

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

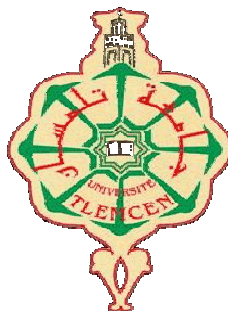
وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

جامعة أبي بكر بلقايد - تلمسان

Université Aboubakr Belkaïd - Tlemcen -

Faculté de TECHNOLOGIE



THESE

Présentée pour l'obtention du grade de **DOCTEUR EN SCIENCES**

En Génie Civil

Spécialité : Génie Civil

Par : TALEB Omar

Sujet

**ETUDE DU COMPORTEMENT RHEOLOGIQUE
DES BETONS AUTOPLAÇANTS LOCAUX**

Soutenue publiquement, le 07/12/2017, devant le jury composé de :

Mr BEZZAR Abdelillah	Professeur	Univ. Tlemcen	Président
Mr GHOMARI Fouad	Professeur	Univ. Tlemcen	Directeur de thèse
Mr BOUKLI HACENE Mohamed Amine	Professeur	Univ. Tlemcen	Co-Directeur de thèse
Mr KENAI Saïd	Professeur	Univ. Blida	Examineur
Mr EZZIANE Karim	Professeur	Univ. Chlef	Examineur
Mr KADRI El Hadj	Professeur	Univ. Cergy Pontoise	Invité



Dédicaces

Je dédie ce modeste travail :

A mes parents et mes beaux parents,

A ma femme et mes enfants,

A mon frère et ma sœur,

A toute ma famille,

A mes amis (es).

Remerciements

Ce Travail a été réalisé au sein du Laboratoire Eau et Ouvrages dans leur environnement (EOLE) de l'Université de Tlemcen en collaboration avec le laboratoire L2MGC de l'Université de Cergy Pontoise.

Je tiens tout d'abord à remercier chaleureusement mon directeur de thèse, Monsieur GHOMARI Fouad, Professeur à l'université de Tlemcen et directeur du laboratoire EOLE. Je lui exprime ici toute ma reconnaissance et ma gratitude pour la confiance et le soutien qu'il a su m'accorder, mais également pour son aide scientifique et le partage de ses connaissances qui ont été prépondérants pour la bonne réussite de cette thèse.

Je me fais aussi le plaisir et l'agréable devoir d'exprimer toute ma reconnaissance au Professeur BOUKLI HACENE Sidi Mohammed El Amine, d'avoir codirigé ce travail. Je le remercie aussi pour sa disponibilité, ses conseils et les nombreuses discussions sans lesquelles ce projet n'aurait pas pu se réaliser.

Je tiens à remercier le Professeur BEZZAR Abdelillah de me faire le grand honneur de présider le jury de thèse.

Je tiens aussi à exprimer mes vifs remerciements à Monsieur KENAI Saïd, Professeur à l'université de Blida, d'avoir accepté d'évaluer mon manuscrit de thèse.

Je remercie vivement Monsieur EZZIANE Karim, Professeur à l'université de Chlef, d'avoir accepté d'examiner ce modeste travail.

Je désire grandement remercier Monsieur KADRI El Hadj, Professeur des Universités à Cergy pontoise (France), d'avoir accepté de participer au jury. Je le remercie également de m'avoir accueilli au sein de son équipe au laboratoire L2MGC de Cergy Pontoise et pour sa grande disponibilité et ses précieux conseils scientifiques.

Je suis également très reconnaissant à Monsieur KHELIDJ Abdelhafid, Professeur à l'université de Nantes, pour l'aide considérable qu'il m'a apportée afin de réaliser ce travail.

J'adresse mes vifs remerciements à tous mes amis (es), en particulier Monsieur SOUALHI Hamza, Monsieur HENNAOUI Mustapha, Monsieur TOUIL Brahim, Monsieur Mimouni Abdeldjalil et Monsieur BENABADJI Mourad.

J'exprime ma gratitude à l'ensemble du personnel enseignant, personnel technique et administratif du département de génie civil.

J'associe aussi à mes remerciements tous ceux qui ont pris part à cette recherche, ainsi que l'ensemble des membres du laboratoire EOLE.

Résumé

Les bétons autoplacants (BAP) constituent l'une des plus importantes avancées de ces dernières décennies dans le domaine des matériaux de construction. Grâce à leurs propriétés innovantes, les industriels du BTP qui l'utilisent, s'offrent de nombreuses possibilités d'optimisation, tant au niveau de la qualité ; mais aussi sur le plan de la productivité. Cela n'est en tout cas possible, qu'en utilisant une grande quantité de liant, notamment le ciment portland, dont la fabrication contribue de façon importante aux émissions de CO₂. Ainsi, la formulation de ce type de béton, à forte charge d'additions est une voie de recherche d'actualité.

Le premier objectif de cette thèse consiste à développer une nouvelle approche pour la formulation des BAP en se basant sur les caractéristiques intrinsèques des matériaux utilisés, en vue d'éviter l'utilisation d'abaques ou des formules empiriques de la littérature qui sont souvent inadaptés pour tous les gisements de matériaux granulaires disponibles. Cette approche est basée d'une part sur l'optimisation de la compacité du squelette granulaire dont la matrice est obtenue en utilisant un modèle théorique basé sur l'empilement des classes granulaires poly-dispersés et de leurs interactions et prend en considération d'autre part les récentes exigences normatives intégrant la démarche performantielle et les critères de durabilité (norme 206/CN).

Le second objectif s'intéresse à étudier le comportement rhéologique des BAP, à l'aide d'un rhéomètre coaxial de type vane, en se focalisant particulièrement sur l'incidence du squelette granulaire : facteur de compactage (PF) et le rapport G/S, ainsi qu'à la substitution du ciment portland par des additions minérales abondantes dans la région (fillers calcaires et pouzzolane naturelle) à des taux importants pouvant atteindre 50%.

Les résultats obtenus ont montré que la variation respective du PF dans l'intervalle (1,12 - 1,16) et G/S entre 1 et 1.1, permet d'obtenir avec les matériaux granulaires testés, des bétons dont les propriétés rhéologiques s'inscrivent dans le domaine de l'autoplacance. Aussi, il ressort du programme expérimental élaboré, qu'il est possible de produire des bétons auto-plaçants écologiques en utilisant un CEM II/A avec de forts taux de substitution massive du ciment par du filler calcaire et pouzzolane naturelle allant jusqu'à 30%. L'utilisation des fillers calcaires s'avère être plus intéressante puisqu'elle offre les meilleures performances rhéologiques. Les BAP étudiés ont montré qu'ils sont proches, par rapport aux caractéristiques rhéologiques mesurées, du modèle non linéaire de Bingham modifié, particulièrement à celui du modèle rhéofluidifiant.

Enfin, l'étude numérique à l'aide du logiciel Gambit Fluent valide l'utilisation de l'agitateur utilisé en tant que rhéomètre simple et surtout pratique.

Mots clés :

Bétons autoplacants, formulation, rhéologie, seuil de cisaillement, viscosité plastique, filler, pouzzolane naturelle, simulation numérique.

ملخص

إن الخرسانة ذاتية الرص تعتبر من أهم التطورات التي شهدتها الآونة الأخيرة في مجال مواد البناء. و نظرا لخصائصها المبتكرة، استطاع مستخدمو البناءات و الأشغال العمومية، تحقيق عدة مكتسبات سواء على مستوى الجودة أو من ناحية الإنتاجية.

غير أنّ هذا لا يكون ممكنا إلا باستعمال كمية كبيرة من المواد التي تساعد على التماسك لاسيما الإسمنت، الذي يساهم بشكل كبير في انبعاث غاز أكسيد الكربون. و لهذا، فإن صياغة هذا النوع من الخرسانة باستبدال جزء من الإسمنت بمواد معدنية أخرى يعد من أهم المواضيع التي يجب الالتفات إليها.

إن الهدف الأول من هذه الدراسة هو تطوير طريقة جديدة لتشكيل الخرسانة ذاتية الرص اعتمادا على الخصائص الذاتية للمواد المستخدمة، و ذلك تفاديا لاستعمال منحنيات بيانية أو علاقات تجريبية التي غالبا ما تكون غير مناسبة لجميع الحصص المتوفرة في المنطقة. فتعتمد هذه الطريقة من جهة، على تحسين هيكل الحصى التي يتم الحصول عليه باستخدام نموذج نظري لتكديس الطبقات الحصى، و من جهة أخرى الأخذ بعين الاعتبار المقاييس المعيارية الحديثة (Norme NF EN 206/CN).

أما فيما يخص الهدف الثاني من هذه الدراسة، فيتمثل في التعرف على الخصائص الريولوجية للخرسانة ذاتية الرص، بالتركيز خاصة على تأثير هيكل الحصى (PF) و (G/S)، بالإضافة إلى استبدال الاسمنت بمواد معدنية متوفرة في المنطقة (الحجر الكلسي و البوزلان الطبيعي) بنسب عالية قد تصل إلى 50%.

لقد بينت النتائج المتحصل عليها، أن تواجد PF في مجال (1,12 – 1,16) و G/S بين 1 و 1.1 يؤدي إلى الحصول على خرسانة ذاتية الرص. كما يجب الإشارة إلى أنه يمكن أيضا إنتاج هذا النوع من الخرسانة باستعمال CEM II/A مع كمية كبيرة من الحجر الكلسي أو البوزلان الطبيعي التي قد تصل نسبتها إلى 30%. كما أظهرت الدراسة الريولوجية أيضا أن خصائص الخرسانة ذاتية الرص تقترب من نموذج بينغهام المعدل.

و أخيرا، فإن الدراسة باستخدام برنامج Gambit Fluent أكدت نجاعة الجهاز الريولوجي المستخدم في المخبر من حيث سهولة الإستعمال.

الكلمات المفتاحية :

الخرسانة ذاتية الرص - التركيب - الريولوجيا - الزوجة - إجهاد الخضوع - الحجر الكلسي - البوزلان الطبيعي.

Abstract

Self-compacting concrete (SSC) is one of the most important advances in building materials in recent decades. Civil engineering companies that use it have many advantages, both in terms of quality; But also in terms of productivity. However, to achieve these innovative properties it is necessary to use a large amount of binder, in particular Portland cement, whose manufacture contributes significantly to CO₂ emissions. Thus, the formulation of this type of concrete, with a high load of additions, is an interesting research axis.

The first objective of this thesis is to develop a new approach for the formulation of SCC based on the intrinsic characteristics of the materials used, in order to avoid the use of diagrams or empirical formulas of literature which are often unsuitable for the granular materials available in the region. This approach is based firstly on the optimization of the compactness of the granular skeleton whose matrix is obtained by using a packing model of the poly-dispersed granular classes and their interaction, taking into consideration the recent normative requirements integrating the performance approach and the sustainability criteria (standard 206 / CN).

The second objective is the study of the rheological behavior of SCC using a coaxial rheometer, by focusing in particular on the incidence of the granular skeleton: packing factor (PF) and G/S, as well as the substitution of portland cement with mineral additions widely available in the region (limestone fillers and natural pozzolana) at high rate of up to 50%.

The results obtained showed that the respective variation of the PF in the range (1,12 - 1,16) and G / S between 1 and 1.1, makes it possible to obtain, with the granular materials used, concretes whose rheological properties fall within the field of self-compacting. It is also apparent from the experimental program that it is possible to produce self-compacting concretes using a CEM II / A with high rates of cement substitution by natural limestone and pozzolan filler. The use of limestone fillers proves to be more interesting since it offers the best rheological performance. The results showed that modified Bingham model describe satisfactorily the shear thinning character of the formulations tested.

Finally, numerical study with the help of Gambit Fluent software validates the use of stirrer as a simple and practical rheometer.

Key words:

Self compacting concrete, Formulation, rheology, yield stress, viscosity, limestone filler, natural pozzolana, numerical simulation.

