6 (w/b) + 5.366 \quad R^2 = 0,9945$

Dans les études mentionnées ci-dessus, il a été observé que lorsque le rapport eau / ciment augmentait, la ténacité à la rupture diminuait. Il est clair dans le tableau III.9 que cette même tendance a été observée dans notre étude. En outre, l'examen des recherches mentionnées a montré qu'il existe une relation solide entre la ténacité à la rupture et le rapport E/Léq. A cet égard, en utilisant les données limitées obtenues dans cette étude, une analyse de régression a été réalisée et le résultat est représenté sur les figures III.28 et III.8. Bien que chaque programme de recherche possède ses propres propriétés, une comparaison entre les résultats rapportés et les données de cette étude pourrait être utile.

L'autre paramètre de fracture qui est l'énergie de rupture G_{IC} est définie comme l'énergie absorbée par les fissures radiales se propageant à partir de l'empreinte d'indentation dans des matériaux fragiles et c'est en fait l'énergie nécessaire pour créer (amorcer) une fissure sur la surface du béton. Comme observé à partir du tableau III.2 et de la figure (III.9), l'énergie de rupture (G_{IC}) des BAP est liée au rapport E/Léq ou E/C parce que les BAP ont des G_{IC} augmentant graduellement de la valeur initiale de 145,72 à 427,08N/m lorsque le rapport E/C diminue de 0,51 à 0,41 (diminution du rapport E/Léq de 0,41 à 0,33), ce qui est cohérent avec les résultats de **Hassanzadeh et al. [47]** et **Giacco et al. [48]**, tous obtenus par des essais de flexion en trois points.

Par conséquent, l'énergie de fracture (G_{IC}) des BAP augmente de 193% lorsque le rapport E/Léq passe de 0,41 à 0,33 diminue de 0,51 à 0,41) et le C_{IG} le plus élevé se produit pour E/Léq = 0,33) ou E/C (= 0,41).

V.3. Influence de la résistance à la compression

La résistance à la compression, qui est couramment mesurée dans les expériences et de nombreuses propriétés mécaniques du béton, en dépend. Par conséquent, la ténacité à la rupture et l'énergie de rupture peuvent être déterminées en fonction de la résistance à la compression. Les figures (III.29 et III.30) montrent la variation de la ténacité à la rupture et de l'énergie de rupture en fonction de la résistance à la compression. Il est évident que le K_{IC} et le G_{IC} ont augmenté à mesure que la résistance à la compression augmentait. Cette tendance est en accord avec celles rapportées pour les

BV [49, 50, 51] et les BAP [52]. Comme on peut le voir sur les figures (III.12 et III.13), une tendance évidente a été observée entre la résistance à la compression et la ténacité à la rupture et l'énergie de rupture. Comme il existe une corrélation entre le rapport eau/ciment et K_{IC} et G_{IC} , une relation robuste est attendue entre la résistance à la compression et ces deux paramètres de fracture. En ce qui concerne les mélanges BAP avec une résistance à la compression allant de 51,5MPa, cub (46,5MPa, cyl) à 68,9MPa, cub (61,7 MPa, cyl), **Korté et al. [25]** a conclu que K_{IC} change entre 2,61 et 2,90MPa^{1/2}. Ce qui est similaire à nos résultats : 2,53 à 2,87MPa.m^{1/2}. Nos résultats sont donc en accord avec ceux de la littérature. Dans la présente étude, la relation entre K_{IC} et la résistance à la compression, telle que représentée sur la figure III.12, est présentée au moyen d'une analyse de régression avec un coefficient de corrélation de 0,998 :

$$K_{IC} = 0.024 f_c + 1.399 \quad [\text{Eq.III.16}]$$

Où: K_{IC} est la ténacité à la rupture
et f_c est la résistance moyenne à la compression sur cylindre (MPa).

Selon la figure III.29, les résultats des tests obtenus dans cette étude sont compatibles avec ceux rapportés par Korte et al. [25] et suivent la même tendance observée pour les BAP, où K_{IC} augmente lorsque la résistance à la compression augmente.

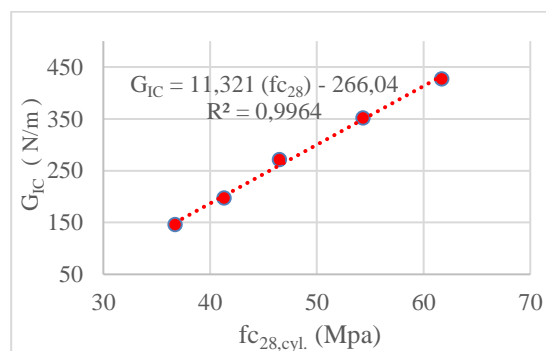
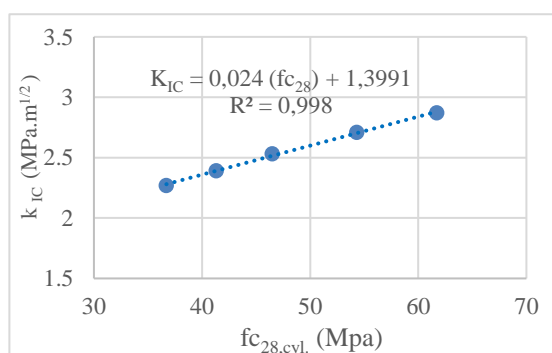


Figure III.29 : Variation de la ténacité à la rupture. **Figure III.30** : Variation de de l'énergie de fracture.

Par conséquent, la figure III.29 montre la variation de G_{IC} (G_f) en fonction de la résistance à la compression des BAP avec divers rapports w/b. Il ressort de cette figure que G_{IC} (G_f) augmente avec l'augmentation de la résistance à la compression. La même tendance a été rapportée par les chercheurs [53, 54, 55] concernant les BV. De nombreux chercheurs ont établi une relation claire entre l'énergie de rupture et la résistance à la compression. **Xie et al. [56]** ont rapporté que lorsque la résistance à la compression augmente de 60 à 119MPa, l'énergie de fracture G_F passe de 152 à 191N/m, ce qui est en accord avec les résultats **d'Einsfeld et Velasco [57]** concernant les BHP.

Pour les bétons à haute résistance (BHR) ayant une résistance à la compression de 58-104MPa, **Zhou et al. [58]** reconnu G_F (ou G_{IC}) variant de 114 à 137N/m. **Rao et Prasad [59]** ont montré que pour les BHP, G_F (ou G_{IC}) augmente de 103 à 151N/m, lorsque la résistance à la compression est promue de 58,7 à 75MPa. **Eskandari et al. [60]**, sur la base d'études sur le comportement à la rupture des BAP contenant des cendres volantes et des fumées de silice ayant une résistance à la compression comprise entre 15 et 45MPa, ont conclu que G_F (ou G_{IC}) passe de 67 à 108N/m. Cependant, tous ces chercheurs qui étudient différents types de béton avec des résistances à la compression pour différentes gammes de résistance à la compression ont rapporté une augmentation de G_{IC} lorsque la résistance à la compression a augmenté, ce qui confirme nos résultats relatifs aux BAP. Les résultats présentés dans ce document peuvent être utilisés pour obtenir une relation entre la résistance à la compression et (G_{IC}) qui est indiqué comme :

$$G_{IC} = 11.321.f_{c28} - 266.00 \quad [\text{Eq.III.17}]$$

Où : G_{IC} est l'énergie de fracture déduite de la ténacité K_{IC} , qui est mesurée à partir de l'essai d'indentation Vickers dans tous les mélanges et f_{c28} est la résistance moyenne à la compression sur cylindre (MPa) après 28 jours de durcissement.

V.4. Influence du type de béton sur la ténacité à la rupture

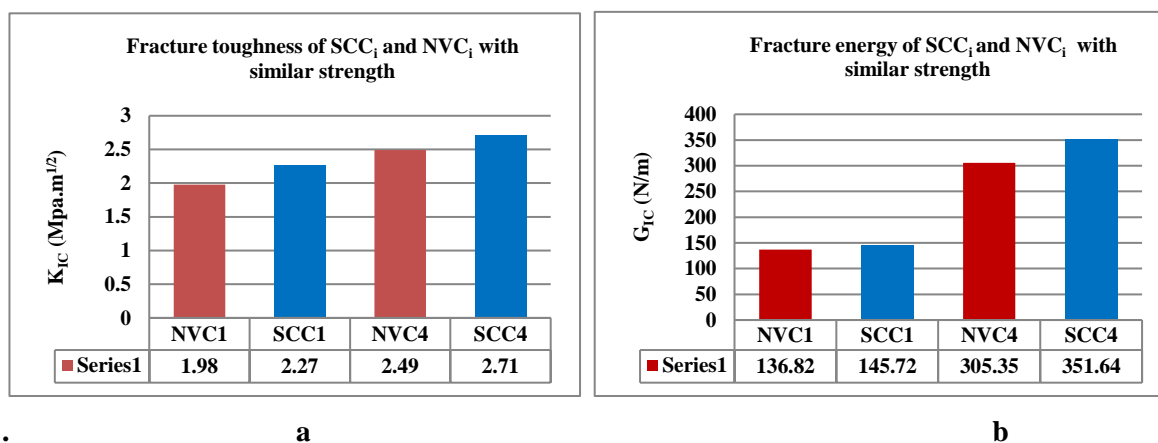
Nous notons qu'une différence nette de ténacité à la rupture apparaît entre les deux types de béton, même s'ils ont des résistances à la compression similaires. Pour cela, on la voit bien se prononcer pour le béton de faible/moyenne résistance (plus de 14%: 14,65% dans notre cas) comme pour le béton à haute résistance (moins de 10%: 8,84% dans notre cas). A partir de la figure III.30, la ténacité à la rupture des BAP est clairement plus élevée que pour l'échantillon BV. Pour la même résistance à la compression, l'augmentation moyenne de la ténacité à la rupture est respectivement de 14,65% pour un cylindre de 37MPa (classe 41MPa, c_{ub}) et de 8,84% pour un cylindre de classe 54MPa (classe 60MPa, c_{ub}).

Ce comportement de ténacité amélioré peut s'expliquer par la plus grande quantité de granulats fins dans les mélanges de BAP et leur plus grande fluidité, ce qui se traduit par un meilleur confinement de ces agrégats fins de renfort dans ces mélanges. Afin d'évaluer la ténacité expérimentale à la rupture, les résultats d'indentation Vickers des mélanges BAP1, BAP4, BO1, et BO4 sont montrés dans la figure III.30 pour les mêmes résistances à la compression.