Sommaire

Résumé	iv
Abstract	vi
Sommaire	vii
Liste des figures	xi
Liste des tableaux	xvii
Notation	xix
Introduction Générale	1
<hr/>	
Chapitre 1 : Etat des connaissances sur la rhéologie et la rhéométrie des bétons	5
<hr/>	
I. Introduction	6
II. La rhéologie	6
II.1. La contrainte de cisaillement	6
II.2. Le taux de cisaillement	7
II.3. La viscosité	8
II.4. Le seuil de cisaillement	9
II.5. La thixotropie	11
III. Modèles mathématiques appliqués au comportement de l'écoulement des bétons..	12
IV. Rhéométrie des bétons	16
IV.1. Rhéomètres à bétons	17
IV.2. Comparaison entre les différents rhéomètres	25
IV.3. Effets perturbateurs dans les rhéomètres à béton	28
IV.3.1. Le glissement aux parois	28
IV.3.2. La fracturation	28
IV.3.3. La sédimentation	29
IV.3.4. La migration	29
IV.3.5. L'évaporation.....	29
IV.3.6 Influence de la pâte	29
IV.3.7. Influence du profil de vitesse	29
V. Equations dérivées pour rhéomètres coaxiaux	30
V.1. Comportement linéaire de Bingham	31
V.1.1. Approche Reiner – Riwlin	31
V.1.2. Approche d'Estellé et Lanos	34
V.2. Comportement non linéaire	35
V.2.1. Modèle Herschel Bulkley	35
V.2.2. Modèle de Bingham modifié	37
VI. Conclusion	38

Chapitre 2 : Bétons Autoplaçants : Formulation & Caractérisation	39
I. Introduction	40
II. Composition des BAP	41
III. Formulation des BAP	41
III.1. Méthodes basées sur l'expérience	42
III.2. Méthodes basées sur la résistance mécanique	46
III.3. Méthodes Basées sur l'empilement granulaire	48
III.4. Méthodes Basées sur l'analyse statistique	56
III.5. Méthodes basées sur la rhéologie	62
IV. Caractérisation des BAP à l'état frais	67
V. Corrélation entre grandeurs expérimentales et paramètres rhéologiques des BAP	69
VI. Conclusion	72
Chapitre 3 : Paramètres influençant la rhéologie des BAP	73
I. Introduction	74
II. Influence des composants du béton	74
II.1. Influence du ciment	74
II.2. Influence des additions minérales	76
II.2.1. Influence des fillers calcaires	77
II.2.2. Influence des pouzzolanes naturelles	80
II.2.3. Influence des cendres volantes	83
II.2.4. Influence des laitiers de haut fourneau	84
II.2.5. Influence de la fumée de silice	86
II.3. Influence des adjuvants	88
II.3.1. Influence des superplastifiants (haut réducteur d'eau)	88
II.3.2. Influence des agents de viscosité (AV)	93
II.4. Influence de l'eau	95
II.5. Influence de l'air occlus	96
II.6. Influence de la pâte	96
II.7. Influence des granulats	98
III. Influence des paramètres extrinsèques au béton	104
III.1. Influence du temps de malaxage	104
III.2. Influence du malaxeur	105
III.3. Influence de la température dans la fourchette 0 et 40°C	106
III.4. Influence du facteur temps	108
IV. Conclusion	109
Chapitre 4 : Mise au point d'une méthodologie de formulation des BAP	110
I. Introduction	111
II. Le modèle d'empilement compressible (MEC)	111
III. Le logiciel RENE – LCPC	113

IV. L'apport de la norme NF EN206/CN	114
V. Méthode proposée pour la formulation des BAP	116
V.1. Démarche de la méthode de formulation proposée.....	118
V.2. Méthode de malaxage	123
V.3. Méthodes expérimentales	123
V.3.1. Détermination de la compacité du ciment	123
V.3.2. Détermination de la compacité des additions minérales	125
V.3.3. Détermination de la compacité des granulats	125
V.3.4. Détermination du dosage de saturation du superplastifiant	126
V.3.5. Caractérisation des BAP	127
V.4. Matériaux utilisés	128
V.4.1. Ciment	128
V.4.2. Les additions minérales	129
V.4.3. L'adjuvant superplastifiant	132
V.4.4. Les granulats	133
V.5. Application de la démarche de formulation	136
V.5.1. Détermination du dosage des différents granulats.....	136
V.5.2. Choix du dosage en ciment et du rapport E/C	137
V.5.3. Calcul du dosage des superplastifiants	138
V.5.4. Calcul du dosage des additions minérales	139
V.5.5. Ajustement de l'eau de malaxage	140
VI. Conclusion	140

Chapitre 5 : Etude rhéologique 142

I. Introduction	143
II. Essais rhéologiques	143
III. Influence du Facteur de compactage (PF)	147
IV. Influence du rapport G/S	152
V. Influence des additions minérales	156
VI. Etude comparative entre les trois modèles étudiés	166
VII. Bétons étudiés & domaine de validité	175
VIII. Conclusion	175

Chapitre 6 : Etude rhéologique par résolution numérique 177

I. Introduction	178
II. Viscosité des fluides non newtoniens	178
III. Simulation numérique	181
III.1. Géométrie de l'appareillage	181
III.2. Maillage	182
III.3. Résolution de la simulation numérique	183
III.4. Effet des baguettes installés sur le cylindre extérieur	189

III.5. Taux de cisaillement de l'agitateur utilisé	189
IV. Conclusion	191
Conclusion Générale	192
Références Bibliographiques	195
Annexe	213

Liste des Figures

Chapitre 1 : Etat des connaissances sur la rhéologie et la rhéométrie des bétons

Figure 1.1 : Ecoulement d'un fluide en régime laminaire, en cisaillement plan.....	7
Figure 1.2 : Comportement parfaitement visqueux	8
Figure 1.3 : Comportement viscoplastique	9
Figure 1.4 : Comportement rhéologique des bétons (Wallevik et al., 2011)	10
Figure 1.5 : Exemples des comportements d'écoulement transitoire.....	11
Figure 1.6 : Comportement rhéologique de différents types de béton (De Larrard et al., 1998)	13
Figure 1.7 : Rhéologie des différents types de béton (LE, 2014)	14
Figure 1.8 : Exemples (a) profil de vitesse de rotation imposée (b) Evolution de couples enregistrés (Lanos et al., 2016)	17
Figure 1.9 : Mk1 & Pâle modifiée du Mk1 (Tattersall et al., 1983)	18
Figure 1.10 : Tattersall Mk-II rheometers (Tattersall et al., 1979)	19
Figure 1.11 : Rhéomètre BML Contec Viscometer 5 (Wallevik et al., 1990)	19
Figure 1.12 : (a) CEMAGREF –IMG, (b) cylindres intérieur et extérieur (Banfill, 2000).....	20
Figure 1.13 : Rhéomètre IBB.....	20
Figure 1.14 : Rhéomètre à béton BT-Rhéom.....	21
Figure 1.15 : Nouvelle palette utilisée dans le Mk III modifié (Yahia et al., 2006)	22
Figure 1.16 : Le rhéomètre ICAR (Koehler et al., 2004)	22
Figure 1.17 : Géométrie vane du rhéomètre LGCGM (Estellé et al., 2008)	23
Figure 1.18 : Rhéomètre MCR (Wen-Chen et al., 2010)	24
Figure 1.19 : Rhéomètre L2MGC (Soualhi et al. 2016).....	24
Figure 1.20 : Comparaison des seuils de cisaillement mesurés avec différents rhéomètres (Banfill et al., 2000)	25
Figure 1.21: Comparaison des viscosités plastiques mesurées avec différents rhéomètres (Banfill et al., 2000)	25
Figure 1.22 : Comparaison des seuils de cisaillement mesurés avec différents rhéomètres (Beaupré et al., 2004)	26
Figure 1.23 : Comparaison des viscosités plastiques mesurées avec différents rhéomètres (Beaupré et al., 2004)	26
Figure 1.24 : Etude comparative sur la viscosité en fonction des rhéomètres utilisés (Soualhi, 2014)	28
Figure 1.25 : Principe de fonctionnement des rhéomètres à cylindres coaxiaux	30
Figure 1.26 : Ecoulement d'un fluide Binghamien dans un rhéomètre à cylindres Coaxiaux (a) Sans zone morte (b) avec zone morte (Koehler et al., 2004) ...	32

Figure 1.27 : Influence du rapport seuil de cisaillement/viscosité plastique sur l'erreur due à la négligence de la zone morte (Koehler et al., 2004)	33
Figure 1.28 : Champ de vitesse dans le BT-Rheom	37

Chapitre 2 : Bétons Autoplaçants : Formulation & Caractérisation

Figure 2.1 : Comparaison entre la composition type d'un BO et celle d'un BAP	41
Figure 2.2 : Masses des composantes normalisées par la viscosité plastique Pour (a) $f_{c28} = 50$ MPA ; (b) $f_{c28} = 80$ MPa	44
Figure 2.3 : Organigramme résumant la méthode de formulation proposée par Alyhya et al. (2016)	45
Figure 2.4 : Variation du facteur d'activité (k) en fonction du taux de substitution du ciment par des laitiers (Ganesh et al., 2002)	47
Figure 2.5 : Résistance en fonction du rapport E/L	47
Figure 2.6 : le taux de remplissage (H_2/H_1) en fonction de l'espacement entre les armatures pour différents D_{max}	48
Figure 2.7 : Relation entre la résistance à la compression à 28 jours et le rapport E/C (Kao et al., 1999)	51
Figure 2.8 : Organigramme de la méthode de formulation de Su et al. (2003)	52
Figure 2.9 : Théorie de la pâte en excès (Shi et al., 2005)	53
Figure 2.10 : Détermination du dosage proche de la saturation (Sebaïbi et al., 2013)	54
Figure 2.11 : Organigramme de la méthode de formulation de Sebaïbi et al. (2013).....	55
Figure 2.12 : Détermination du volume des vides (Kanadasan et al., 2014)	55
Figure 2.13 : Organigramme du traitement des plans d'expériences (Louvet, 1996)	57
Figure 2.14 : Illustration du diagramme des effets relatif à la résistance à la compression (Erdogan et al., 2009)	60
Figure 2.15 : Illustration d'un plan de mélange à 3 facteurs à 5 niveaux (Bouziani, 2013)	60
Figure 2.16 : Architecture utilisée dans le modèle du réseau de neurones (Belalia et al., 2016)	61
Figure 2.17 : Rhéogramme de la zone d'auto-fluidité (Saak et al., 2001)	62
Figure 2.18 : Ajustement du dosage en superplastifiant avec un mini cône (Wu et al., 2014)	63
Figure 2.19 : Illustration de l'épaisseur du film en mortier (Wu et al., 2014)	64
Figure 2.20: Méthode de formulation des BAP basée sur les caractéristiques rhéologiques de la pâte (Wu et al., 2014)	65
Figure 2.21 : Diagramme de validité des BAP (Wallevik, 2002)	66
Figure 2.22 : Nouveau diagramme de validité des BAP en fonction des pays (Wallevik et al., 2011)	68
Figure 2.23: Comparaison des différentes relations entre le seuil de cisaillement et l'étalement	69

Chapitre 3 : Paramètres influençant la rhéologie des BAP

Figure 3.1 : Variation de l'étalement (a) et du temps d'écoulement (b) des mortiers pour BAP en fonction de la date de production du ciment (Nunes et al., 2011)....	74
Figure 3.2 : Influence du taux de ciment sur (a) sur le seuil de cisaillement (b) sur la viscosité plastique (Amziane, 2005).....	75
Figure 3.3 : Influence de la finesse de Blaine sur la résistance à l'écoulement (Vikan et al., 2007)	75
Figure 3.4 : Comparaison entre la courbe d'écoulement de la pâte pour BO et pour BAP (Feys, 2009).....	76
Figure 3.5 : Diagramme de contours de l'étalement à T_0 et de la perte de fluidité à T_{45} pour des mélanges avec fillers calcaires et superplastifiants	78
Figure 3.6 : Influence des additions et de leurs SSB et sur l'étalement et T500 (Haddadou, 2015).....	79
Figure 3.7 : Variation de l'absorption en fonction de la SSB (Haddadou, 2015)	79
Figure 3.8: Etalement et T500 des BAP avec fillers calcaires (LP), poudres de basalte (BP) et poudres de marbre (MP) (Mucteba et al., 2011).....	80
Figure 3.9 : Variation du seuil de cisaillement (a) et de la viscosité plastique (b) des mortiers à la pouzzolane naturelle (Adjoudj, 2015)	81
Figure 3.10 : Etalement et temps au V-Funnel en fonction du taux de la pouzzolane (Belaïdi et al., 2012)	81
Figure 3.11 : Influence de la pouzzolane naturelle combinée à la poudre de marbre sur la fluidité des BAP (Belaïdi et al. , 2016)	82
Figure 3.12 : Influence des cendres volantes sur les caractéristiques des BAP à l'état frais (a) Etalement ; (b) Boite en L (Dinakar, 2013)	83
Figure 3.13 : Influence de la combinaison cendres volantes / superplastifiants sur la viscosité plastique des BAP (Amziane, 2005).....	84
Figure 3.14 : Influence des laitiers de haut fourneau sur les caractéristiques des BAP à l'état frais (Boukendakdji et al., 2012)	85
Figure 3.15 : Influence du pourcentage de laitier sur la viscosité du béton (Soualhi, 2014).....	86
Figure 3.16 : Influence de la teneur de la fumée de silice combinée au temps sur (a) le seuil de cisaillement, (b) la viscosité plastique (Lu et al., 2015)	87
Figure 3.17 : Influence des additions sur la loi de comportement des BAP (Feys, 2009)...	88
Figure 3.18 : Dispersion des grains de ciment par l'ajout d'un superplastifiant	89
Figure 3.19 : Influence des superplastifiants sur le seuil de cisaillement des BAP (Koehler, 2004)	90
Figure 3.20 : Influence des superplastifiants sur la viscosité plastique des BAP (Koehler, 2004)	91
Figure 3.21 : Etalement et Temps d'écoulement au V-Funnel des MAP en fonction du type et du dosage en SP (Boukendakdji et al., 2012)	91
Figure 3.22 : Effet multi-échelle des superplastifiants (Wallevik et al., 2011)	92