Tableau III.10: Comparaison des performances des paramètres de fracture des BAP par rapport à celles des BV avec la même résistance à la compression:

Nature du béton	BAP1	BV1	BAP4	BV4
$f_{c_{28, cyl}}$ (MPa)	36.7	36.4	54.3	53.6
K_{IC} (MPm ^{1/2})	2.27	1.98	2.71	2.49
G_{IC} (N/m)	145.72	136.82	351.64	305.35
Classe de résistance $f_{c_{28, cyl}}$ (MPa)	37		54	
Classe de résistance $f_{c_{28, cub}}$ (MPa)	40		60	
Performance de $K_{IC (SCC)} / K_{IC (NVC)}$	14.65		8.84	
Performance de $G_{IC (SCC)} / G_{IC (NVC)}$	6.50		15.16	

La ténacité maximale à la rupture des mélanges BAP1 et BAP44 était respectivement de 2,27 et 2,71 MPa.m^{1/2}, pour les classes de résistance C37 et C54 (figure III.31).


Figure III.31 : Comparaison des paramètres de fracture (K_{IC} , G_{IC}) des BAP et des BV avec résistance à la compression similaire : a) K_{IC}, b) G_{IC}.

La ténacité maximale à la rupture des mélanges BAP1 et BAP44 était respectivement de 2,27 et 2,71MPa.m^{1/2}, pour les classes de résistance C37 et C54 (figure III.30). Alors que, la ténacité maximale actuelle à la rupture des mélanges de référence (BV1 et BV4) était de 1,98 et 2,49MPa.m^{1/2}, respectivement pour les même classes de résistance C37 et C54.

Cela peut être dû à la teneur en eau plus faible et en particulier au volume de poudre plus élevé (fumée de silice, poudre de calcaire et ciment) dans les mélanges BAP que les mélanges BV de référence. Ceci est considéré comme réduisant l'accumulation d'eau de ressuage autour des agrégats incorporés dans la matrice cimentaire du béton. Dans le béton vibré ordinaire, ceci peut augmenter le rapport local E/Léq autour des agrégats et affaiblir la ténacité à la rupture de la liaison des éléments constituant la matrice.

Ce comportement dans la ténacité à la rupture de la matrice de béton peut être interprété comme le résultat d'une meilleure liaison entre les éléments constitutifs des BAP, ce qui évite toute ségrégation dans ce type de matériau.

VI. Conclusion

D'après les résultats présentés dans cette étude, il est clair que le comportement de fissuration des BAP diffère considérablement de celui des BV. La réduction de la quantité d'eau dans les mélanges de béton avec présence d'un super plastifiant à haute teneur en eau et de grandes quantités d'agrégats fins (fumée de silice, poudre de calcaire et ciment) rend la matrice moins poreuse, uniforme et dense améliorant sa résistance à l'amorçage et la propagation des fissures et améliore ainsi sa résistance à la compression. En conséquence directe de ce phénomène, dans les tests d'indentation instrumentés (IIT), une charge de rupture plus élevée, une libération d'énergie plus élevée pendant le processus de fissuration, et une valeur de ténacité à la fracture plus élevée sont notées dans le cas de l'échantillon BAP avec le rapport le plus faible eau-liant (E/Léq), à savoir le BAP5. L'évaluation des cinq différents mélanges de BAP, le BAP5 avec le rapport E/Léq le plus faible et par conséquent la pâte de ciment la plus forte, peut supporter une charge plus élevée et libère plus d'énergie pendant la fracture. En ce qui concerne le facteur d'intensité de contrainte critique, le BAP5 devrait avoir une plus grande valeur par rapport aux autres BAP.

Cependant, les calculs basés sur l'approche Evan, Chetty et Millekhine donnent les plus grands paramètres de fracture (K_{IC} et G_{IC}) pour le BAP5 comparé à d'autres BAP avec des valeurs de rapport eau-liant (E/Léq) plus élevées et (K_{IC} et G_{IC}) plus élevées pour le BAP4 comparé au BV4 avec une résistance à la compression similaire. En ce qui concerne la méthode et le dispositif de test utilisés dans cette étude, un effet de faisabilité, de simplicité et de haute précision est présent, en tenant compte des performances de cette méthode et de ce type de machine lors de l'indentation instrumentée.

Les résultats de cette étude, en ce qui concerne le module de Young et la dureté, ont montré que la cartographie des propriétés mécaniques par nanoindentation fournit un outil utile pour la liaison avec la microstructure et les études de modélisation pour une meilleure compréhension des matériaux cimentaires. Enfin, les tests d'indentation instrumentés (IIT) (test de ténacité à la rupture) peuvent être utilisés comme méthode alternative aux méthodes classiques pour estimer les propriétés de ténacité (paramètres de fracture) dans le système à matrice cimentaire (mortiers, bétons) pour différents rapports eau-liant.

Le comportement à la rupture, de sept échantillons dont cinq de BAP et deux de BO, sous test d'indentation Vickers (VIT) a été étudié. Il a été constaté que les plus grandes valeurs du facteur d'intensité de contrainte, K_{IC} et du taux de libération d'énergie G_{IC}, ont été montrées par le BAP avec le rapport eau/ciment le plus faible, w/c = 0,33. Cependant, pour les deux types de bétons (BAP et BV)

ayant des valeurs de résistance à la compression similaires, il a été trouvé que le béton autoplaçant (BAP) présente de bonnes ténacités à la rupture devant celles du béton vibré ordinaire.

Références bibliographiques

- [1] Sideris KK, Manita P. Residual mechanical characteristics and spalling resistance of fiber reinforced self-compacting concretes exposed to elevated temperatures. *Constr Build Mater* 2013;41:296–302.
- [2] Sua-iam G, Makul N. Utilization of limestone powder to improve the properties of self-compacting concrete incorporating high volumes of untreated rice husk ash as fine aggregate. *Constr Build Mater* 2013;38:455–64.
- [3] Sua-iam G, Makul N. Use of recycled alumina as fine aggregate replacement in self compacting concrete. *Constr Build Mater* 2013;47:701–10.
- [4] Cuenca J, Rodriguez J, Morales MM, Zamorano M. Effects of olive residue biomass fly ash as filler in self-compacting concrete. *Constr Build Mater* 2013;40:702–9.
- [5] Jalal M, Mansouri E, Sharifipour M, Pouladkhan A. Mechanical, rheological, durability and microstructural properties of high performance self-compacting concrete containing SiO₂ micro and nanoparticles. *Mater Des* 2012;34:389–400.
- [6] Zhao H, Sun W, Xiaoming W, Gao B. The effect of coarse aggregate gradation on the properties of self-compacting concrete. *Mater Des* 2012;40:109–16.
- [7] Jawahar JG, Sashidhar C, Reddy R, Peter JA. Micro and macro level properties of fly ash blended self-compacting concrete. *Mater Des* 2013;46:696–705.
- [8] Rambo DAS, Silva FDA, Filho RDT. Mechanical behavior of hybrid steel-fiber self-consolidating concrete: materials and structural aspects. *Mater Des* 2014;54:32–42.
- [9] Bazant ZP, Planas J. Fracture and size effect in concrete and other quasi-brittle materials. CRC Press; 1998.
- [10] J.CBony, G. Claude, S. Sorentz, Comparaison des essais d'adhérence par flexion (beam test) et par traction (pull-out test), *Matériaux et Constructions*, **6** (1973) 395-401.
- [11] Weisbrod G. and Rittel D. A. (2000). Method for Dynamic Fracture Toughness Determination Using Short Beams, *International Journal of Fracture*, Vol. 104, (2000), pp. 1-5.
- [12] Plaza L. M. (2003). Determination of Uncertainties in Plane Toughness (KIC) Testing, *Seminario Sobre la Evaluación de la Incertidumbre en Ensayos Mecánicos*, Universidad de la Rioja, España, (2003).
- [13] Evans A. G. and Charles E. A. (1976). Fracture Toughness Determination by Indentation, *J. Am. Ceram. Soc.*, Vol. 59, (1976), pp. 371-372.
- [14] Niihara K., Morena R. and Hasselman D. P. H. (1982). Evaluation of KIC of Brittle Solids by The Indentation Method with Low Crack-To-Indentation Ratios, *J. Mater. Sci. Lett.*, Vol. 1, (1982), 1, pp. 13-16.
- [15] Sim J-I, Yang K-H, Lee E-T, Yi S-T. Effects of aggregate and specimen sizes on lightweight concrete fracture energy. *J Mater Civ Eng* 2014;26:845–54.
- [16] Gettu R, Bazant ZP, Karr ME. Fracture properties and brittleness of high-strength concrete. *ACI Mater J* 1990;87:608–18.
- [17] Comité Euro-International du Béton (CEB-FIP). *Structural concrete: textbook on behavior, design and performance*. Lausanne, Switzerland: International Federation for Structural Concrete (FIB); 1999.

- [18] Prokopski G, Langier B. Effect of water/cement ratio and silica fume addition on the fracture toughness and morphology of fractured surfaces of gravel concretes. *Cem Concr Res* 2000;30(9):1427–33.
- [19] Ince R, Alyamac KE. Determination of fracture parameters of concrete based on water–cement ratio. *Indian J Eng Mater Sci* 2008;15:14–22.
- [20] Petersson PE. Fracture energy of concrete: practical performance and experimental results. *Cem Concr Res* 1980;10:91–101.
- [21] Jo BW, Tae GH. Experimental study on fracture energy of low-heat concrete by three-point bend tests. *Russ J Nondestr Test* 2001;37(12):907–15.
- [22] Prokopski G, Langier B. Effect of water/cement ratio and silica fume addition on the fracture toughness and morphology of fractured surfaces of gravel concretes. *Cem Concr Res* 2000;30(9):1427–33.
- [23] Wittmann FH, Roelfstar PE, Mihashi H, Haung Y-Y, Zhang X-H, Nomura N. Influence of age of loading, water-cement ratio and rate of loading on fracture energy of concrete. *Mater Struct* 1987;20:103–10.
- [24] Prokopski G, Langier B. Effect of water/cement ratio and silica fume addition on the fracture toughness and morphology of fractured surfaces of gravel concretes. *Cem Concr Res* 2000;30(9):1427–33.
- [25] Korte S, Boel V, De Corte W, De Schutter G. Fracture toughness and cracking behaviour of SCC compared to VC. *Key Engineering Materials Vols. 577-578 (2014) pp 205-208*
- [26] G.R. Anstis, P. Chantikul, B.R. Lawn, D.B. Marshall, *J. Am. Ceram. Soc.* 46 (1981) 533.
- [27] D.B. Marshall, B.R. Lawn, *J. Am. Ceram. Soc.* 60 (1976) 86.
- [28] P. Chantikul, G.R. Anstis, B.R. Lawn, D.B. Marshall, *J. Am. Ceram. Soc.* 64 (1981) 539.
- [29] T. Lube, “Indentation crack profiles in silicon nitride”, *Journal of European Ceramic Society*, 21, Issue 2 (2001) 211.
- [30] R.L.K. Matsumoto, “Evaluation of fracture toughness determination methods as applied to ceria-stabilized tetragonal zirconia polycrystal”, *Journal of American Ceramic Society*, 70 (1987) 366.
- [31] S.G. Cook, J.E. King, J.A. Little, “Surface and subsurface Vickers indentation cracks in SiC, Si₃N₄, and sialon ceramics”, *Material Science and Technology*, 11 (1995) 1093.
- [32] M.S. Kaliszewski, G. Behrens, A.H. Heuer et al., “Indentation studies on Y₂O₃- stabilized ZrO₂: I, development of indentation-induced cracks”, *Journal of American Ceramic Society*, 77 (1994) 1185.
- [33] A.G. Evans, E.A. Charles, “Fracture toughness determinations by indentation”, *Journal of American Ceramic Society*, 59, Issues 7-8 (1976) 371.
- [34] D.K. Shetty, I.G. Wright, P.N. Mincer, A.H. Clauer, “Indentation fracture of wc-co cermets”, *Journal of Material Science*, 20 (1985) 1873.
- [35] V. Milekhine, M.I. Onsoien, J.K. Solberg, T. Skaland, “Mechanical properties of FeSi (δ), FeSi₂ (ϵ) and Mg₂Si”, *Intermetallics*, 10 (2002) 743.
- [36] H. Fischer, R. Marx, “Fracture toughness of dental ceramics: comparison of bending and indentation method”, *Dental Materials*, 18, Issue 1 (2002) 12.
- [37] A. Pertuz, « L’indentation Vickers et Knoop des matériaux massifs ou revêtus : Dureté, ténacité et adhérence ». Thèse ? Lille (2003).
- [38] EN 12390. (2009). Testing hardened concrete – Part 4: compressive strength. Specification for testing machines.
- [39] EN 12390. (2009). Testing hardened concrete – Part 3: compressive strength of test Specimens.

- [40] I. Pop, G. De Schutter, P. Desnerck, T. Onet “Bond between powder type self-compacting and steel reinforcement”. *Construction and Building Materials*. 41 (2013) 824–833.
- [41] EN 12390. (2009). Testing hardened concrete – Part 3: compressive strength of test specimens.
- [42] Prokopski G, Langier B. Effect of water/cement ratio and silica fume addition on the fracture toughness and morphology of fractured surfaces of gravel concretes. *Cem Concr Res* 2000;3000:1427–33.
- [43] Alyamaç KE, Ince R. Investigation of self-compacting concrete by using fracture mechanics methods. International Balkans conference on challenges of civil engineering, BCCCE, EPOKA University, Tirana, ALBANIA; 2011.
- [44] Nallathambi P, Karihaloo BL, Heaton BS. Effect of specimen and crack sizes, water/cement ratio and coarse aggregate texture upon fracture toughness of concrete. *Mag Concr Res* 1984;36:227–36.
- [45] John R, Shah SP. Fracture mechanics analysis of high-strength concrete. *J Mater Civ Eng* 1989;1:185–98.
- [46] Beygi MHA, Kazemi MT, Nikbin IM, Amiri JV. The effect of water to cement ratio on fracture parameters and brittleness of self-compacting concrete. *Mater Des* 2013;50:267–76.
- [47] Hassanzadeh M. The influence of the type of coarse aggregates on the fracture mechanical properties of high-strength concrete, *Fracture Mechanics of Concrete Structures*. In: Proceedings of the FRAMCOS-3 1998; 161–70.
- [48] Giacco G, Rocco C, Zerbino R. The fracture energy (GF) of high-strength concretes. *Mater Struct* 1993;26:381–6.
- [49] Petersson PE. Fracture energy of concrete: practical performance and experimental results. *Cem Concr Res* 1980;10:91–101.
- [50] Nallathambi P, Karihaloo BL, Heaton BS. Effect of specimen and crack sizes, water/cement ratio and coarse aggregate texture upon fracture toughness of concrete. *Mag Concr Res* 1984;36:227–36.
- [51] Jo Byung-Wan, Tae Ghi-Ho. Experimental study on fracture energy of low-heat concrete by three-point bend tests. *Russ J Nondestr Test* 2001;37:907–15.
- [52] Beygi MHA, Kazemi MT, Nikbin IM, Amiri JV. The effect of water to cement ratio on fracture parameters and brittleness of self-compacting concrete. *Mater Des* 2013;50:267–76.
- [53] Petersson PE. Fracture energy of concrete: practical performance and experimental results. *Cem Concr Res* 1980;10(1):91–101.
- [54] Nallathambi P, Karihaloo BL, Heaton BS. Effect of specimen and crack sizes, water/cement ratio and coarse aggregate texture upon fracture toughness of concrete. *Mag Concr Res* 1984;36(129):227–36.
- [55] Jo BW, Tae GH. Experimental study on fracture energy of low-heat concrete by three-point bend tests. *Russ J Nondestr Test* 2001;37(12):907–15.
- [56] Xie J, Elwi AE, MacGregor JG. Mechanical properties of three high strength concrete containing silica fume. *ACI Mater J* 1995;92(2):135.
- [57] Einfeld RA, Velasco MSL. Fracture parameters for high-performance concrete. *Cem Concr Res* 2006;36:576–83.
- [58] Zhou FP, Barr BIG, Lydon FD. Fracture properties of high strength concrete with varying silica fume content and aggregates. *Cem Concr Res* 1995;25:543–52.
- [59] Rao GA, Prasad BKR. Fracture energy and softening behavior of high-strength concrete. *Cem Concr Res* 2002;32(2):247–52.
- [60] Eskandari H, Muralidhara S, Prasad BKR, Venkataramareddy B. Size effect in self-consolidating concrete beams with and without notches. *Sadhana* 2010;35:303–17.

PARTIE C : ETUDE DE L'ADHERENCE ACIER-BETON PAR INDENTATION INSTRUMENTEE

Sommaire

I. Introduction.....	147
II. Préparation des éprouvettes.....	147
II.1. Barres d'armature en acier	149
II.2. Essais de nanoindentation	150
II.3. Essai d'indentation Interfacial.....	151
III. Résultats et discussions.....	153
III.1. Résistance à la compression	153
IV. Conclusion	161
Références bibliographiques.....	164

1. Introduction

Pour construire une structure en béton armé, une bonne adhérence entre la matrice et les agrégats, entre les barres d'armature et la matrice est nécessaire pour permettre le transfert de la charge vers les différents matériaux. Notons que l'acier fonctionne bien comme renfort pour le béton car il adhère bien au béton et cette contrainte d'adhérence (qui caractérise l'adhérence), est proportionnelle à la surface de contact entre l'acier et le béton.

En assurant un durcissement thermique intensif, une adhésion précoce élevée peut être obtenue [1]. De plus, la résistance à la compression des bétons, le rapport eau/liant, le diamètre de la barre, l'enrobage du béton, la longueur encastrée et la longueur de la fissure pré-flexion affectent également cette adhérence [2]. Elle dépend également des propriétés mécaniques, physiques, chimiques et géométriques des zones de transition interfaciale (ITZ) entre chaque composant. Cependant, l'épaisseur ITZ n'est pas régulière et sa valeur est comprise entre 10 et 30 μm [3]. Mais, en ne considérant que les agrégats et la zone contiguë de la matrice (l'ITZ), Olivier et al. [4] ont précisé que cette gamme d'épaisseurs est du même ordre de grandeur que le diamètre moyen des grains de ciment, c'est-à-dire entre 15 et 20 μm .

D'un autre côté, **Diamond et Huang** [5] ont souligné le fait qu'il n'y a aucune raison d'affecter les effets négatifs significatifs de l'ITZ sur le comportement mécanique du béton avec un rapport eau/liant de 0,5. Cependant, ceci est en contradiction avec le résultat mentionné par **Chan et Li** [6]. Néanmoins, afin de minimiser l'influence des mauvaises propriétés de la zone de transition interfaciale, des adjuvants minéraux tels que les fumées de silice [7, 8, 9] et les cendres volantes [10] peuvent être introduits avec succès.

Par exemple, selon les résultats de la littérature, une étude **d'Aslani et Nejadi** [11] a présentée un modèle de contrainte d'adhérence basé sur les résultats expérimentaux de huit études récentes sur des échantillons de bétons auto plaçant et vibrés. Les comparaisons ont été basées sur des modèles de sections structurales utilisant des tests d'arrachement (Pull Out) pour mesurer l'adhérence entre la barre d'acier et le béton. Il a été constaté que le BAP avait des contraintes d'adhérence légèrement plus élevées que celles des BV. De même, **Arezoumandi et al.** [12] dans leur comparaison effectuée entre les résultats de leur étude avec une base de données de béton conventionnel (BV), ont trouvé que les poutres en béton auto plaçant possèdent une contrainte d'adhérence comparable ou légèrement supérieure à celle des poutres en béton conventionnel.

En outre, ils ont également constaté que le béton auto plaçant à haute performance (BAPHP) possède une adhérence avec le renfort comparable ou légèrement supérieure à celle au béton conventionnel haute performance (BVHP). D'autres recherches menées à l'Université de Gand par **Helincks et al.** [13] ont utilisé un programme expérimental pour étudier les performances de liaison des BAP de type poudre (powder-type SCC). Les essais d'arrachement (Pull Out) ont été

effectués conformément aux recommandations de la RILEM, RC6. Au total, 72 éprouvettes ont été testées, coulées avec différents mélanges de béton et des barres d'armature de diamètre (8, 12, 16 et 20mm). Il a été trouvé que les BAP présentaient des valeurs de contraintes d'adhérence caractéristiques normalisées aussi élevées ou supérieures à celles des bétons conventionnels équivalent.

Pour déterminer la résistance globale du béton et, par la suite, l'adhérence entre ses différents composants, l'essai d'arrachement (Pull Out) standard est probablement la technique la plus utilisée. Cette technique permet d'obtenir une résistance de liaison caractéristique de l'adhérence du couple barre d'acier / béton. Par exemple, des études récentes utilisant des essais d'arrachement concluent que la contrainte d'adhérence du béton auto plaçant est généralement plus élevée que l'adhérence obtenue pour les bétons vibrés conventionnels [14, 15]. En fonction de la qualité et de la résistance à la compression du béton, la contrainte d'adhérence est généralement supérieure de 5 à 40% par rapport aux bétons vibrés [16, 17]. Cet écart peut être attribué à une réduction de la formation d'eau de ressuage sous les barres d'armature en raison de l'absence d'équipement de compactage [18].