Figure 3.23 : Rhéographe en fonction du dosage des superplastifiants (Feys, 2009)	93
Figure 3.24 : Influence des viscosants sur la viscosité des BAP (Aïssoun, 2015)	94
Figure 3.25 : Influence du dosage des agents de viscosité sur le seuil de cisaillement (Messaoudi, 2016)	94
Figure 3.26 : Influence des viscosants sur la rhéologie des BAP (Khayat, 1998)	95
Figure 3.27 : Influence de l'eau sur la rhéologie des bétons (Wallevik, 2011).....	96
Figure 3.28 : Relation entre l'étalement et le rapport E/L en fonction de la teneur en liant (Nanthagopalan et al., 2009)	97
Figure 3.29 : Relation entre le volume de la pâte en excès et l'étalement des BAP (Nanthagopalan et al., 2009)	97
Figure 3.30 : Diagramme ternaire de la compacité en fonction des granulats (Nanthagopalan et al., 2011)	98
Figure 3.31 : Effet de la forme des granulats sur les paramètres rhéologiques des bétons (Wallevik et al., 2011)	99
Figure 3.32 : Seuil du béton en fonction de la fraction volumique granulaire (Yamine, 2007).....	100
Figure 3.33 : Influence du volume des graviers sur les paramètres rhéologiques des BAP (Hu et al., 2011)	101
Figure 3.34 : Influence des microfines du sable sur la demande en superplastifiant (Koehler et al., 2008)	102
Figure 3.35 : Influence des caractéristiques des micro-fines du sable sur (a) la demande en superplastifiants (a) et (b) sur la viscosité	103
Figure 3.36 : Diagrammes ternaires : (a) de l'étalement, (b) H2/H1 et (c) de stabilité des BAP en fonction du type de sable (Bouziani, 2013)	103
Figure 3.37 : Couple nécessaire en fonction du D_{max} et de la vitesse imposée (Naadia et al., 2004).....	104
Figure 3.38 : Effet du temps de malaxage (Lowke et al., 2005)	105
Figure 3.39 : Effet du type de malaxeur sur le comportement de rhéologie des BAP (Wallevik, 2011)	106
Figure 3.40 : Surfaces et courbes iso-réponses de viscosité plastique en fonction de la température et du dosage en agent de viscosité (Helnan-Moussa, 2009) ..	107
Figure 3.41 : Influence de la température sur la fluidité des BAP (Ghafoori et al., 2010) .	107
Figure 3.42 : Variation (a) du seuil de cisaillement et (b) de la viscosité plastique des BAP en fonction du temps et de la température (Petit, 2005).....	108

Chapitre 4 : Mise au point d'une méthodologie de formulation des BAP

Figure 4.1 : Exemple de cas d'effets de paroi et de desserrement (El barrak, 2005)	112
Figure 4.2 : Méthodologie du logiciel René-LCPC (Sebaïbi, 2010)	114
Figure 4.3 : Organigramme de la méthode proposée pour la formulation des BAP	122
Figure 4.4 : Procédure de malaxage	123
Figure 4.5 : Évolution de l'enfoncement de la sonde en fonction du dosage en eau.....	124

Figure 4.6 : Exemple de détermination de la compacité de la poudre	125
Figure 4.7 : Banc d'essai pour déterminer la compacité des granulats	126
Figure 4.8 : détermination du dosage de saturation	127
Figure 4.9 : Observation par MEB des fillers calcaires (agrandissement x 5000)	129
Figure 4.10 : Observation par MEB de la pouzzolane naturelle (agrandissement x5000).	130
Figure 4.11 : Analyse granulométrique des poudres	131
Figure 4.12 : Courbes granulométriques des granulats de l'ENG (Djebel Abiod).....	134
Figure 4.13 : Analyse granulométrique du sable en tranche polydisperse.....	135
Figure 4.14: Evolution de la compacité en fonction de la teneur du sable	136
Figure 4.15 : Dosage de saturation du superplastifiant en fonction des poudres	138
Figure 4.16 : Etalement en fonction du rapport E/P pour les poudres étudiées	139
Figure 4.17 : Etalement de la pâte de ciment, de fillers calcaires et de pouzzolane	139

Chapitre 5 : Etude rhéologique

Figure 5.1 : Illustration de l'agitateur	143
Figure 5.2 : Mise en place de la pâte dans le mélange.....	144
Figure 5.3 : Evolution du couple (T) et la vitesse de rotation (N) en fonction du temps ...	145
Figure 5.4 : Evolution des couples en fonction des vitesses de rotation et du PF.....	149
Figure 5.5 : Evolution du seuil de cisaillement et de l'étalement en fonction du PF.....	151
Figure 5.6 : Evolution de la viscosité plastique et du temps d'écoulement au V-Funnel en fonction du PF	151
Figure 5.7 : Evolution des couples en fonction des vitesses de rotation et du PF.....	154
Figure 5.8 : Evolution du seuil de cisaillement et de l'étalement en fonction du rapport G/S.....	155
Figure 5.9 : Evolution de la viscosité plastique et du temps d'écoulement au V-Funnel en fonction du rapport G/S.....	156
Figure 5.10 : Evolution des couples en fonction des vitesses de rotation et du taux des fillers calcaires	160
Figure 5.11 : Evolution des couples en fonction des vitesses de rotation et du taux de la pouzzolane naturelle.....	161
Figure 5.12 : Morphologie granulaire des additions utilisées par MEB.....	162
Figure 5.13 : Evolution du seuil de cisaillement et de l'étalement en fonction du taux des fillers calcaires.....	164
Figure 5.14 : Evolution de la viscosité plastique et du temps d'écoulement au V-Funnel en fonction du taux des fillers calcaires.....	164
Figure 5.15 : Evolution du seuil de cisaillement et de l'étalement en fonction du taux de la pouzzolane naturelle.....	165
Figure 5.16 : Evolution de la viscosité plastique et du temps d'écoulement au V-Funnel en fonction du taux du taux de la pouzzolane naturelle.....	165
Figure 5.17 : RRMSE entre modélisation et mesure expérimentale pour les 3 modèles étudiés.....	166

Figure 5.18 : Relation linéaire entre les étalements et les seuils de cisaillement.....	168
Figure 5.19 : Comparaison entre les seuils de cisaillements calculés par différentes relations et les seuils de cisaillement expérimentaux.....	170
Figure 5.20 : Relation entre les temps d'écoulement au V-Funnel et les viscosités des modèles de Bingham et Bingham modifié.....	171
Figure 5.21 : Relation entre les temps d'écoulement au V-Funnel et les facteurs de consistance du modèle d'Herschel Bulkley.....	171
Figure 5.22 : Corrélation entre la viscosité plastique du modèle de Bingham modifié et le facteur de consistance du modèle d'Herschel Bulkley.....	172
Figure 5.23 : Corrélation entre c_{BM}/μ_{BM} et n_{HB}	173
Figure 5.24 : Corrélation entre c_{BM} et n_{HB}	173
Figure 5.25 : Relation entre les viscosités tangentielles du modèle de Bingham modifié avec celui d'Herschel Bulkley pour différentes vitesses de cisaillement	174
Figure 5.26 : Répartition des paramètres rhéologiques des bétons étudiés dans le domaine de validité des BAP.....	175

Chapitre 6 : Etude rhéologique par résolution numérique

Figure 6.1 : Variation de la contrainte de cisaillement en fonction du seuil de Cisaillement selon le modèle d'Herschel Bulkley	179
Figure 6.2 : Influence du choix de $\dot{\gamma}$ pour un matériau Herschel Bulkley	180
Figure 6.3 : Géométrie étudiée	181
Figure 6.4 : Le maillage du domaine simulé.....	182
Figure 6.5 : Comparaison de la relation du « couple – vitesse de rotation » issue des Simulations à celle de l'expérimentation	183
Figure 6.6 : Distribution de la pression dans l'entrefer (Pa) en fonction de Ω	186
Figure 6.7 : Distribution de la contrainte de cisaillement dans l'entrefer (Pa) en fonction de Ω	187
Figure 6.8 : Distribution du taux de cisaillement dans l'entrefer (s^{-1}) en fonction de Ω ...	188
Figure 6.9 : Coefficient de frottement en fonction de la géométrie de la paroi interne du cylindre extérieur	189
Figure 6.10 : Taux de cisaillement au niveau des pales et de l'entrefer	190

Annexe : Essais de caractérisation des BAP à l'état frais

Figure A.1 : Essai d'étalement	213
Figure A.2 : Schéma du V-Funnel	214
Figure A.3 : Essai de la boîte en L	214
Figure A.4 : Schéma de l'essai de stabilité (GTM)	215

Liste des Tableaux

Chapitre 1 : Etat des connaissances sur la rhéologie et la rhéométrie des bétons	
Tableau 1.1 : Modèles appliqués aux fluides à seuil.....	15
Tableau 1.2 : Coefficients de régression A et B pour le seuil de cisaillement (Beaupré et al., 2004)	27
Tableau 1.3 : Coefficients de régression A et B pour la viscosité plastique (Beaupré et al., 2004)	27

Chapitre 2 : Bétons Autoplaçants : Formulation & Caractérisation	
Tableau 2.1 : Classification des BAP selon l'EFNARC (2005)	43
Tableau 2.2 : Valeurs recommandées (D_{max} 16 ou 20mm) du pourcentage des gravillons pour les mélanges initiaux (Domone, 2009)	43
Tableau 2.3 : Pourcentage du volume des gravillons par unité de volume du béton en fonction du module de finesse du sable (ACI 211.1)	46
Tableau 2.4 : E/C en fonction de la résistance souhaitée	46
Tableau 2.5 : Evaluations des paramètres des modèles dérivés avec variables codées (Khayat et al., 2000)	58
Tableau 2.6 : Evaluations des paramètres des modèles dérivés avec variables codées (Ghezal et al., 2002)	59
Tableau 2.7 : Proportions des constituants en fonction des méthodes de formulation ...	66
Tableau 2.8 : Intérêt des différents essais de caractérisation (EFNARC, 2009, NF EN 206-9)	67
Tableau 2.9 : Application visée en fonction des classes d'acceptabilité des BAP (Walraven, 2003)	67
Tableau 2.10 : Principales relations entre grandeurs expérimentales et paramètres rhéologiques des BAP	70

Chapitre 3 : Paramètres influençant la rhéologie des BAP	
Tableau 3.1 : Types des principales additions utilisées dans le BAP (1352 mélanges) (Desnerck et al., 2016)	77
Tableau 3.2 : Influence des paramètres intrinsèques et extrinsèques du béton sur ses propriétés rhéologiques	109

Chapitre 4 : Mise au point d'une méthodologie de formulation des BAP	
Tableau 4.1 : Indices de serrage K en fonction des protocoles de mise en place	113
Tableau 4.2 : Teneurs exigées en fonction des classes d'exposition (NF EN 206-1/CN)	115
Tableau 4.3 : Principales modifications apportées par la méthode proposée	117

Tableau 4.4 : Propriétés physico-chimiques du ciment	128
Tableau 4.5 : Propriétés physico – chimiques des fillers calcaires	129
Tableau 4.6 : Propriétés physico – chimiques de la pouzzolane naturelle.....	130
Tableau 4.7 : Coefficient d’uniformité et de courbure des différentes poudres	132
Tableau 4.8 : Propriétés de l’adjuvant utilisé	132
Tableau 4.9 : Propriétés des granulats utilisés	133
Tableau 4.10 : Compacités des sous – classes granulaires	135
Tableau 4.11 : Compacité du squelette granulaire en fonction du rapport G4-8/G8-16...	137
Tableau 4.12 : Formulations de référence	140