Le test d'arrachement est évidemment un test global qui peut atténuer l'influence des variations de propriétés mécaniques très locales dans l'ITZ. C'est pourquoi, pour une caractérisation plus localisée de l'adhérence, nous suggérons l'utilisation du test d'indentation interfaciale qui a été utilisé avec succès pour étudier l'adhésion revêtement /substrat [19]. En effet, son principe consiste à appliquer un indenteur pointu dans le plan de l'interface entre les deux matériaux dans le but de créer et de propager une fissure le long de l'interface. Une relation entre la charge appliquée et la longueur de fissure correspondante ainsi que les propriétés mécaniques des deux matériaux impliqués dans le mécanisme d'adhésion permettent de calculer un paramètre de ténacité d'indentation interfaciale.

Pour déterminer les propriétés mécaniques à l'échelle nanométrique, le test de nano-indentation est la technique la plus appropriée pour déterminer la dureté et le module d'élasticité des différents composants. Dans ce travail, l'adhérence entre les barres d'armature et les bétons autoplaçants et vibrés est étudiée au moyen du test d'indentation inter-faciale dans la plage de la macro-indentation et comparée à celle du test d'arrachement de la littérature. Dans cette gamme de charges, la taille des empreintes résiduelles est supérieure à l'épaisseur de la zone de transition interfaciale [20]. Pour cette raison, son influence ne peut pas être évaluée avec précision et l'ITZ est supposée avoir les mêmes propriétés que la matrice. Ceci peut être raisonnablement supposé puisque l'incorporation de fumées de silice, de calcaire fin et de super plastifiant haut réducteur d'eau a été introduite pour améliorer les propriétés d'ITZ.

Cependant, pour étudier l'influence du rapport eau sur liant sur les propriétés mécaniques des composants, une nano-indentation a été réalisée pour déterminer les propriétés mécaniques nécessaires pour calculer la ténacité d'indentation interfaciale.

Une attention particulière a été portée sur cet aspect et, par conséquent, sur la mesure de l'adhérence. De plus, il est intéressant de noter que peu de travaux ont été mis en évidence sur la caractérisation mécanique de la zone interfaciale entre une inclusion rigide et la matrice dans le béton [21,22]. C'est pour cette raison que nous avons voulu combler cette lacune en caractérisant pour la première fois cette adhérence béton/barre en utilisant un test d'indentation interfaciale puis étudier les effets de certains paramètres tels que le rapport eau/liant et le type de béton sur son comportement et de comparer ces résultats avec ceux du test d'arrachement.

II. Préparation des mélanges et propriétés à l'état frais

II.1. Barres d'armature en acier.

Des barres d'armature en acier conformes à la norme **EN 10080** [24], ont été intégrées dans les éprouvettes de béton (figure III.31) afin d'évaluer les propriétés d'adhérence.



Figure III.31: Photographie d'un spécimen de béton armé.

Un seul diamètre de barre a été testé pour les différents essais. En particulier, le diamètre nominal de 16mm qui représente des «diamètres moyens» (diamètres nominaux allant de 10 à 20mm), selon le tableau D.1 de la **norme EN 10080** [24]. Une barre d'acier typique présente deux rangées de nervures transversales, qui sont uniformément réparties sur la circonférence et régulièrement espacées le long de l'axe de la barre. La limite élastique et la résistance à la traction des barres, respectivement $S_y = 553\text{N/mm}^2$ et $S_t = 651\text{N/mm}^2$, ont été déterminées par des essais de traction. Une barre d'armature en acier a été contrôlée au laboratoire pour corroborer les spécifications techniques du producteur concernant le diamètre, la section et la masse correspondants (tableau III.11).

Tableau III.11: Diamètre, section et masse des barres d'armature en acier.

Paramètre	Symbole	Unité	Valeurs nominales	Valeurs mesurées
Diamètre	D	mm	16	15.9
Section	An	mm ²	201	199.3
Masse	M	kg/m	1.58	1.56

II.2. Préparation des échantillons

Les barres d'acier nervurées BE500S (selon la norme EN 10080 [25]) d'un diamètre de 16mm ont été utilisées. Sept éléments identiques en béton armé à grande échelle ont été fabriqués en même temps. Le béton vibré (BV) a été coulé et compacté en utilisant des vibreurs portatifs conventionnels. Les bétons auto plaçant (BAP) étaient normalement coulés, dans un coffrage de 1200mm de long sur une section de 100x100mm², sans vibration. Le coffrage a été démonté en une journée et les éléments en béton armé ont immédiatement été mis à l'eau pendant 28 jours. Les échantillons consacrés à l'essai d'indentation interfaciale ont été extraits de la section médiane de l'élément en béton armé en coupant des noyaux de (100x 100)mm² perpendiculairement à la section des barres d'acier.

De petits spécimens (Ø45x22mm) avec une seule barre d'acier centrale ont ensuite été découpés dans les échantillons à l'aide d'une scie à diamant. Cela a ensuite été suivi par des procédures [26] comprenant l'enrobage de résine, le découpage avec précision, le meulage, le polissage et le nettoyage par ultrasons pour obtenir les éprouvettes finales sous forme de disque (Ø48x18mm) pour l'essai d'indentation. Chaque barre d'acier a été correctement nettoyée pour assurer une liaison (adhérence) adéquate avec le béton.

II.3. Essais de nano-indentation

Pour déterminer les propriétés mécaniques du béton, des expériences de nanoindentation ont été réalisées avec un Nano Indenteur XP™ (MTS Nano Instruments) en utilisant un indenteur en diamant Berkovich. Des échantillons ont été fixés sur un support métallique en utilisant la liaison cristalline de colle thermodurcissable 509. Des essais d'indentation ont été réalisés de manière aléatoire sur la surface du matériau avec les mêmes conditions d'essai d'indentation.

La profondeur maximale d'indentation atteinte par l'indenteur a été fixée à 2000nm et la vitesse de déformation était égale à 0,05s⁻¹. L'instrument a été exploité dans le mode de mesure de la rigidité continue (CSM) permettant le calcul du module d'élasticité et de la dureté en continu pendant le processus de chargement par indentation. Le déplacement harmonique était de 2nm et la fréquence était de 45Hz.

II.4. Essai d'Indentation Interfaciale

L'essai d'indentation interfaciale a été réalisé à l'interface entre la matrice du béton et la barre d'armature après 28 jours de durcissement. Cinq couples Acier /BAP et deux couples Acier/BV ont été étudiés. L'éprouvette est cylindrique avec un diamètre de 48mm, une hauteur de 18mm et un revêtement (enrobage) d'épaisseur 16mm, renforcé par une barre d'acier de 16mm de diamètre placée au centre de l'éprouvette comme le montre la figure III.32(b). Les spécimens ont été polis jusqu'à une taille de grains de 1 μm . Les tests d'indentation interfaciale ont été effectués par une machine de dureté universelle Zwick Powell ZHU 2.5 (figure III.32(a)).



(a)



(b)

Figure III.32: Vue générale du testeur de dureté universel Zwick Powell (a) et zoom sur les deux cellules d'observation et d'indentation (b).

Le test d'indentation interfaciale a été développé à l'origine par **Chicot et al. [29, 30]** pour déterminer l'adhérence entre un revêtement épais et son substrat (armature et son enrobage dans notre cas). Dans son principe, cette méthodologie consiste à appliquer un indenteur Vickers sous une charge donnée dans le plan de l'interface entre deux matériaux. L'objectif est de créer et de propager une fissure dans ce plan interfacial comme cela est montré schématiquement dans (figure III.33a).

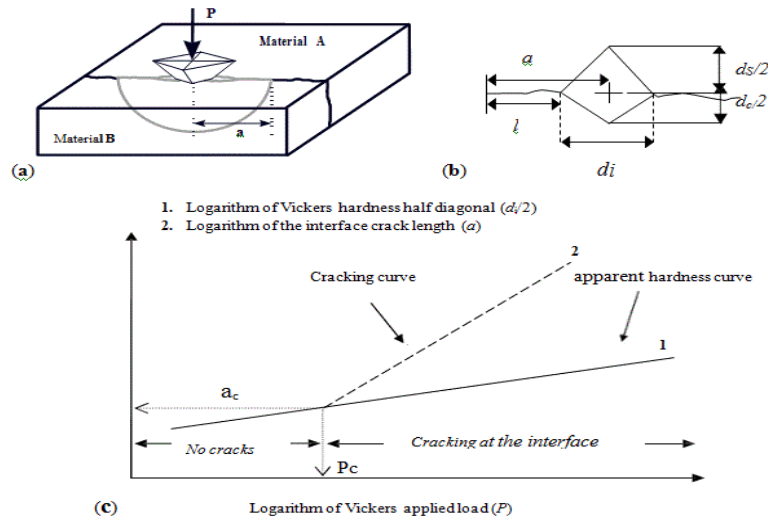


Figure III.33. a) Illustration schématique d'un test d'indentation interfaciale montrant la propagation de la fissure dans le plan de l'interface, b) Les dimensions associées aux mesures de longueur de fissure et de diagonale de l'indent et c) Représentation bi-logarithmique de la longueur de fissure et de la dureté apparente en fonction de la charge appliquée et la définition du point critique (P_c , a_c) utilisé pour calculer la ténacité par indentation interfaciale.

La ténacité d'indentation interfaciale est ensuite calculée au moyen d'une relation entre la charge appliquée et la longueur de fissure correspondante ainsi que les propriétés mécaniques des deux matériaux impliqués dans le mécanisme d'adhérence, comme suit :

$$K_{ca} = 0.015 \cdot \frac{P_c}{a_c^{3/2}} \cdot \left(\frac{E}{H} \right)_i^{1/2} \quad [\text{Eq.III.18}]$$

Où K_{ca} indique la ténacité interfaciale d'indentation, P_c et a_c sont respectivement la charge critique et la longueur de fissure correspondante. $(E/H)_i^{1/2}$ est la racine carrée du rapport du module d'élasticité (E) à la dureté (H) de l'interface exprimée en fonction des propriétés mécaniques des deux matériaux impliqués lors du processus d'indentation. **Chicot et al. [29, 30]** propose l'expression suivante pour le calcul de $(E/H)_i^{1/2}$.

$$\left(\frac{E}{H} \right)_i^{1/2} = \frac{\left(\frac{E}{H} \right)_s^{1/2}}{1 + \left(\frac{H_s}{H_c} \right)_i^{1/2}} + \frac{\left(\frac{E}{H} \right)_c^{1/2}}{1 + \left(\frac{H_c}{H_s} \right)_i^{1/2}} \quad [\text{Eq.III.19}]$$

Où les indices S, C et i représentent la barre d'acier, la matrice de béton et l'interface, respectivement. Pour calculer la ténacité d'indentation interfaciale, la charge critique et la longueur de fissure correspondante sont requises. Dans cet objectif, une variété de charges doit être appliquée. Pour les plus basses, aucune fissure n'est souvent observée en fonction de la qualité de l'adhérence.