Chapitre 5 : Etude rhéologique

Tableau 5.1 : Composition des bétons en fonction du PF.....	147
Tableau 5.2 : Spécifications des bétons étudiés en fonction du PF	147
Tableau 5.3 : Caractérisation des bétons en fonction du PF.....	147
Tableau 5.4 : Couples et coefficient de variation en fonction des vitesses de rotation et du PF.....	149
Tableau 5.5 : Paramètres rhéologiques des modèles étudiés en fonction du PF.....	150
Tableau 5.6 : Composition des bétons en fonction du rapport G/S.....	152
Tableau 5.7 : Caractéristiques spécifiques des bétons en fonction du rapport G/S.....	152
Tableau 5.8 : Caractérisation des BAP en fonction du rapport G/S.....	153
Tableau 5.9 : Couples et coefficient de variation en fonction des vitesses de rotation et du rapport G/S	154
Tableau 5.10 : Paramètres rhéologiques des modèles étudiés en fonction du rapport G/S.....	154
Tableau 5.11 : Composition des bétons en fonction du type et du taux d’additions	157
Tableau 5.12 : Caractéristiques spécifiques des bétons en fonction du type et du taux d’additions	157
Tableau 5.13 : Caractérisation des BAP en fonction du type et du taux des additions.....	158
Tableau 5.14 : Couples et coefficients de variation en fonction des vitesses de rotation et du taux des fillers calcaires	160
Tableau 5.15 : Couples et coefficients de variation en fonction des vitesses de rotation et du taux de la pouzzolane naturelle	160
Tableau 5.16 : Paramètres rhéologiques des modèles étudiés en fonction du taux et du type de l’addition utilisée.....	161
Tableau 5.17 : Erreurs en fonction des modèles.....	169

Chapitre 6 : Etude rhéologique par résolution numérique

Tableau 6.1 : Erreur relative de la valeur simulée par rapport à la valeur expérimentale.	184
---	-----

Annexe : Essais de caractérisation des BAP à l’état frais

Tableau A.1. : Critères de stabilité (GTM)	215
--	-----

Notations

β	Compacité virtuelle
Φ	Concentration volumique du solide
τ	Contrainte de cisaillement (Pa)
γ	Déformation
ϕ	Fraction volumique granulaire
ν	Viscosité dynamique
μ	Viscosité plastique (Pa.s)
Ω, ω	Vitesse angulaire (rad.s^{-1})
ρ, M_v	Masse volumique (Kg/m^3)
τ_0	Seuil de cisaillement (Pa)
τ_s	Seuil de cisaillement statique (Pa)
$\dot{\gamma}$	Taux de cisaillement (s^{-1})
A	Additions minérales
AV	Agents de viscosité
C	Ciment
C_{BM}	Facteur du second ordre du modèle de Bingham modifié.
D	Diamètre (m)
E/C	Rapport entre la masse d'eau et la masse du ciment
E/L	Rapport entre la masse d'eau et la masse du liant
Etal	Diamètre de la galette d'étalement (mm)
FC	Fillers calcaires
FS	Fumée de silice
g	Accélération de la pesanteur (m.s^{-2})
G/S	Rapport entre la masse des graviers et la masse du sable
h, H	Hauteur (m)
K	Facteur de consistance
M	Couple mesuré au rhéomètre (N.m)
MEC	Modèle d'empilement compressible
n	Index de consistance
PCP	Polycarboxylate
PF	Facteur de compactage
PM	Poudre de marbre
PNS	Polynaphtalène Sulfonates
Pz	Pouzzolane naturelle
R	Rayon (m)
RMSE	L'erreur quadratique moyenne
RRMSE	Racine relative de l'erreur quadratique moyenne
SP	Superplastifiant
SSB	Surface Spécifique Blaine (cm^2/g)
T	Température
T_{500}	Temps pour que la galette d'étalement atteigne 500 mm (s)
tr	Tours
Tv	Temps au V-Funnel
V	Volume

Introduction Générale

Contexte de la thèse

La tendance actuelle dans le domaine de la construction est de promouvoir l'utilisation des bétons très fluides. Une direction dans cette évolution concerne le béton autoplaçant (BAP), un béton innovant qui, sans vibration, s'écoule et se consolide sous l'influence de la gravité. L'utilisation des BAP depuis plus de deux décennies, a permis de rendre les réalisations plus ambitieuses sur le plan technique en raison de la facilité de sa mise en œuvre, de la qualité des finitions et de la fiabilité des structures en béton par l'élimination d'un potentiel de l'erreur humaine. Cependant, le BAP reste un mélange sensible et fortement dépendant de sa composition et des caractéristiques de ses constituants. En effet, ce béton très fluide est caractérisé par une suspension concentrée de particules avec une large gamme de granulométries (de quelques microns jusqu'à des millimètres). Les particules sont affectées par un équilibre complexe de forces inter-particulaires (frictionnel, colloïdal, électrostatique, stérique, Van der Waals, etc...) générant une dépendance temporelle et un comportement viscoplastique non newtonien. Ceci dit, sa formulation a nécessité de trouver un compromis entre deux propriétés considérées comme incompatibles : une grande fluidité et une résistance à la ségrégation élevée. Cet équilibre est rendu possible grâce à l'utilisation d'une part, de produits chimiques qui permettent de réduire la quantité d'eau de gâchage, assurant ainsi la cohésion du mélange et d'additions minérales d'autre part, dont la fonction est de garder une viscosité suffisante au mélange en vue d'éviter son instabilité.

A ce propos, l'augmentation de la teneur en éléments fins dans les BAP est rendue indispensable pour assurer une ouvrabilité adéquate au matériau. Cela se traduit par l'élévation du dosage en liant (ciment, additions minérales et filler) et par conséquent le dosage en adjuvant suit. Malheureusement, l'expérience industrielle dans ce domaine fait état de désordres, souvent imputés aux dosages des additions (minérales ou organiques) et à leurs natures. Ainsi, le recours à ces constituants, relativement coûteux, nécessite une optimisation du volume, de la composition de la pâte et des interactions entre ses constituants.

Il faut préciser que les BAP, ayant fait l'objet de plusieurs études au cours de ces vingt dernières années, sont de plus en plus maîtrisés dans les laboratoires de recherche. Quant à la pratique, les BAP, considérés comme « béton en développement », sont toujours sous utilisés car ils sont souvent jugés onéreux et sont par voie de conséquence destinés pour des applications limitées, ou encore parce que le contrôle in situ de ces bétons pompables reste difficile sur le plan de leur rhéologie.

C'est dans ce contexte que s'inscrit notre travail de recherche puisqu'au regard de tous les avantages substantielles que ce nouveau béton (BAP) offre, il n'est pas encore utilisé à la place du béton ordinaire ?

Est-ce que ce n'est qu'un problème de compétitivité avec le béton conventionnel ? ou bien est-ce un problème de maîtrise de technicité nouvelle ou encore un problème lié à des insuffisances, particulièrement au niveau du retour d'expérience ?

Si les méthodes existantes pour la formulation des bétons traditionnels reposent sur l'optimisation de la compacité, en suggérant pour certains de mesurer les compacités intrinsèques des constituants, ou pour d'autres, de s'approcher d'une courbe de référence, supposée donner au mélange des matériaux granulaires utilisés, la compacité maximale, les méthodes développées jusqu'à ce jour pour la formulation des BAP varient largement avec la méthodologie préconisée. Certains chercheurs se basent sur des résultats empiriques, d'autres utilisent l'analyse statistique des données, une autre catégorie s'intéresse à une approche relative à la rhéologie du mortier ou de la pâte ou encore au volume de la pâte enrobant les granulats, alors que d'autres capitalisent une expérience plus que centenaire qui se base sur l'optimisation du squelette granulaire. Cependant, la diversité de ces méthodes rend les responsables du secteur de la construction et des centrales à bétons perplexes sur le choix de la méthode de formulation ; surtout que plusieurs de ces démarches se basent sur des abaques ou des formules empiriques qui sont généralement inadaptés pour n'importe quels matériaux locaux utilisés.

Il est utile de préciser que ces responsables sont en plus confrontés à des enjeux écologiques de plus en plus exigeants. La révision en 2014 de la norme EN 206/1 devenue EN 206/CN, a été réfléchi dans ce sens, car elle prescrit la possibilité d'utiliser des additions en tant que liant même s'il s'agit de ciments composés de type CEM II/A. Cette révision vise à priori à favoriser la formulation des bétons à faibles impacts environnementaux. Il convient donc d'approfondir la connaissance du comportement des bétons autoplaçants à forte charge minérale en tant qu'additions aux ciments composés. De plus, les restrictions environnementales prévoient l'utilisation, dans les bétons, des granulats concassés provenant des carrières. Le principal frein à l'utilisation de ce type de granulats est la diminution de la fluidité des bétons. Une meilleure connaissance de leurs caractéristiques est par conséquent nécessaire afin de les prendre en considération dans la démarche de formulation.

Par ailleurs, l'ouvrabilité des BAP à l'état frais doit être soigneusement surveillée. Si l'essai au cône d'Abrams a toujours permis d'estimer la plasticité des bétons courants en estimant un affaissement, cette caractéristique n'est plus suffisante pour identifier les propriétés rhéologiques des bétons autoplaçants. L'utilisation des rhéomètres s'impose dans ce cas, afin d'examiner l'écoulement de ces fluides visqueux, car ils permettent la mesure des paramètres intrinsèques du matériau en termes de quantités physiques fondamentales

contrairement au cône d'Abrams où un simple changement d'orientation contribue à modifier significativement les résultats obtenus.

Ces rhéomètres sont des appareils onéreux et pas toujours pratiques pour une utilisation courante, c'est pourquoi la tendance actuelle se résume à l'utilisation des agitateurs à la place des rhéomètres. Ces outils, permettent de déterminer l'évolution des propriétés d'écoulement des bétons via l'enregistrement d'un couple évoluant en fonction d'une vitesse de rotation. Il est clair, qu'il faut bien maîtriser les relations de passage entre les grandeurs mesurées et les grandeurs rhéologiques pertinentes. Ces grandeurs rhéologiques sont quantifiées par un seuil de cisaillement, contrainte minimale subie par le béton pour qu'il s'écoule et la viscosité plastique qui est déduite de l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction du taux de cisaillement, et qui permet de quantifier la résistance du béton à l'écoulement, une fois le seuil de cisaillement dépassé.

Au vu de ce qui précède, nous pouvons conclure que la problématique est multiforme; par conséquent, pour que le BAP soit employé avec succès, il est impératif d'avoir une meilleure compréhension et une connaissance accrue et maîtrisée de la façon dont les constituants affectent la rhéologie des BAP.

Objectifs et limitations de la thèse

Le premier objectif de cette étude était de proposer une méthode de formulation des BAP qui se base sur les caractéristiques des matériaux (analyse granulométrique, compacité, masse volumique, taux d'absorption, dosage de saturation des adjuvants) et sur des critères écologiques et de durabilité. Toutefois, l'étude de la durabilité n'a pas été incluse dans ce travail.

Le second objectif était de connaître et mieux comprendre les paramètres qui régissent les caractéristiques rhéologiques des BAP afin de détecter les variations des matériaux qui affectent négativement le comportement de l'écoulement et la déformation du béton autoplaçant à l'état frais. A ce titre, nous nous sommes particulièrement focalisés sur l'étude des taux de substitution élevées du ciment par deux types d'additions minérales largement disponibles dans la région (les fillers calcaires et la pouzzolane naturelle) et sur la composition du squelette granulaire.

Un autre objectif consistait aussi à trouver les principales corrélations entre les essais rhéologiques et empiriques et d'en déduire le modèle rhéologique le mieux adapté à nos mélanges qui sont testés à l'aide d'un nouveau rhéomètre à vane en forme de double U inversé.

Enfin, il était aussi nécessaire de réaliser des traitements numériques pour étudier la répartition du cisaillement du BAP dans l'entrefer et déterminer la capacité de cisaillement du rhéomètre testé.

Structure de la thèse

Ce travail de thèse comprend six chapitres précédés par une introduction générale.

Le premier chapitre présente un état de l'art sur la rhéologie et la rhéométrie dans le domaine des matériaux cimentaires où nous mettrons en exergue les principaux modèles mathématiques appliqués au comportement de l'écoulement des bétons ainsi que les outils expérimentales et analytiques nécessaires pour les déterminer.

Dans le deuxième chapitre nous avons procédé à une revue de diverses méthodes de formulation des bétons autoplaçants sur la base de leurs principes. Les procédures, les avantages et les inconvénients de chaque méthode ont été discutés.

Le troisième chapitre regroupe les principaux facteurs qui agissent sur la rhéologie des BAP. Une attention particulière est portée, d'une part, sur la variation des grandeurs rhéologiques, et d'autre part, sur les résultats de l'ouvrabilité obtenus par l'essai d'étalement au cône d'Abrams ou l'essai d'écoulement au V-Funnel.

Une nouvelle méthode de formulation des BAP, inspirée de certaines méthodes existantes, est présentée au chapitre 4 qui intègre aussi les matériaux utilisés et les méthodes expérimentales nécessaires à la démarche préconisée.

Le chapitre 5 aborde l'étude rhéologique des BAP. Il débute par une description détaillée de la configuration expérimentale suivi par une analyse des résultats trouvés dans ce sens. Une étude pour mettre en évidence le modèle mathématique rhéologique approprié à nos mélanges complète ce chapitre.