A partir de ces données, la longueur totale de la fissure et la diagonale d'indentation sont tracées dans un système de coordonnées bi-logarithmiques en fonction de la charge appliquée. Deux lignes droites sont alors obtenues, l'une correspondant à la courbe de fissuration (longueur de la fissure) et l'autre à la courbe de dureté apparente (diagonale d'indentation uniquement). L'intersection de la courbe de fissuration avec la courbe de dureté apparente définit le point critique pour lequel la charge d'indentation correspond à la charge requise pour l'amorçage de la fissure. En conséquence, on obtient le couple (P_c , a_c). De nombreux exemples peuvent être visualisés dans des travaux antérieurs [31, 32].

Pour obtenir l'équation III.19 pour estimer le rapport (module d'élasticité/dureté) de l'interface, Chicot et al. [31] suggèrent que la somme des demi-diagonales mesurées dans la barre d'acier et dans le béton est équivalente à celle mesurée dans le plan de l'interface. De plus, ces auteurs supposent que le rayon moyen de la zone plastique développée autour de l'indentation interfaciale est équivalent à la somme du demi-rayon des zones plastiques qui seront prolongées dans la barre d'acier et la matrice de béton sous la même charge appliquée. Enfin, il est à noter que le rapport $(E/H)^{1/2}$ peut être déduit de la détermination du module d'élasticité et de la dureté des deux matériaux (ici, acier et béton). Ceci peut être réalisé à une échelle nanométrique au moyen d'expériences de nanoindentation. Cependant, il est important d'indiquer que la dureté utilisée dans ce calcul correspond à la dureté Vickers (calculée avec la diagonale de l'indenteur) qui est équivalente à la dureté Martens, HM, (calculée avec le déplacement de l'indenteur).

Comparée à la HIT habituellement déterminée par nano-indentation, la dureté de Martens implique la zone de contact entre l'indenteur et le matériau (au lieu de celle projetée pour HIT) en considérant le déplacement maximal de l'indenteur atteint durant le test d'indentation (au lieu de la profondeur de contact pour HIT). Une correction est alors nécessaire pour convertir HIT en HM.

Dans cette recherche, cinq charges différentes allant de 400 à 1200N dans la gamme de macroindentation ont été choisies (400, 600, 800, 1000 et 1200N). Leur application a été effectuée à un taux de charge constant et la charge maximale a été maintenue constante pendant 30 secondes. À chaque charge d'indentation, cinq essais d'indentation ont été effectués afin de déterminer une longueur de fissure moyenne fiable.

III. Résultats et discussions

III.1. Résistance à la compression

Après le démoulage des éléments, une meilleure finition de surface pour les bords et les coins des échantillons auto plaçant a été observée par rapport à la plupart des spécimens BV. Ce résultat confirmé par d'autres auteurs [33] révèle l'excellente capacité de remplissage des BAP même pour les petits éléments qui nécessitent de petites quantités de béton. Les résultats de

résistance à la compression, la résistance moyenne à la compression, f_{c28} , (en MPa), et l'écart-type correspondant, Std (en MPa) selon la norme EN 12390-3 [28] sont présentés dans le tableau III.12.

Tableau III.12: Résistance à la compression et écart-type correspondant obtenu pour les différents bétons.

Béton	BAP1	BAP2	BAP3	BAP4	BAP5	BV1	BV4
Rapport E/Léq	0.41	0.39	0.37	0.35	0.33	0.53	0.36
f_{c28} (MPa)	36.7	41.3	46.5	54.3	61.7	36.4	53.6
Standard deviation, Sd	0.2	0.5	0.6	2.2	3.0	0.6	1.6

Comme on peut le voir dans le tableau VI.2, la résistance à la compression varie en fonction du rapport eau-liant et a tendance à augmenter lorsque le rapport eau-liant diminue. De plus, la figure VI.4 montre que cette variation est linéaire et, d'un point de vue mathématique, la résistance à la compression peut être exprimée en fonction de (w/b) comme suit :

$$\left(\frac{f_{c_{28}, cyl.}}{f_{c_0}} \right) = 1 - 2 \left(\frac{w}{b} \right) \quad [\text{Eq.III.20}]$$

Avec f_{c_0} égale à 165MPa où f_{c_0} représente la valeur de $f_{c_{28}}$ qui sera obtenue lorsque le rapport (w/b) est égal à 0.

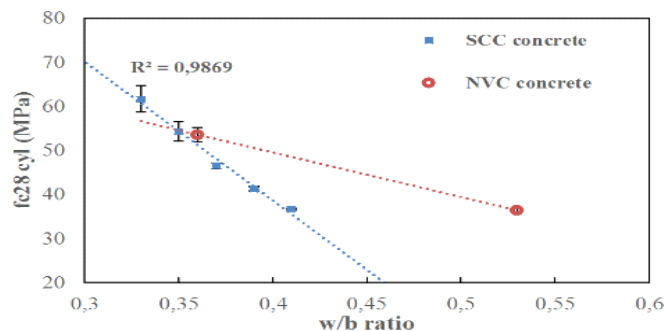


Figure III.34: Variation des propriétés mécaniques du béton auto plaçant en fonction du rapport eau-liant.

Il est à noter que la résistance à la compression est clairement affectée par le rapport eau/liant dans une grande mesure relative. Cette observation confirme le fait que le comportement d'adhérence, estimé par le test d'arrachement "Pull out", diminue lorsque le rapport (w/b) augmente comme cela a déjà été observé dans la littérature [16].

III.2. Résultats de la nanoindentation

Pour calculer la ténacité d'indentation interfaciale, les propriétés mécaniques des deux matériaux c'est-à-dire de la barre d'armature et du béton, sont requises. Par conséquent, pour la détermination du module d'élasticité et de la dureté de ces deux matériaux, une analyse de nanoindentation instrumentée suivant la méthodologie développée par **Oliver et Pharr [34]** a été appliquée. Pour les barres d'acier, les valeurs obtenues sont indépendantes de la nature du béton. Nous avons obtenu 0,55 et 209GPa pour la dureté et le module d'élasticité, respectivement. Pour le béton, les propriétés mécaniques dépendent du type de béton. Les valeurs obtenues sont rassemblées dans le tableau III.13. Nous n'avons observé aucune influence de la charge d'indentation sur la détermination des propriétés mécaniques, confirmant ainsi l'absence de dommages au cours du processus d'indentation.

Tableau III.13: Propriétés mécaniques de la matrice, du béton, testée.

Type de béton	BAP1	SBAP2	BAP3	APB4	BAP5	BV1	BV4
Rapport E/Léq	0.41	0.39	0.37	0.35	0.33	0.53	0.36
H _c (GPa)	1.57	1.65	1.85	1.94	2.00	1.99	1.96
E _c (GPa)	28.3	34.5	42.4	47.9	51.8	34.9	49.2
(E/H) _i ^{1/2}	13.89	14.10	14.37	14.52	14.61	14.29	14.55

Comme on peut le voir dans le tableau III.13 pour le béton auto plaçant, les deux propriétés mécaniques diminuent lorsque le rapport eau-liant augmente. La figure III.5 montre que les deux tendances sont linéaires et que les propriétés mécaniques normalisées peuvent être exprimées en fonction du rapport eau-liant comme suit :

$$\left(\frac{H}{H_0}\right) = 1 - \frac{3}{2} \cdot \left(\frac{w}{b}\right) \quad [\text{Eq.III.20}]$$

$$\text{et } \left(\frac{E}{E_0}\right) = 1 - 2 \cdot \left(\frac{w}{b}\right) \quad [\text{Eq.III.21}]$$

Où H₀ et E₀ sont respectivement égaux à 4 et 155GPa.

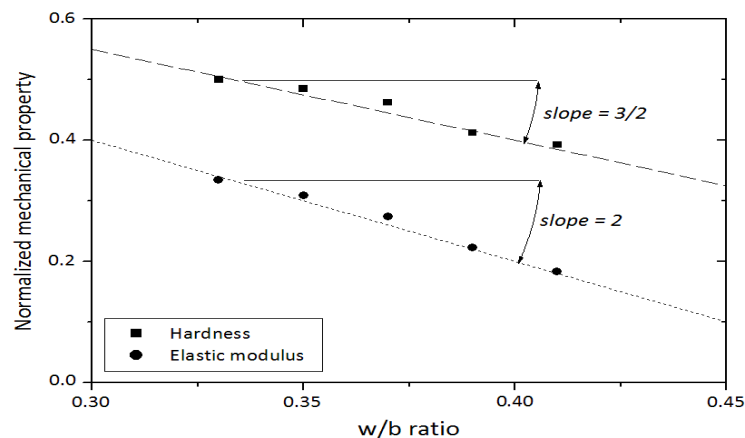


Figure III.35: Variation des propriétés mécaniques de la matrice constituant le béton en fonction du rapport eau-liant.

La diminution des propriétés mécaniques est probablement due au pourcentage de porosité de l'interface acier/matrice, telle qu'observée par les examens de microstructure (figure III.37), qui dépend du rapport eau/liant.

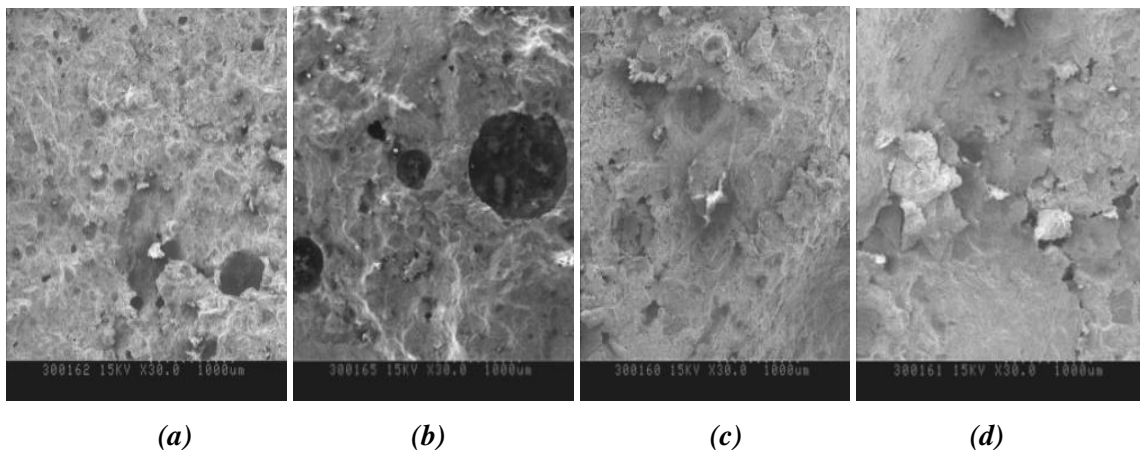


Figure III.36: images MEB de l'interface Acier/Béton (côté béton) après rupture de: (a et b) mélange BV1 ($w/b = 0,53$), (c et d) mélange BAP1 ($w/b = 0,41$) : Porosité de la Interface barre d'acier / matrice comme observé par microscopie structurale dans les couples Acier / BV et Acier/BAP (Images prises au laboratoire d'Imagerie à l'Ecole Nationale Supérieure Arts et Métiers (ENSAM) Paris Tech de Lille (France).

III.3. Test d'indentation interfaciale

Pour obtenir des valeurs fiables et représentatives de l'essai d'indentation interfaciale, certaines précautions doivent être prises comme mentionné par **Yamazaki et al. [35]**:

- Les dimensions perpendiculaires des deux côtés de l'interface doivent être au moins trois fois supérieures à la demi-diagonale afin d'éviter toute influence de la surface extrême.
- Le test doit être effectué très près de l'interface. Il est recommandé que la distance entre le centre de l'empreinte et l'interface soit inférieure à 15% de la demi-diagonale.
- La distance entre le centre d'une empreinte et le bord de l'échantillon doit être d'au moins 3mm.

- Les échantillons peuvent être incorporés ou non dans de la résine époxy pour éviter les dommages dus au polissage.

Ensuite, des tests d'indentation instrumentés Vickers peuvent être effectués sur les différents échantillons. Afin de sélectionner la gamme de charges appliquées dans l'objectif de créer et de propager une fissure dans le plan de l'interface, il a été d'abord de déterminer la charge maximale qui conduit à la rupture entre le béton et la barre d'acier, c'est-à-dire la charge capable de séparer les deux matériaux. Dans ce qui suit, cette charge est appelée "charge de défaillance ou de rupture".

Afin d'évaluer la gamme de charges à appliquer dans l'indentation interfaciale qui ne peut produire que des fissures, on a choisi l'échantillon le plus faible (l'échantillon le moins résistant et le moins compact) qui était le «Acier/BV1» avec les charges suivantes : 10, 20, 30,., 100, 200, 300 N, .., 2000N. Il a été constaté que la première fracture s'est produite avec la charge 1599N. Pour connaître la valeur de la charge générant la première fracture de l'échantillon, il a été fixé à 1600N comme charge maximale. L'expérimentation a été répétée 5 fois et a donné les résultats rassemblés dans le tableau III.14.

Le but de cet essai préliminaire était de déterminer la charge capable de détacher le revêtement de son substrat et appelée «charge de rupture». Dans le but de n'avoir que des fissures interfaciales (pas de rupture), on a pris des charges qui représentaient moins de 75% de la charge critique (charge de rupture). Pour le BV/Acier, la charge qui a provoqué une séparation partielle du revêtement de son substrat commence réellement à partir de 1599N (pour simplifier le calcul il a été arrondi à 1600N, figures III.36 (7-c) et III.37 (3-a)).

Tableau III.14: Charge générant la première fracture du matériau.

BV1	Numéro de spécimen	01	02	03	04	05
	Charge de rupture (N)	1632	1610	1617	1625	1599

Il est intéressant de noter que la charge de rupture est constante indépendamment de la nature du béton. Sa valeur est très proche de 1600N. A partir de cette charge de rupture, on a effectué cinq charges inférieures à 75% de la charge de rupture, c'est-à-dire de 400 à 1200N avec un pas de 200N. En plus d'étudier la répétabilité de l'essai, chaque charge d'indentation a été appliquée cinq (05) fois. Pour chaque test d'indentation interfaciale, plusieurs paramètres tels qu'indiqués dans (Figure III.38 ont été collectés. La figure III.39 montre un exemple du graphique d'indentation interfaciale qui représente à la fois la dureté apparente et la longueur de la fissure en fonction de la charge appliquée dans les coordonnées bi-logarithmiques.

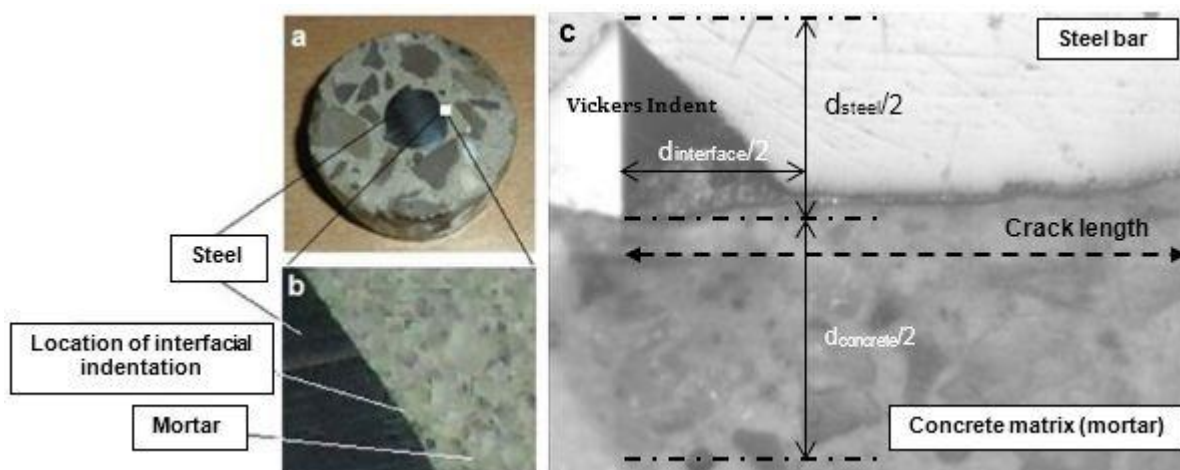


Figure III.37: Photographies de l'éprouvette BAP 4 : (a) échantillon de l'essai d'indentation et (b) vue agrandie de la zone interfaciale avant l'essai. c) vue agrandie de la zone interfaciale après essai : fissuration à l'interface Acier/Béton après chargement à 600N.

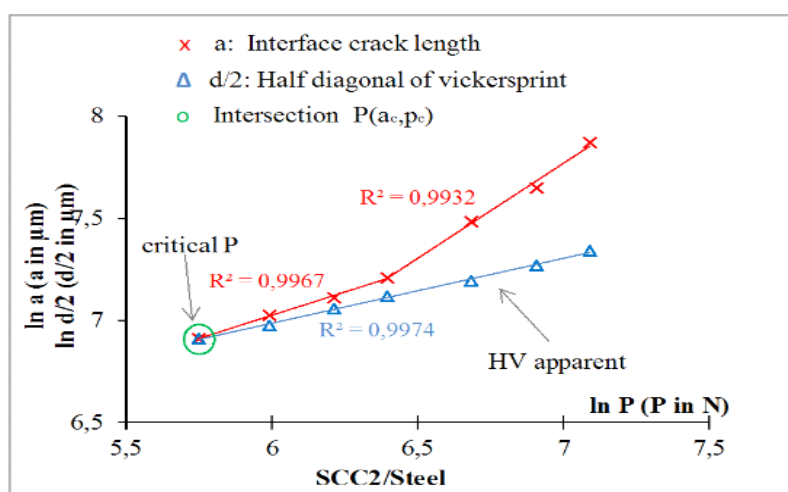


Figure III.38: Diagonale d'indentation et longueur de fissure en fonction de la charge d'indentation obtenue pour le couple Acier/BAP2.

Le tableau III.5 rassemble toutes les coordonnées des points critiques (P_c , a_c) et la ténacité d'interface correspondante K_{ca} calculée en appliquant l'équation (III.1) et les valeurs de $(E/H)^{1/2}$ compilées dans le tableau III.13. Pour information, les rapports w/b sont également donnés dans ce tableau pour chaque type de béton.

Tableau III.15: Ténacité d'indentation interfaciale des différents bétons.

Type de béton	BAP1	BAP2	BAP3	BAP4	BAP5	BV1	BV4
Rapport E/Léq	0.41	0.39	0.37	0.35	0.33	0.53	0.36
P_c (N)	279.21	313.87	324.73	392.68	423.69	243.95	379.17

a_c (μm)	915.4	1003.2	1000.2	1087.8	1103.2	969.7	1128.9
K_{ca} (MPa.mm ^{1/2})	1.98	2.09	2.21	2.38	2.53	1.73	2.18

Les effets des paramètres de conception sur la ténacité interfaciale apparente obtenue sont présentés et discutés dans les quatre sous-sections suivantes :

III.3.1. Influence du rapport E/Léq

La teneur en eau est un facteur important. En effet, l'ouvrabilité et la résistance sont grandement affectées par ce paramètre. Plus le rapport eau / liant est élevé ; plus la maniabilité sera grande. En effet, plus d'eau est présente, plus le béton aura tendance à remplir facilement les formes. Lorsque des rapports w/b plus grands sont appliqués pendant l'essai d'indentation interfaciale, les résultats montrent clairement des capacités de ténacité interfaciale apparente (adhésion) plus faibles, et K_{ca} doit nécessairement varier dans le sens inverse de w/b. Ce point est vérifié dans le tableau III.15.

Une réduction de 21,74% est mesurée lorsque le rapport w/b est augmenté de 0,33 à 0,41. Ces résultats correspondent aux résultats de la littérature sur des poutres en béton vibré et des éléments de BAP. Comme le montre la figure III.40, la ténacité interfaciale apparente semble diminuer pour des teneurs en eau plus élevées. Les coefficients de détermination calculés, $R^2 = 0,992$, affirment une forte corrélation linéaire.

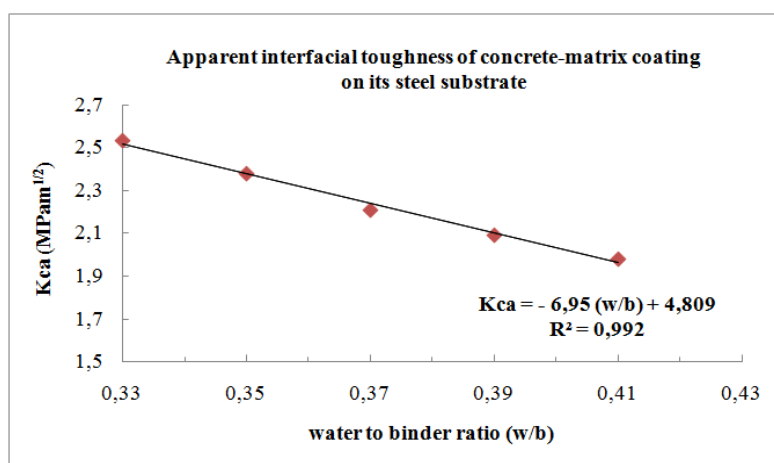


Figure III.39: Ténacité interfaciale apparente (K_{ca}) en fonction du rapport eau/liant.