Le dernier chapitre est consacré à l'étude numérique. Il intègre des simulations pour une meilleure compréhension de la répartition des contraintes de cisaillement et des pressions sous l'effet des vitesses appliqués.

Enfin, les principaux résultats ont été synthétisés dans une conclusion générale suivie par des perspectives pour les futurs travaux toujours dans le domaine du comportement rhéologique des bétons autoplaçants, encore de grande actualité particulièrement dans notre pays.

CHAPITRE 1

Etat des Connaissances sur la Rhéologie & la Rhéométrie des Bétons

I.	Introduction	6
II.	La rhéologie	6
III.	Modèles mathématiques appliqués à l'écoulement des bétons	12
IV.	Rhéométrie des bétons	16
V.	Equations dérivées pour rhéomètres coaxiaux	30
VI.	Conclusion	38

I. Introduction :

Ce premier chapitre se veut être une partie introductive sur la rhéologie. Dans un premier temps, nous présentons les notions et les caractéristiques rhéologiques de base utilisées dans le domaine des matériaux cimentaires et granulaires. Ces caractéristiques seront exprimées sous forme de relations, appelées lois de comportement.

Par la suite, nous comparons les différents rhéomètres utilisés pour la caractérisation expérimentale des bétons. Nous mettrons en évidence les principales relations entre ces outils. Enfin, les lois de passage usuelles pour transformer la relation Vitesses de rotation / Couples appliqués, vers la relation Taux de cisaillement / Contraintes de cisaillement, sont passées en revue.

II. La rhéologie :

La rhéologie, mot inventé en 1929 par Bingham, est généralement définie comme « l'étude de la déformation de la matière » (Fergusson, 1991).

En se rapportant aux racines grecques du mot, le verbe « rhéin » signifie s'écouler et le mot « lógos » peut être traduit par étude ; c'est donc la science qui étudie l'écoulement et les déformations de la matière et plus généralement la viscosité, l'élasticité et la plasticité des matériaux sous l'action de contraintes. D'une façon générale, le but principal de la rhéologie est d'étudier la réponse différente que chaque fluide oppose aux sollicitations mécaniques qu'il subit.

Avec l'avènement des bétons autoplaçants (très fluides), la rhéologie a connu un intérêt croissant dans le domaine des matériaux de construction. Pour le béton, la rhéologie désigne généralement l'étude de l'ouvrabilité de ce matériau c'est-à-dire à l'état frais où il est considéré comme un fluide.

Les principaux paramètres rhéologiques dans le domaine du béton sont: la contrainte de cisaillement « τ »⁽¹⁾, le seuil de cisaillement « τ_0 »⁽²⁾, la vitesse de cisaillement « $\dot{\gamma}$ »⁽³⁾, le seuil au repos ou seuil de rigidité : « τ_{0r} » et la viscosité plastique et apparente « μ »⁽⁴⁾.

L'obtention de la contrainte de cisaillement τ et de la vitesse de cisaillement ou taux de déformation $\dot{\gamma}$ dans ces géométries permet d'établir des rhéogrammes ou courbes d'écoulement. Ces dernières relient généralement les contraintes de cisaillement aux vitesses de cisaillement et permettent de déterminer la viscosité et le seuil de cisaillement du matériau.

II.1. La contrainte de cisaillement :

La contrainte de cisaillement τ est la variation de la force de cisaillement par rapport à la surface cisailée, comme définie par l'équation 1.1 :

¹ - Contrainte de cisaillement en anglais : shear stress.

² - Seuil de cisaillement en anglais : yield stress.

³ - Taux de cisaillement en anglais : shear rate.

⁴ - Viscosité en anglais : viscosity.

$$\tau = \frac{dF}{dS} \quad (1.1)$$

II.2. Le taux de cisaillement :

Lorsque le fluide s'écoule en régime laminaire comme le cas d'un écoulement couette, la répartition des vitesses dans l'entrefer suit une loi linéaire entre deux plans parallèles, dont l'un se déplace à une vitesse constante et l'autre est stationnaire. Il se crée un gradient de vitesse entre les deux plans.

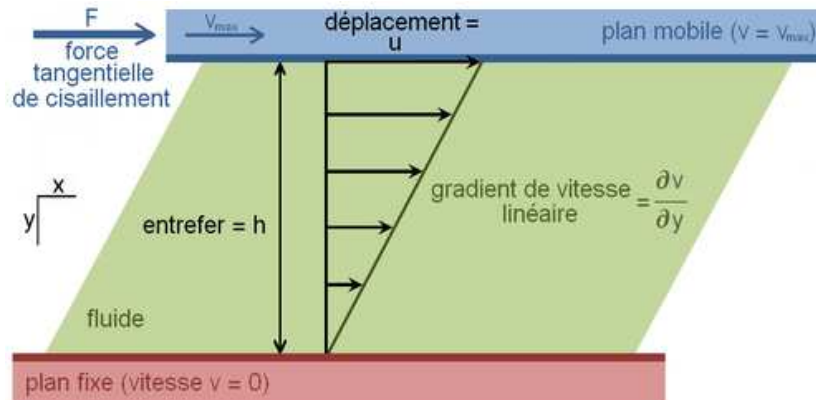


Figure 1.1: Ecoulement d'un fluide en régime laminaire, en cisaillement plan (https://fr.wikipedia.org/wiki/Taux_de_cisaillement).

Le déplacement (γ) entre les deux plans est défini comme la déformation :

$$\gamma = \frac{dx}{dy} \quad (1.2)$$

Le taux de cisaillement ou la vitesse de déformation ($\dot{\gamma}$) [1/s] est définie comme la vitesse de déformation entre deux couches successives voisines du fluide cisailé. Elle est souvent définie comme étant la dérivée par rapport au temps de la déformation de cisaillement :

$$\dot{\gamma} = \frac{d\gamma}{dt} = \frac{d}{dt} \left(\frac{dx}{dy} \right) = \frac{d}{dy} \left(\frac{dx}{dt} \right) = \frac{dv}{dy} \quad (1.3)$$

II.3. La viscosité :

Une déformation macroscopique d'un fluide nécessite lors du déplacement de ses éléments de vaincre des résistances internes locales. Ces résistances internes, appelées aussi dissipations visqueuses, sont engendrées par le mouvement du liquide interstitiel dans la porosité d'un système granulaire, par frottement. Ces dissipations d'énergie sont traduites par la viscosité apparente de la suspension (Yammine, 2007(a)). En clair, la viscosité est une grandeur qui traduit la résistance au cisaillement ou encore la mesure du frottement du fluide. Plus la viscosité d'un fluide s'amplifie, plus sa capacité à s'opposer au mouvement est grande.

Pour un fluide idéal ou Newtonien, la viscosité dynamique (μ) [Pa.s] se définit comme le coefficient de proportionnalité (la pente de la partie linéaire de la courbe d'écoulement) entre la contrainte de cisaillement (τ) qui est appliquée à une couche fluide et le gradient de vitesse ($\dot{\gamma}$) perpendiculaire au plan de cisaillement.

$$\tau = \mu \dot{\gamma} \quad (1.4)$$

Dans ce cas, la viscosité est une caractéristique du matériau, indépendante de la vitesse de cisaillement. Elle représente la résistance que le matériau oppose à l'augmentation de la vitesse de cisaillement (Punkki et *al.*, 1996).

Lorsque l'écoulement d'une substance est non linéaire, la viscosité évolue avec la vitesse de cisaillement. La notion de viscosité apparente est alors utilisée (Edwige, 2010). C'est le cas de l'écoulement rhéofluidifiant (pseudo-plastique), pour lequel la viscosité apparente diminue lorsque la vitesse de cisaillement augmente, et de l'écoulement rhéoépaississant (dilatant), où au contraire, la viscosité apparente augmente avec la vitesse de cisaillement.

Ces deux types de fluide sont décrits par la loi de puissance suivante :

$$\tau = k \dot{\gamma}^n \quad (1.5)$$

Où k : facteur de consistance, n : l'index de consistance,

La distinction entre le comportement rhéofluidifiant et rhéoépaississant se fait par l'index de consistance « n ». Pour $n < 1$, le comportement est rhéofluidifiant, par contre pour $n > 1$, le comportement est de type rhéoépaississant. Si $n = 1$, le comportement linéaire obtenu est newtonien (figure 1.2).

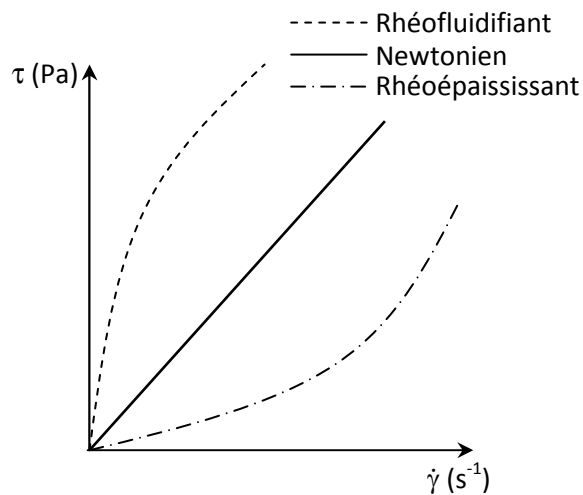


Figure 1.2 : Comportement parfaitement visqueux
(la courbe d'écoulement passe par l'origine)

On distingue aussi la viscosité cinématique ν [m^2/s] qui s'obtient en divisant la viscosité dynamique par la masse volumique :

$$\nu = \frac{\mu}{\rho} \quad (1.6)$$

D'une façon générale, l'augmentation de la viscosité améliore la stabilité du mélange et réduit significativement la ségrégation dynamique (Hernandez et *al.* 2016).

II.4. Le seuil de cisaillement

Dans la littérature, plusieurs appellations peuvent être utilisés pour désigner le seuil de cisaillement parmi lesquelles : le seuil de cisaillement⁽⁵⁾, le seuil de plasticité, le seuil de rigidité, la contrainte seuil ou encore le point de fluage.

Le seuil de cisaillement (τ_0) [Pa] est la contrainte de cisaillement minimale nécessaire pour initier l'écoulement d'un matériau ou le stopper. En dessous du seuil de cisaillement, le matériau se comporte comme un pseudo-solide (pas de déformations permanentes) (Evans, 1992). Par contre, dès que la contrainte de cisaillement dépasse le seuil d'écoulement, le matériau se comporte comme un fluide visqueux et s'écoule macroscopiquement (Coussot et *al.*, 1999) d'une façon irréversible (Hackley et *al.*, 2001) (figure 1.3). Ceci peut être exprimé en ajoutant (τ_0) au modèle newtonien ce qui donne le modèle de Bingham (Equation 1.7) ou en ajoutant (τ_0) à la loi de puissance exprimant ainsi le modèle de Herschel Bulkley (Equation 1.8).

$$\tau = \tau_0 + \mu \dot{\gamma} \quad (1.7)$$

Ou

$$\tau = \tau_0 + k \dot{\gamma}^n \quad (1.8)$$

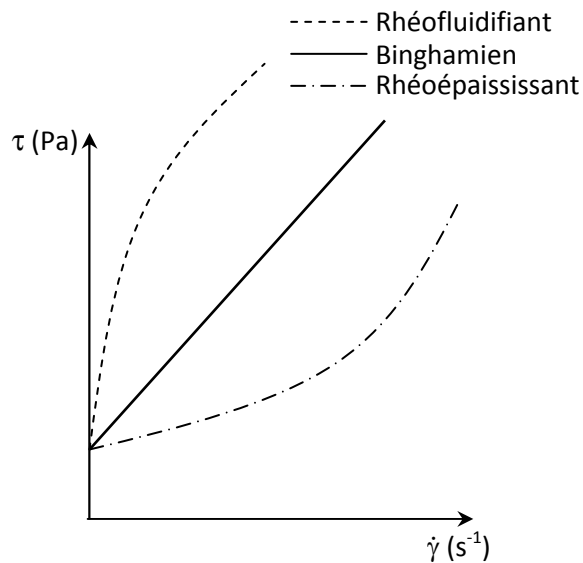


Figure 1.3: Comportement viscoplastique (la courbe d'écoulement ne passe pas par l'origine)

Le seuil de cisaillement est une manifestation soit des interactions particulières électrostatiques du type Van der Waals entre grains colloïdaux de tailles de l'ordre du micromètre (pâte), soit du frottement solide entre grains de tailles de l'ordre du millimètre (granulats) (Yammine, 2007).

⁵ - L'appellation utilisée dans notre manuscrit.

La valeur du seuil de cisaillement dépend non seulement du temps ; mais aussi de l'historique du cisaillement (Banfill, 2006).

D'un point de vue physique, Wallevik et *al.* (2011) ont expliqué qu'il n'y a aucun fluide à seuil ; mais il s'agit d'une consistance extrêmement visqueuse dans un petit intervalle du taux de cisaillement proche de zéro (figure 1.4).

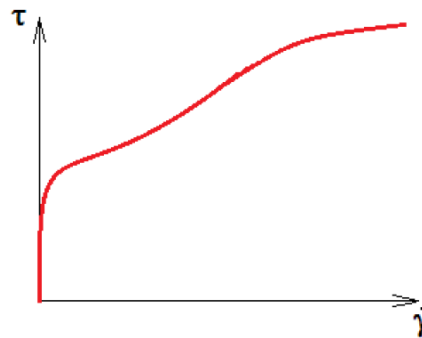


Figure 1.4 : Comportement rhéologique des bétons (Wallevik et al., 2011)

Il existe deux notions de seuil d'écoulement ayant des notions physiques très différentes (Wallevik, 2003):

- Le seuil de cisaillement statique « τ_s » ou seuil de mise en écoulement correspond à la contrainte de cisaillement minimale nécessaire pour déclencher l'écoulement du matériau qui caractérise le passage de l'état solide à l'état viscoplastique. La mesure du seuil de cisaillement statique est faite sur une suspension totalement structurée et donc vierge de toute sollicitation par application d'une contrainte croissante jusqu'à la valeur déclenchant l'écoulement du matériau. Le seuil de cisaillement est déterminé par l'équation 1.9 (Nguyen, 1985) :

$$\tau_0 = \frac{2M_0}{\pi D^3} \left(\frac{h}{D} + \frac{1}{6} \right)^{-1} \quad (1.9)$$

Où h et D représentent respectivement la hauteur et le diamètre de la vane, M_0 : le couple exercé.

- Le seuil de cisaillement dynamique « τ_0 » est la contrainte minimale pour stopper l'écoulement. Sa valeur est obtenue par extrapolation de la partie linéaire de la courbe d'écoulement pour une vitesse de cisaillement nulle (Amziane et *al.*, 2011).

La méthode de mesure consiste à déstructurer complètement la suspension testée en appliquant un gradient de vitesse suffisamment élevé, d'établir ensuite la courbe d'écoulement en faisant varier le gradient de vitesse, et de déduire la valeur de la contrainte à une valeur nulle du gradient de vitesse, à partir de l'équation du modèle.

La valeur du seuil de cisaillement statique est supérieure à celle du seuil de cisaillement dynamique à cause de l'état de déstructuration de la matière cisailée. Ces deux paramètres sont reliés par la relation suivante :

$$\tau_s = \tau_0 + \tau_{ad} \quad (1.10)$$

Où τ_{ad} est la résistance additionnelle causée par la variation de l'empilement des particules.

La différence entre ces deux seuils d'écoulement dépend considérablement du béton confectionné.

Sur le plan technique, le seuil statique intervient dans les problèmes de coulage multicouches dans les dalles et de redémarrage de la pompe après un arrêt prolongé. Il permet aussi de réduire les pressions latérales et la ségrégation statique des BAP dans les coffrages de grande hauteur. Par contre, le seuil dynamique peut être à l'origine de l'arrêt de l'écoulement dans les coffrages. Quoiqu'il en soit, les seuils d'écoulement doivent être assez faibles surtout pour les BAP afin d'assurer un écoulement sans moyen de serrage.

Sur le plan de la stabilité, un seuil de cisaillement décroissant augmente le risque de séparation des particules de la matrice suspendue (Hernandez et *al.*, 2016). Pour éviter la ségrégation dynamique, le seuil de cisaillement et la viscosité plastique doivent être bien équilibrés.

II.5. La thixotropie :

Tant que l'état d'écoulement est maintenu en équilibre, le comportement du béton frais peut être décrit par le modèle de Bingham ou d'Hershel Bulkley. Cependant, entre deux états d'équilibre successifs, il y a un régime intermédiaire, pendant lequel les modèles cités ne sont pas suffisants pour décrire le comportement observé du béton à cause du phénomène de thixotropie (Roussel, 2006).

La thixotropie est une variation réversible de la viscosité lorsqu'un fluide est soumis à une sollicitation. La viscosité des fluides diminue d'abord avec le temps lorsqu'une contrainte constante leur est appliquée. Cependant, dès que la contrainte appliquée est annulée, la viscosité du matériau augmente de nouveau jusqu'à atteindre sa valeur d'origine au bout d'un certain temps. Ce comportement s'interprète par des changements de structures internes du fluide voir une destruction progressive de cette microstructure. La modification résulte alors de la compétition entre les forces hydrodynamiques (qui détruisent la microstructure) et les forces de cohésion et le mouvement brownien (qui reforment la microstructure) (Barnes, 1997).

Cette thixotropie se manifeste toujours par un retard dans la réponse, et qui peut être corrélé avec la contrainte de cisaillement appliquée et l'historicité récente de l'écoulement du matériau (Roussel, 2006).

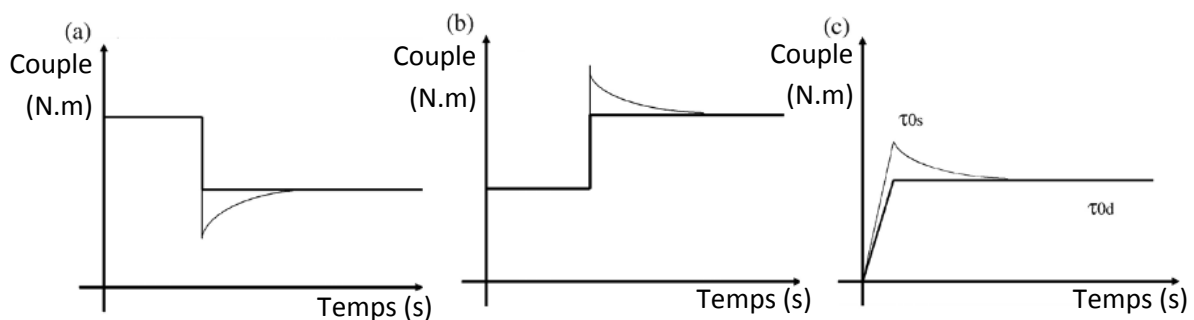


Figure 1.5 : Exemples des comportements d'écoulement transitoire.

- (a) diminution de la vitesse de rotation; (b) augmentation de la vitesse de rotation ;
- (c) augmentation de la vitesse de rotation après une période de repos (Roussel, 2006).

Sur le plan expérimental, le profil de vitesse appliqué pour les mesures des paramètres rhéologiques doit tenir compte du comportement thixotropique du matériau qui est plus prononcé après un temps de repos (figure 1.5.c) ou lors d'un changement de vitesse de rotation (figure 1.5.a et b).

Pour refléter ce comportement, deux zones doivent être distingués : une zone de pré-cisaillement et une autre pour la mesure. Dans la zone de mesure, les couples sont mesurés en fonction de différents niveaux de vitesse dont la durée devrait être assez suffisante pour assurer une mesure stable et sans être affectée par le comportement thixotropique du matériau. Ainsi, les couples moyens considérées dans les calculs pour chaque palier de vitesse doivent être calculés sans prendre en considération les premières mesures du palier (Soualhi et al., 2014).

III. Modèles mathématiques appliqués au comportement de l'écoulement des bétons :

Le béton, considéré comme des suspensions concentrées de particules de tailles et de formes différentes dans un fluide, s'apparente à un fluide viscoplastique, c'est à dire comme un fluide visqueux au-delà d'un certain seuil de cisaillement.

Selon la réaction de la contrainte de cisaillement lors de l'écoulement visqueux, plusieurs modèles mathématiques sont utilisés pour décrire le comportement viscoplastique des bétons en régime permanent.

- Le modèle de Bingham (Choi, 2014 ; Wallevik, 2006 ; Barnes, 2000) où la viscosité plastique est indépendante de la vitesse de cisaillement. Dans ce modèle, la contrainte de cisaillement τ est supposée linéairement proportionnelle au taux de cisaillement $\dot{\gamma}$ au-delà d'un certain seuil de cisaillement τ_0 .

$$\begin{cases} \tau = \tau_{0,B} + \mu_p \cdot \dot{\gamma} & \text{si } \tau > \tau_0 \\ \dot{\gamma} = 0 & \text{si } \tau \leq \tau_0 \end{cases} \quad (1.11)$$

où τ (Pa) est la contrainte de cisaillement, $\tau_{0,B}$ (Pa) est le seuil de cisaillement, μ_p (Pa.s) est la viscosité plastique (appelée aussi viscosité plastique de Bingham) et $\dot{\gamma}$ (1/s) est le taux de cisaillement.

Cependant, pour un béton autoplaçant, une telle caractérisation ne reflète pas toujours la relation contrainte - taux de cisaillement car ce modèle peut aboutir à des valeurs négatives du seuil de cisaillement, ce qui physiquement, n'a aucun sens (Heirman et al., 2009). Cet effet devient plus prononcé pour des bétons autoplaçants avec des teneurs élevées en superplastifiants (Feys et al., 2008).

- Le modèle d'Herschel-Bulkley (Herschel, 1926 ; De Larrard et al., 1998 (a), Ferraris et al., 1998) où la viscosité apparente évolue avec la vitesse de cisaillement. Dans ce modèle, au-delà du seuil de cisaillement τ_0 , la linéarité du taux de cisaillement a été remplacée par un comportement en loi de puissance. Il s'agit donc d'un modèle à trois paramètres : le seuil de cisaillement $\tau_{0,HB}$, la consistance du fluide K_{HB} et l'indice de fluidité n_{HB} . La loi de comportement rhéologique décrivant ce modèle est donnée par :

$$\begin{cases} \tau = \tau_{0,HB} + K_{HB} \cdot \dot{\gamma}^{n_{HB}} & \text{si } \tau > \tau_0 \\ \dot{\gamma} = 0 & \text{si } \tau \leq \tau_0 \end{cases} \quad (1.12)$$

Il faut souligner que « n_{HB} » est totalement indépendant du coefficient de consistance « K_{HB} ».

Ce modèle décrit le comportement rhéologique de la plupart des bétons de manière plus réaliste. En fait, il s'agit d'une généralisation du modèle de Bingham, afin de tenir compte du comportement rhéofluidifiant ou rhéoépaississant des bétons.

$n_{HB} < 1$, comportement pseudoplastique ou rhéofluidifiant,

$n_{HB} > 1$, comportement dilatant ou rhéoépaississant,

$n_{HB} = 1$, modèle de Bingham.

De Larrard et al. (1998) ont montré que ce modèle est plus adapté pour décrire correctement le comportement rhéologique de différents types de béton (ordinaires, autoplaçants et de hautes performances) (figure 1.6).

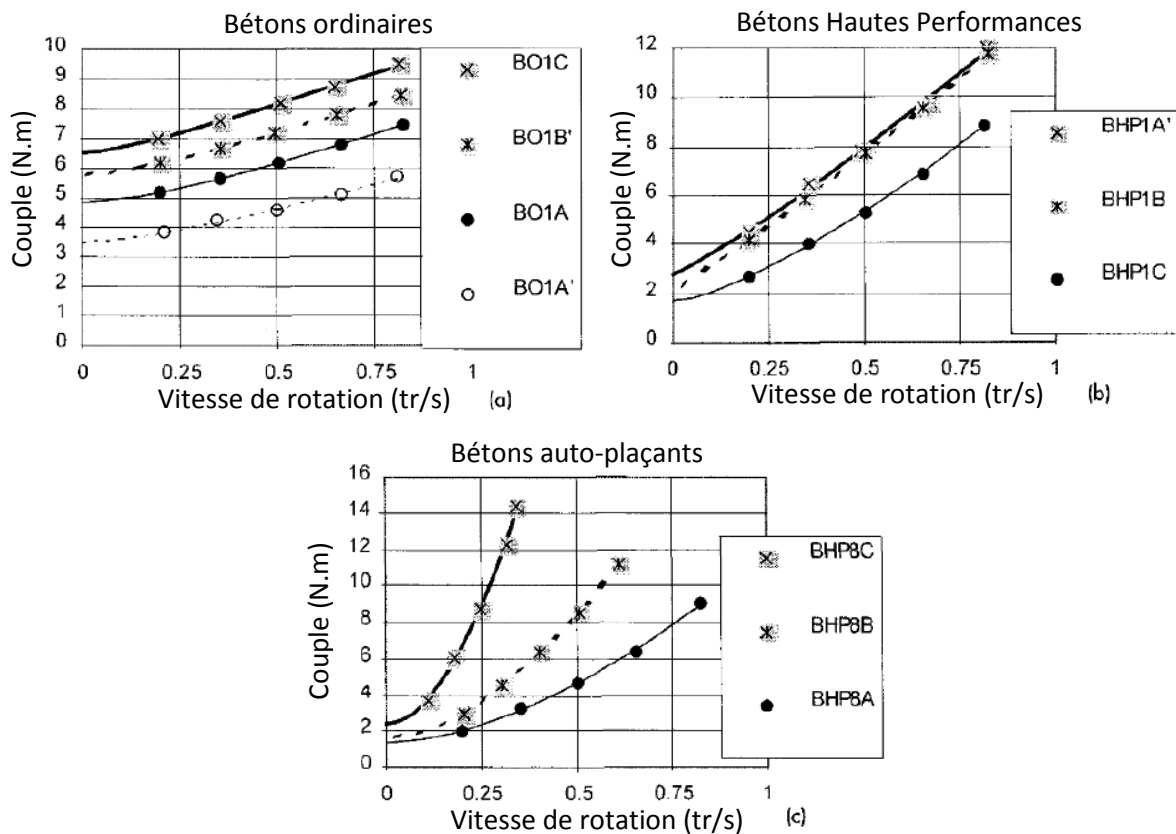


Figure 1.6 : Comportement rhéologique de différents types de béton
(De Larrard et al., 1998)

Cependant, même si le comportement rhéologique des différents bétons est presque identique, les différences se distinguent principalement au niveau des ordres de grandeur des paramètres rhéologiques. Les bétons autoplaçants sont caractérisés par les plus faibles seuils de cisaillement, ce qui provoque une bonne déformabilité du béton; mais avec des viscosités similaires ou légèrement supérieures par rapport à celles des bétons ordinaires afin d'assurer une bonne stabilité au mélange. Par ailleurs, les bétons de hautes

performances présentent les plus grandes viscosités plastiques et des seuils de cisaillement équivalents à ceux des bétons ordinaires (figure 1.7) (LE, 2014 ; Hu et al., 1995).