III.3.2. Impact du type de béton sur la ténacité interfaciale apparente

Nous notons qu'une différence nette de ténacité interfaciale apparente apparaît entre les deux types de béton, même s'ils ont des résistances à la compression similaires. Pour cela, on la voit bien se prononcer pour le béton de faible à moyenne résistance à 14,45%, comme pour le

béton à haute résistance inférieure à 10% (9,17% dans notre cas). A partir de la figure III.41, la ténacité interfaciale apparente du couple Acier/BAP est clairement aussi élevée ou plus élevée que pour le couple Acier/BV. Pour le même diamètre d'acier 16, l'augmentation moyenne de la ténacité interfaciale apparente est respectivement de 14,45% pour un cylindre de classe 37MPa (classe 41MPa, cube) et de 9,17% pour un cylindre de classe 54MPa (classe 60MPa, sur cube). Ce comportement d'adhérence amélioré peut s'expliquer par la plus grande quantité de granulats fins (fumée de silice, poudre de calcaire) et la plus grande fluidité du BAP, ce qui se traduit par un meilleur confinement des barres de renfort. Ce comportement en ténacité (adhérence) du couple acier/béton peut être interprété comme le résultat d'une meilleure liaison entre la matrice du béton et l'armature en acier dans les BAP. Aucune ségrégation n'a été observée dans les échantillons de BAP. Afin d'évaluer la ténacité interfaciale apparente expérimentale, les résultats d'indentation interfaciale des mélanges BAP1, BAP4 et BV1, BV4 sont montrés dans (figure III.40) pour des diamètres de renforcement de 16mm.

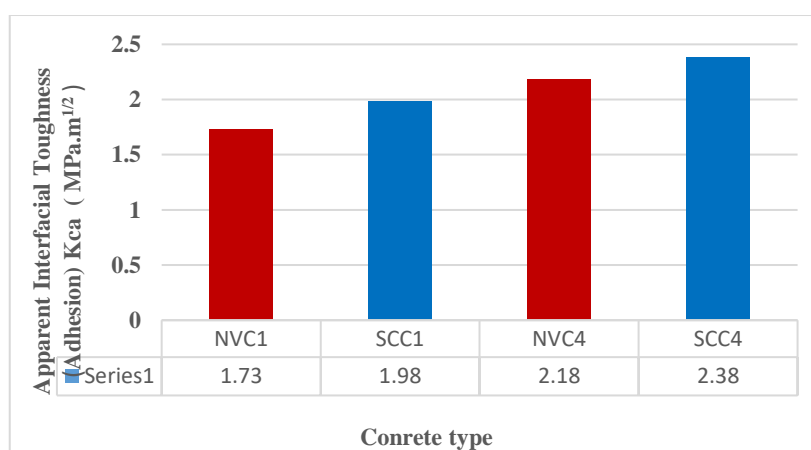


Figure III.40: Impact du type de béton sur la ténacité interfaciale apparente obtenue par l'essai d'indentation interfaciale.

III.3.3. Comparaison des résultats obtenus avec la littérature

En comparant l'adhérence acier/béton (ténacité interfaciale apparente) entre les mélanges BAP et BV, on peut observer que la capacité d'adhérence du BAP est supérieure à celle du BV pour la même résistance à la compression. Il convient de mentionner que divers chercheurs ont atteint des conclusions très variables, voire contradictoires. Plus précisément, il existe des études de la littérature qui ont prouvé que le BAP développait des contraintes d'adhérence (adhérence) plus élevées par rapport à au BV [14, 16, 23, 36, 37].

Le tableau III.16 montre les valeurs de la ténacité interfaciale apparente (adhésion) des couples BAP/Acier et BV/Acier, ayant la même classe de résistance, déterminée dans cette étude et des données de la littérature.

Tableau III.16: Comparaison des résultats avec des données de la littérature pour des couples BAP/Acier et BV/Acier ayant la même classe de résistance (C37, C54).

Type de béton	Valeurs de résistance à la compression (MPa) : classes de résistance		Valeur de l'adhérence (Acier/Béton) exprimée en terme de :	
			Contrainte d'adhérence normalisée ($\tau_{max}/f_c^{1/2}$)	Ténacité interfaciale apparente Kca (MPam ^{1/2})
	f _{cyl 28}	f _{cub 28}	Littérature	Cette étude
BAP	37	41	2.337	1.98
	54	60	2.585	2.38
BV	37	41	2.035	1.73
	54	60	2.367	2.18
Niveau de performance d'adhérence du système (Acier-BAP) comparé à celui du système (Acier-BV) avec la même classe de résistance (%).		Classe 37	14.84%	14.45%
		Classe 54	09.21%	09.17%

Pour les deux paramètres (contrainte d'adhérence normalisée et ténacité interfaciale apparente), il y a une bonne cohérence des résultats d'étude avec ces données de la littérature. Dans les deux cas, nous trouvons que les propriétés d'adhérence de BAP/Acier sont meilleures que celles de BV/Acier avec presque les mêmes niveaux de performance. En ce qui concerne les deux tests, à savoir l'essai d'indentation interfaciale et l'essai d'arrachement, responsable de ces deux paramètres, la principale différence entre eux est l'échelle de mesure. En effet, les tests d'indentation permettent une analyse très locale de l'adhérence puisque le chargement est localisé dans le plan de l'interface, contrairement au test d'arrachement qui est un test global. Nous notons également que **Valcuende et Parra [16]** ont étudié la force de liaison (adhérence) aux barres d'armature des BAP et de béton vibré (BV) fabriqués avec différents rapport w/c et des valeurs de résistance à la compression différentes. Ils ont testé des éprouvettes avec un diamètre de barre de 16mm.

Les auteurs ont observé que la contrainte d'adhérence normale moyenne (adhérence) est plus élevée dans les mélanges de BAP que dans les mélanges de BV. Cependant, le comportement des deux bétons tend à s'équilibrer à mesure que les propriétés mécaniques s'améliorent. Ils ont observé que dans les bétons ayant une résistance à la compression de 30MPa (27MPa sur cylindre), la contrainte d'adhérence moyenne (adhérence) est environ 30% plus grande dans les BAP que dans les BV ; tandis que pour une résistance à la compression de 60MPa (54MPa sur cylindre), la différence a diminué à moins de 10% [16], ce qui confirme nos résultats.

IV. Conclusion

Ce travail aborde la réponse de la ténacité interfaciale d'indentation Vickers de l'interface Béton/Acier obtenue à différents rapport w/b. Lorsque l'interface Béton/Acier est indentée, l'amplitude de la ténacité interfaciale apparente augmente en fonction de la charge appliquée causant des fissures à l'interface. Les résultats obtenus dans ce travail montrent que la résistance à l'initiation et à la propagation d'une fissure (ténacité interfaciale apparente) est fonction des propriétés mécaniques et du rapport w/b du béton, lié au point critique (P_c , a_c) à l'interface. De plus, l'intensité de la ténacité interfaciale apparente a été évaluée à l'interface Béton/Acier. Le comportement en compression et l'intensité de la ténacité interfaciale apparente augmentent à mesure que le rapport w/b décroît.

Enfin, l'essai de ténacité interfaciale par indentation Vickers peut être utilisé comme une méthode alternative pour estimer les propriétés d'adhérence dans le système Acier/Béton pour différents rapports w/b.

Concernant les résultats des essais (issus de la présente étude de recherche), ils ont conduit aux conclusions suivantes :

- L'adhérence en termes de ténacité interfaciale apparente des BAP est supérieure à celle des BV. Une augmentation allant jusqu'à 14,5% pour la ténacité interfaciale apparente caractéristique est mesurée pour les BAP de classe 37MPa, cylindre et jusqu'à 9% pour les BAP de classe 54 MPa (sur cylindre). Cette amélioration du comportement d'adhérence des BAP par rapport au BV peut être attribuée à la plus grande quantité d'agrégats fins et à une maniabilité plus élevée, ce qui se traduit par un meilleur confinement des barres d'armature dans le béton.
- Les capacités d'adhérence inférieures des BAP ont été mesurées lorsque le rapport eau/liant est augmenté. Une augmentation de 28% est observée, lorsque (w/b) diminue de 0,41 à 0,33. Cette amélioration peut être attribuée à l'influence du rapport w/b, qui montre qu'il existe une relation étroite entre le rapport eau/liant et cette adhérence.
- Les longueurs caractéristiques des fissures dans les BAP, à la même charge (P), basée sur des essais d'indentation interfaciale, augmente à mesure que le rapport w/b augmente, indiquant que la ductilité dans les mélanges BAP augmente avec l'augmentation du rapport w/b.
- Par exemple, à la charge maximale (1200N), la longueur caractéristique de fissure augmente de 2139,7 à 2850,3 μ m lorsque le rapport w/b augmente de 0,33 à 0,41 (0,33; 0,35; 0,37; 0,39; 0,41).

- De plus, les résultats ont montré qu'il existe une corrélation entre la ténacité interfaciale apparente (K_{ca}), mesurée par les tests d'indentation interfaciale (IIT) et les valeurs de la contrainte d'adhérence normalisée ($\tau_{max} / f_c^{1/2}$), mesurées par des tests Pull out.
- Les BAP développe une capacité d'adhérence améliorée par rapport aux BV, à la même résistance à la compression, avec une composition similaire.
- Le rapport (w/b) réduit la ductilité de la zone interfaciale matrice/acier, mais la rend plus compacte, plus dure et plus fragile.
- La ténacité interfaciale apparente semble être significativement affectée par les changements dans les propriétés de la composition.

Ainsi, ils semblent mieux décrire l'effet du rapport w/b par exemple sur les changements de capacité de liaison béton/acier. L'essai d'indentation a montré des avantages évidents par rapport à l'essai d'arrachement conventionnel "Pull out" et démontre une fois de plus son aptitude à étudier l'adhérence d'un couple Acier/Béton.