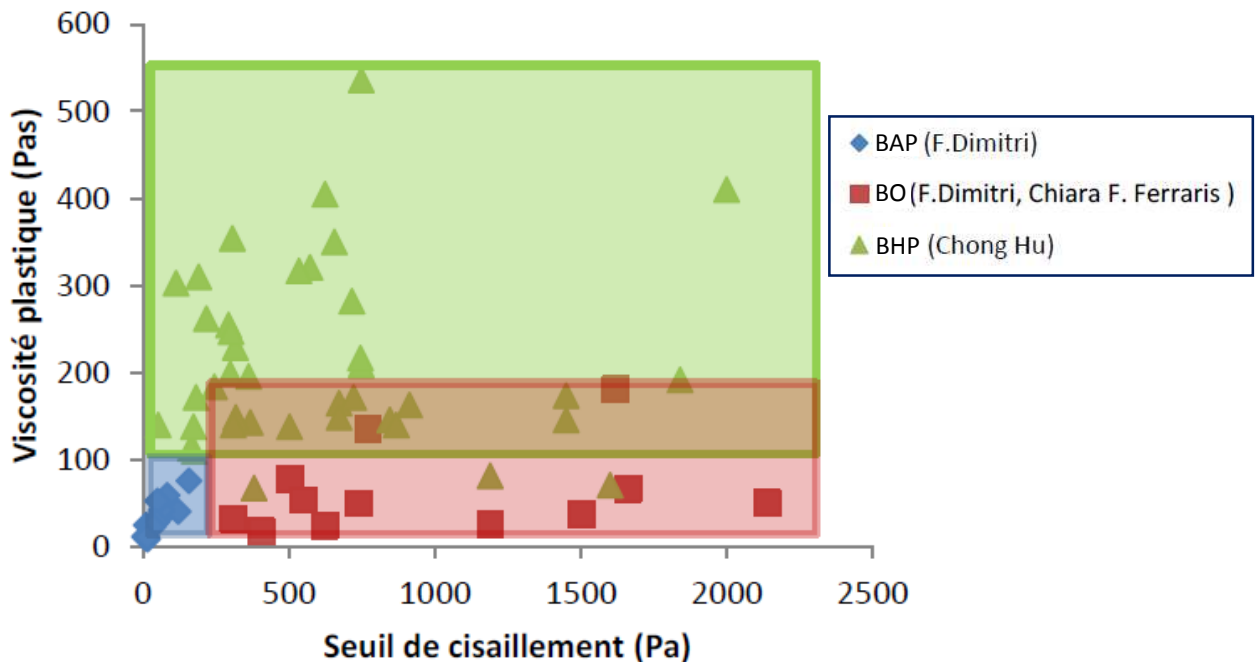


Figure 1.7 : Rhéologie des différents types de béton (LE, 2014)

Certains auteurs ont trouvé que le comportement des BAP est rhéofluidifiant à cause des agents de viscosité (Khayat, 1998) ou à cause de certains superplastifiants (Nehdi et al., 2009) ou en raison d'une viscosité élevée (Aïssoun, 2015), ou à cause d'un temps de malaxage élevé ou d'une température élevée (Nehdi et al., 2009).

D'autres ont montré que le comportement des BAP est régi par le comportement de la pâte cimentaire qui a un comportement rhéoépaississant (Mouret et al., 2003 ; De Larrard et al., 1998 (b); Feys, 2009). Ce comportement rhéoépaississant est fortement relié à la diminution du rapport E/L dans les BAP (Feys et al. 2009) et l'utilisation de certains types de fillers et de superplastifiants (Feys et al. 2008).

Pour certains chercheurs (Jin, 2002 ; Cyr et al., 2000), l'indice de fluidité des BAP a tendance à s'accroître en augmentant le dosage des superplastifiants, passant d'un état rhéofluidifiant à un état rhéoépaississant.

Bien que le modèle d'Herschel Bulkley permette de résoudre le problème d'écoulement du béton, il faut garder à l'esprit que les paramètres « K » et « n » n'ont pas d'interprétation physique claire (Rigal, 2012).

En plus, Yahia et al. (2001) ont montré que le modèle de Herschel-Bulkley aboutit toujours à la plus faible valeur pour la prédiction des seuils de cisaillements pour les fluides rhéofluidifiants, alors que l'inverse a été trouvé pour les fluides rhéoépaississants (Feys et al., 2007). L'origine de cet écart se trouve dans la formulation mathématique du modèle (Feys et al., 2013 (a)), ce qui peut induire une mauvaise estimation du seuil de cisaillement.

• Le modèle de Bingham modifié (Yahia et *al.*, 2001) où la contrainte de cisaillement suit une loi polynomiale du second degré au-delà d'un certain seuil critique τ_0 . La loi de comportement rhéologique décrivant ce modèle est donnée par :

$$\begin{cases} \tau = \tau_{0,BM} + \mu_{BM} \cdot \dot{\gamma} + c_{BM} \cdot \dot{\gamma}^2 & \text{si } \tau > \tau_0 \\ \dot{\gamma} = 0 & \text{si } \tau \leq \tau_0 \end{cases} \quad (1.13)$$

Où c_{BM} (Pa.s⁻²) est un facteur second ordre qui permet de décrire le comportement.

$c_{BM} < 0$: Comportement rhéofluidifiant.

$c_{BM} > 0$: Comportement rhéoépaississant.

$c_{BM} = 0$: modèle de Bingham.

Yahia et Khayat (2001) ont trouvé que le seuil de cisaillement estimé par le modèle de Bingham modifié se situe toujours entre la valeur du seuil de cisaillement de Bingham et celle de Herschel Bulkley. Ainsi, le modèle modifié de Bingham modifié pourrait fournir une estimation plus précise du seuil de cisaillement et une meilleure description du comportement non linéaire, ainsi qu'une meilleure estimation des paramètres rhéologiques, sans pour autant augmenter la complexité des calculs (Feys et *al.*, 2013 (a)).

Pour le modèle de Bingham modifié, le signe négatif de c_{BM} implique que le comportement est rhéofluidifiant ; par contre s'il est positif, le comportement est donc rhéoépaississant.

• Il existe aussi d'autres modèles mathématiques qui permettent de relier la contrainte et le taux de cisaillement. Le tableau 1.1 englobe quelques modèles qui ont été validés dans le domaine des fluides à seuil.

Tableau 1.1 : Modèles appliqués aux fluides à seuil

Modèles	Loi de comportement	Notes
Casson (1959)	$\tau^{1/2} = \tau_{0,C}^{1/2} + (\mu \cdot \dot{\gamma})^{1/2}$ (1.14)	τ (Pa) : la contrainte de cisaillement ;
Heinz-Casson (1959) (Cit. Oukhlef, 2011)	$\tau^n = \tau_0^n + (k_c \cdot \dot{\gamma})^n$ (1.15)	τ_0 (Pa) : Le seuil de cisaillement ;
Mizrahi-Berk (1972) (Cit. Oukhlef, 2011)	$\tau^{1/2} = \tau_0^{1/2} + (k \cdot \dot{\gamma}^n)^{1/2}$ (1.16)	μ (Pa.s) : la viscosité plastique ;
Robertson-Stiff (1976)	$\begin{cases} \tau = k \cdot (\dot{\gamma}_0 + \dot{\gamma})^n \\ \tau_0 = k \dot{\gamma}_0^n \end{cases}$ (1.17)	μ_∞ : la viscosité apparente pour cisaillement élevé ;
Vom Berg (1979) (Cit. Bouras, 2011)	$\tau = \tau_0 + \alpha \sinh^{-1}(c \dot{\gamma})$ (1.18)	α : le paramètre décrivant l'influence du temps ;
Atzeni et al. (1983)	$\dot{\gamma} = \beta \tau^2 + \delta \tau + \xi$ (1.19)	$\dot{\gamma}$ (1/s) le taux de cisaillement.
Quemada (1984)	$\tau = \left(\frac{1 + \sqrt{(\xi \dot{\gamma})}}{\beta + \delta \sqrt{(\xi \dot{\gamma})}} \right)^2 \dot{\gamma}$ (1.20)	c, β, δ, ξ : constantes
De Keet al. (1994)	$\tau = \tau_0 + \mu_p \dot{\gamma} e^{-\alpha \dot{\gamma}}$ (1.21)	

Yahia – Khayat (2001)

$$\tau = \tau_0 + 2(\sqrt{\tau_0 \mu_\infty}) \sqrt{\dot{\gamma}} e^{-\alpha \dot{\gamma}} \quad (1.22)$$

IV. Rhéométrie des bétons :

Les propriétés rhéologiques d'un béton se reflètent d'une manière directe sur son utilisation : malaxage, pompage, mise en place... Pour évaluer ces paramètres, des essais simples et pratiques in situ ; mais empiriques ont été introduits dans la caractérisation des bétons comme le cône d'Abrams, le J-ring, la boîte en L ou en U, le V-funnel, etc.

L'ensemble de ces essais vise à simuler un aspect des conditions de mise en œuvre du béton ou de son écoulement. En revanche, ces essais ne donnent pas de résultats qui correspondent directement aux grandeurs physiques intrinsèques du béton et qui permettent de caractériser de façon univoque le comportement à l'écoulement. C'est la raison pour laquelle, les chercheurs préfèrent souvent utiliser des rhéomètres pour mieux caractériser le comportement rhéologique des bétons surtout avec l'apparition des nouveaux bétons tels que les BAP ou le béton à très hautes performances (BTHP).

Ainsi, depuis les années 80 du siècle dernier, plusieurs études sont menées pour développer et perfectionner des rhéomètres et des viscosimètres adaptés aux matériaux cimentaires dont certains peuvent même être pratiques au niveau des chantiers.

Généralement, les propriétés rhéologiques peuvent être mesurées par des viscosimètres à capillaire ou par des rhéomètres à géométrie rotative.

Dans les viscosimètres à capillaire, le fluide s'écoule à travers la conduite par effet hydrostatique ou sous l'action d'une différence de pression. On mesure alors la différence de pression et le débit du fluide à travers la conduite. La loi de Poiseuille concernant la vitesse d'écoulement et la viscosité d'un liquide à travers un capillaire, est la base de la méthode.

La géométrie rotative ou couette cylindrique est mieux adaptée pour mesurer les propriétés rhéologiques des pâtes granulaires comme le béton à l'état frais. Dans cette géométrie, le matériau est placé entre deux cylindres concentriques. Le cylindre externe reste fixe et le cylindre interne (souvent remplacé par une pôle) est mobile avec une vitesse de rotation Ω qui cisaille le matériau. La résistance à l'écoulement se caractérise alors par le couple $M(\Omega)$ appliqué sur le cylindre interne (Ovarlez, 2011). Ces rhéomètres offrent aussi l'avantage de pouvoir cisailer indéfiniment l'échantillon et de surveiller les changements en fonction du temps (Hackley et *al.*, 2001). En plus, la distribution des taux et des contraintes de cisaillement sont mieux définis dans ces cas (Koehler et *al.*, 2004).