Références bibliographiques

- [1] A. Castel, S.J. Foster, Bond strength between blended slag and Class F fly ash geopolymer concrete with steel reinforcement. *Cem. Concr. Res.* 72 (2015) 48–53.
- [2] A.M. Diab, H.E. Elyamany, M.A. Hussein, H.M. Al Ashy, Bond behavior and assessment of design ultimate bond stress of normal and high strength concrete. *Alexandria Eng. J.* 53 (2014) 355–371.
- [3] R. Zimbelmann, A contribution to the problem of cement-aggregate bond, *Cem. Concr. Res.* 15 (5) (1985) 801–808.
- [4] J.P. Olivier, J.C. Maso, B. Bourdette, Interfacial transition zone in concrete, *Adv. Cem. Based Mater.* 2 (1) (1995) 30–38.
- [5] S. Diamond, J. Huang, and The ITZ in concrete– a different view based on image analysis and SEM observations, *Cem. Concr. Compos.* 23 (2001) 179–188.
- [6] Y.-W. Chan, V.C. Li, Effects of transition zone densification on fiber/cement paste bond strength improvement, *Adv. Cem. Based Mater.* 5 (1) (1997) 8–17.
- [7] C. Redon, J.-L. Chermant, Compactness of the cement microstructure versus crack bridging in mortars reinforced with amorphous cast iron fibers and silica fumes, *Appl. Compos. Mater.* 8 (3) (2001) 149–161.
- [8] Y. W. Chan, V.C Li, Effects of transition zone densification on fiber/cement paste bond strength improvement, *Adv. Cem. Based Mater.* 5 (1) (1997) 8–17.
- [9] W. Chan, S.H. Y. Chu, Effect of silica fume on steel fiber bond characteristics in reactive powder concrete, *Cem. Concr. Res.* 34 (7) (2004) 1167–1172.
- [10] O. Kayali, Effect of high volume fly ash on mechanical properties of fiber reinforced concrete, *Mat. Struct.* 37 (5) (2004) 318–327.
- [11] F. Aslani, S. Nejadi Bond behavior of reinforcement in conventional and self-compacting concrete, *Advance in Structural Engineering.* 15 (2012) 2033-2051.
- [12] M. Arezoumandi, T. J. Looney, J. S. Volz, J. J. Myers, An Experimental Study on Bond Strength of Reinforcing Steel in Self-Consolidating Concrete *International Journal of Concrete Structures and Materials.* 6 (2012) 187–197.
- [13] P. Helincks, V. Boel, W. De Corte, G. De Schutter, P. Desnerck, Structural behavior of powder- type self-compacting concrete: Bond performance and shear capacity, *Engineering Structures.* 48 (2013) 121-132.
- [14] F. Dehn, K. Holschemacher, D. Weiße, Self-compacting concrete (SCC) time development of the material properties and the bond behavior, *LACER no. 5. Selbstverdichtendem Beton.* (2000).
- [15] F. Menezes de Almeida Filho, M.K. El Debs, A. Lucia, H.C. El Debs, Bond-slip behavior of self-compacting concrete and vibrated concrete using pull-out and beam tests. *Mater. Struct.* 41 (2008) 1073–1089.
- [16] M. Valcuende, C. Parra, Bond behavior of reinforcement in self-compacting Concretes. *Constr. Build. Mater.* 23 (2009) 162–70.
- [17] M. Zhu, M. Sonebi, P.J.M. Bartos, Bond and interfacial properties of reinforcement in self-compacting concrete. *Mater Struct.* 37 (2004) 442–8.
- [18] Y.W. Chan, Y.G. Chen, Y.S. Liu, Effect of consolidation on bond of reinforcement in concrete of different workabilities. *ACI Mater J.* 100(4) (2003) 294–301.

- [19] P. Araujo, D. Chicot, M.H. Staia, J. Lesage, Residual stresses and adhesion of thermal spray coatings. *Surf. Eng.*, 21 (1) (2005) 35-40.
- [20] K.Velez, F. Sorrentino, Characterization of cementitious materials by nanoindentation, in: W. Kurdowski, M. Gawlicki (Eds.), *Kurdowski Symposium—Science of Cement and Concrete*, Krakow: June, 20–21 (2001) 67–77.
- [21] J. N. Meček, P. Kabele, Z. Bittnar, Nanoindentation based assessment of micromechanical properties of fiber reinforced cementitious composite, 6th RILEM Symposium on Fiber-Reinforced Concrete (FRC) - BEFIB, Varenna, Italy. (2004) 401–410.
- [22] P. Mondal, S.P Shah, L.D. Marks, Nanoscale characterization of cementitious materials, *ACI Mater. J.* 105(2) (2008) 174–179.
- [23] T.J. Looney, M. Arezoumandi, J.S Volz, J.J. Myers, An experimental study on bond strength of reinforcing steel in self-consolidating concrete, *International Journal of Concr. Struct. Mater.* 6(3) (2012) 187-197.
- [24] EN 10080 Steel for the reinforcement of concrete. European Committee for Standardization. (2005).
- [25] CEN.EN 10080 steel for the reinforcement of concrete – weldable reinforcing steel – general. (2005).
- [26] W. Zhu, P.J.M. Bartos, Assessment of interfacial microstructure and bond properties in aged GRC using a novel micro indentation method, *Cem. Concr. Res.* 27 (1997) 1701-1711.
- [27] EN 12390. Testing hardened concrete – Part 4: compressive strength. Specification for testing machines. (2009).
- [28] EN 12390 Testing hardened concrete – Part 3: compressive strength of test specimens. (2009).
- [29] D. Chicot, P. Démarécaux, J. Lesage, Apparent Interface Toughness of Substrate and Coating Couples from Indentation Test, *Thin Solid Films*, 283 (1996) 151-157.
- [30] D. Chicot, G. Marot, P. Araujo, N. Horny, A. Tricoteaux, M.H. Staia, J. Lesage, Effect of Some Thermal Treatments on Interface Adhesion Toughness of Various Thick Thermal Spray Coatings, *Surf. Eng.* 22 (2006) 390-398.
- [31] D. Chicot, P. Démarécaux, J. Lesage, Measurement of the apparent interface toughness by interfacial indentation tests. *Rev. Metal. CIT* 93 245-254.
- [32] P. Démarécaux, D. Chicot, J. Lesage, Interface indentation test for the Determination of adhesive properties of thermal sprayed coatings. *J. Mater. Sci. Letters*, 15(16) (1996) 1377-1380.
- [33] I. Pop, G. De Schutter, P. Desnerck, T. Onet Bond between powder type self-compacting and steel reinforcement. *Construction and Building Materials*. 41 (2013) 824–833.
- [34] W.C. Oliver, G.M. Pharr, An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments, *J. Mater. Res.* 7(6) (1992) 1564-1583.
- [35] Y. Yamazaki, M. Arai, Y. Miyashita, H. Waki, M. Suzuki, Determination of interfacial fracture toughness of thermal spray coatings by indentation. *J. Ther. Spray Techno.* 22(8) (2013) 1358-1365.
- [36] M. Sonebi, P.J.M. Bartos, Hardened SCC and its bond with reinforcements. *Proceedings of RILEM international symposium on SCC*, Stockholm. (1999) 275–90.
- [37] P. Desnerck, G. De Schutter, L. Taerwe, Bond behavior of reinforcing bars in self-compacting concrete: Experimental determination by using beam tests. *Materials and Structures*. 43 (2010) 53–62.

CONCLUSION GENERALE

Cette recherche avait pour principal but d'appréhender expérimentalement (par une technique jusqu'à la peu utilisée dans le génie civil à savoir l'indentation instrumentée), un ensemble de propriétés à savoir les déformations de fluage, la ténacité et l'adhérence 'acier/béton' d'un nouveau type de béton (BAP) dont le développement industriel connaît actuellement un essor considérable dans le monde.

Le développement de ce matériau a impliqué des changements importants dans l'approche conceptuelle et les méthodes de construction des structures en béton armé, et a ouvert de nouvelles opportunités de conception des ouvrages. Les bétons autoplaçants de notre étude ont été conçus (à partir de granulats locaux) pour évoluer, vis-à-vis de ces propriétés, dans une plage de teneur en eau/Liant équivalent variant de 0,33 à 0,41 par pas de 0,02.

Les résultats de la partie consacrée à la formulation et à la caractérisation mécanique classique des formulations montrent que, de manière similaire aux bétons ordinaires (BO) ou vibrés (BV) le rapport E/L_{eq} a une forte influence sur leurs résistances en compression. Comme pour les bétons ordinaires (BO) ou vibré (BV), le module d'élasticité décroît lorsque le rapport E/L_{eq} augmente. La comparaison des résultats obtenus sur un BAP et un BO ne différant que par les quantités de fluidifiants (MEDAFLOW 30), de fines calcaires et d'ultrafines (MEDAPLAST HP) a montré que, dans ce cas, le mode de mise en place a une faible influence sur la résistance en compression et le module d'élasticité pour des corps d'épreuves à l'échelle du matériaux.

Par ailleurs les objectifs en termes de résistance mécanique ont été également atteints. En effet quatre des formulations de BAP présentent des résistances en compression à 28 jours supérieures à 41MPa ce qui les classes selon les normes Américaines et Canadiennes, comme des bétons à haute résistance.

La cinétique des BAP vis-à-vis du fluage total devant une croissance du rapport Eau/liant montrent clairement que ces matériaux évoluent linéairement dans le même sens. Cependant que la comparaison entre les formulations traditionnelles et autoplaçantes semble montrer que les bétons autoplaçants seraient plus souples. Une première remarque pourrait être faite sur les performances obtenues par les bétons autoplaçants.

Au vu des exigences requises pour l'élaboration d'un tel type de béton, il est visible que l'on obtient de bons bétons en termes de performances mécaniques. Ainsi, ils semblent mieux décrire une autre fois l'effet du rapport E/L_{eq} sur les changements de capacité de fluage, de ténacité et de liaison (adhérence) béton/acier. L'essai d'indentation utilisé dans cette étude a montré des avantages évidents

par rapport aux autres essais conventionnels et démontre une fois de plus son aptitude à étudier ces propriétés, et ce dans des délais très courts.

Finalement une vérification des performances mécaniques (résistances, fluage, ténacité et adhérence) développées par ces bétons a été effectuée et a servi à valider une formulation finale optimisée.

Des travaux complémentaires dans le même sens peuvent contribuer à l'enrichissement de notre démarche, pour confirmer et élargir les recherches mises en place dans le domaine des nouveaux bétons, et plus particulièrement celui des bétons autoplaçants à hautes performances :

- Étudier la stabilité rhéologique des formulations proposées,
- Varier la nature des ultrafines et de l'adjuvant utilisés,
- Valider les résultats obtenus sur le fluage, la ténacité et l'adhérence de ces bétons par indentation instrumentée, en procédant à des mesures de ces grandeurs par les moyens expérimentaux traditionnels,
- Etudier la durabilité dans différents milieux,
- Etudier l'impact de l'utilisation des ultrafines et des adjuvants sur le prix de revient de ce matériau.

La maîtrise technologique et du prix de revient des bétons autoplaçants à haute performance ouvrira sans l'ombre d'un doute de nouvelles perspectives et ouvrira de nouveaux champs d'applications pour le béton.