Dans notre étude, nous nous limiterons aux rhéomètres rotationnels adaptés aux matériaux granulaires, et qui peuvent être classifiés en trois catégories en fonction de leurs géométries de mesure :

- rhéomètres malaxeurs - agitateurs,
- rhéomètres à cylindres coaxiaux,
- rhéomètre plan-plan.

Ces rhéomètres imposent aux fluides ou aux bétons étudiés un écoulement contrôlé et mesurent simultanément la réponse. Ces appareils peuvent fonctionner sur des principes différents. Les plus communs visent à introduire un écoulement à symétrie cylindrique au béton, confiné dans un récipient, par l'imposition d'une série de taux de cisaillement afin de déterminer les contraintes de cisaillement résultantes. D'autres mesurent les taux de cisaillement respectifs à des contraintes de cisaillement imposées. Ainsi, en déterminant une série de combinaisons (taux – contrainte), une courbe d'écoulement peut être déduite (Koehler et *al.*, 2004).

D'autres rhéomètres imposent une série de vitesse de rotation sur un mobile. Ils mesurent en retour la résistance que le fluide oppose à ces mouvements (figure 1.8).

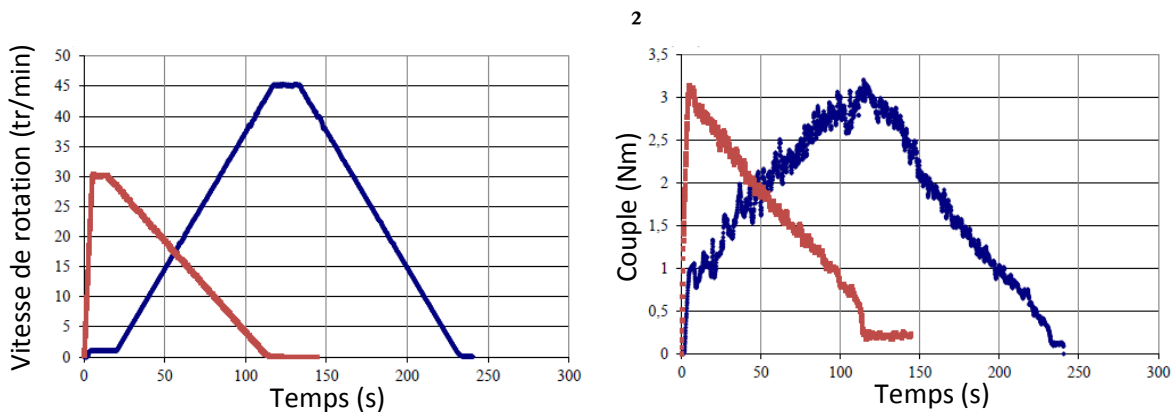


Figure 1.8: Exemples (a) profil de vitesse de rotation imposée (b) Evolution de couples enregistrés (Lanos et *al.*, 2016)

Par le biais de considérations physiques et mathématiques, il est possible de remonter à des grandeurs rhéologiques intrinsèques (seuil de cisaillement, contrainte de cisaillement) qui ne dépendront ni du type du mobile, ni des dimensions du récipient, mais seulement du matériau lui-même. Ceci permet d'obtenir aussi des rhéogrammes qui informent sur le comportement rhéologique du matériau étudié. Les courbes obtenues permettent de comparer différents bétons et évaluer comment et par quoi sont affectées les grandeurs rhéologiques d'un béton.

Dans ce contexte, nous présentons quelques rhéomètres rotationnels les plus utilisés dans le domaine des matériaux granulaires.

IV.1. Rhéomètres à bétons :

En 1973, la version originale du dispositif de deux points « Mk1 » a été présentée. Le Mk1 est un malaxeur à mortier Hobart muni d'un wattmètre comme indicateur de couple et équipé d'une tige en forme de crochet qui peut malaxer avec un mouvement planétaire (figure 1.9 (a)), le mortier avec trois vitesses de rotation différentes (95, 170 et 310 rpm) (Tattersall et *al.*, 1983).

Des travaux postérieurs menés avec un plus grand mélangeur capable de fonctionner à six vitesses différentes ont prouvé que le crochet convenait uniquement aux bétons à faibles

affaissements. Pour surmonter ce problème et pouvoir produire des couples plus élevés, le crochet a été substitué par une ancre carrée (figure 1.9(b)).

Le Mk1 était surtout efficace lorsque le béton se comportait comme fluide de Bingham. En revanche, pour des bétons trop fluides, des résultats anormaux ont été obtenus (Koehler et *al.*, 2004).

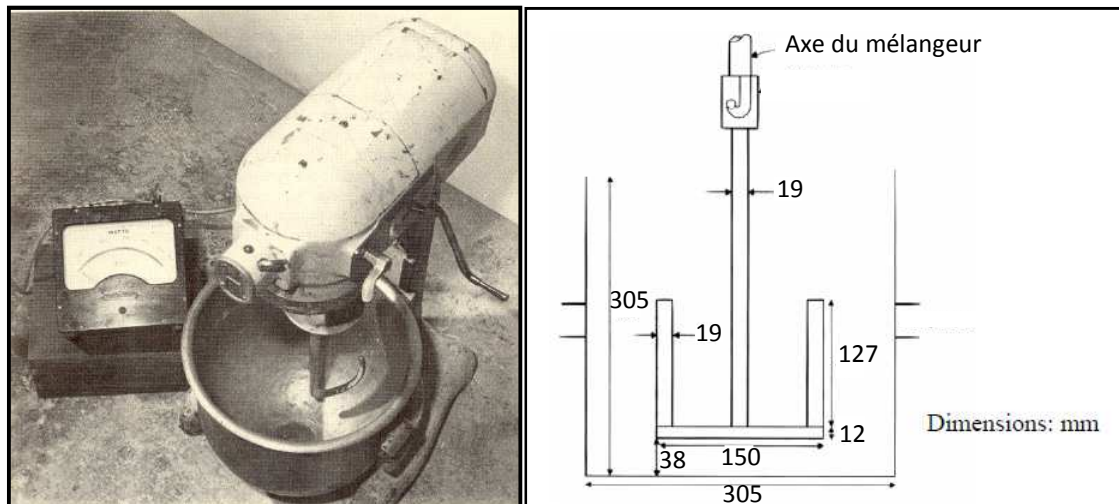


Figure 1.9 : (a) Mk1 (b) Pâle modifiée du Mk1 (Tattersall et *al.*, 1983)

Sur la base de recherches supplémentaires, l'appareil Mk1 a été remplacé par le Mk II pour les mélanges ayant des affaissements supérieurs à 75 mm et le Mk III pour les mélanges ayant des affaissements inférieurs à 50 mm.

En 1978, le Mk II, connu aussi sous le nom de "two-point test" ou appareil de Tattersall (Tattersall et *al.*, 1979), permet d'utiliser un mouvement axial avec plus de paliers de vitesses ; mais possède une géométrie plus complexe. Il dispose de pâles de formes trapézoïdales, positionnées hélicoïdalement autour d'un axe vertical, ce qui permet d'éviter la sédimentation du béton lors de l'essai et de l'écoulement en bloc (Tattersall et *al.*, 1979). Des raies verticales ont été fixées sur la surface interne de la cuve afin d'éviter le glissement du béton sur les parois (figure 1.10).

Cependant, il est loin d'être évident que l'écoulement entraîné dans cet appareil soit laminaire, étant donné la forme de son agitateur (Hu, 1995). La forme trapézoïdale des pâles inclinées génère un champ de cisaillement non uniforme et non symétrique lorsque celles-ci sont en mouvement. En conséquence, il n'y a pas une surface d'équi-cisaillement fixée au sein du fluide pour appliquer les calculs analytiques (LE Hai - Dang, 2014).

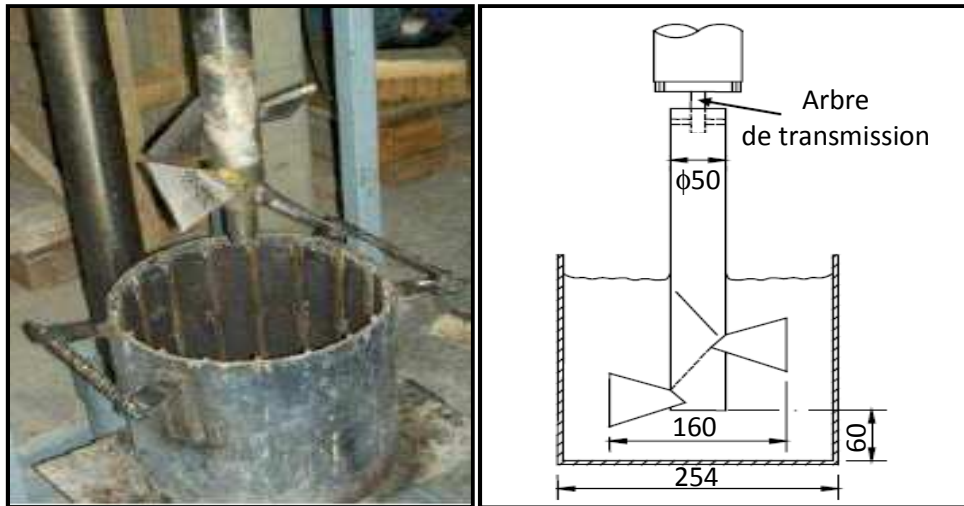


Figure 1.10 : Tattersall Mk-II rheometers (Tattersall et al., 1979)

En 1987, se basant aussi sur le « two-point test » appareil, Wallevik et GjØrv (1990) ont développé le « ConTecBML », qui s'approche davantage du viscosimètre à cylindres coaxiaux. Les deux cylindres sont garnis de lamelles verticales pour réduire le risque de glissement et assurer une meilleure adhésion avec le matériau.

Au fil du temps, plusieurs versions de cet appareil ont été développées en fonction du diamètre maximal de la suspension à tester dont le ConTec BML 5 qui reste généralement le plus utilisé pour les bétons (figure 1.11 (a)).

L'appareil présente l'avantage d'être piloté par le logiciel « FreshWin » pour des paliers de vitesses allant de 3 à 36 rpm et une géométrie qui permet de développer facilement les équations de passage pour déterminer les paramètres rhéologiques en unités fondamentales, comme il peut fournir directement les paramètres rhéologiques « τ_0 » et « μ_p » pour une certaine version de cet appareil (Pan, 2015). Par ailleurs, l'essai nécessite environ 18 litres de béton. Il présente par contre, l'inconvénient d'avoir un entrefer trop limité (45 mm), ce qui amène à favoriser la migration et la sédimentation des particules (figure 1.11 (b)) (Heirman, 2009). En plus, la géométrie du dispositif peut créer des zones mortes entre les lamelles (Hafid, 2012).



Figure 1.11 : (a) Rhéomètre BML Contec Viscometer 5. (Wallevik et al., 1990)
(b) Effet de migration des particules à l'intérieur du rhéomètre de ConTec Visco5
(Heirman et al., 2009)

En 1993, Coussot a développé le CEMAGREF-IMG pour étudier la rhéologie des boues et des laves torrentielles pour être utilisé par la suite pour les bétons.

C'est un viscosimètre à cylindres coaxiaux équipé d'un cylindre intérieur mobile avec un entrefer qui peut atteindre 10 fois la taille maximale des granulats (figure 1.12.a). La gamme de vitesse de rotation de cet appareil est comprise entre 0,0498 et 19.8 rpm avec un couple maximum de 6000 N.m. La paroi du cylindre extérieur est équipée de 12 pales verticales de 3.5 cm de largeur et sur la paroi du cylindre intérieur un grillage, en tôle déployée, de 6 mm d'épaisseur formé de losanges d'environ 20 mm de côté, est soudé afin de limiter le glissement.

Vue la dimension de l'entrefer, la largeur de la zone cisailée peut être visible et évaluée pour chaque palier de vitesse (figure 1.12.b).

Les dimensions importantes de ce dispositif et le volume élevé du béton nécessaire pour l'essai (environ 500 L), le rendent difficilement déplaçable et utilisable en pratique (Beaupré et al., 2004)



Figure 1.12 : (a) CEMAGREF –IMG, (b) cylindres intérieur et extérieur (Banfill, 2000).

En 1994, Beaupré a repris la configuration de Mk III pour l'automatiser et développer « IBB » pour étudier le comportement du béton à haute performance. Le protocole d'essai de cet appareil, entièrement piloté par ordinateur, consiste à faire tourner le mobile de forme H avec un mouvement planétaire dans un récipient de béton frais (figure 1.13). Ce mouvement permet de maintenir l'homogénéité du béton.

Le contrôleur impose différentes vitesses de rotation à l'agitateur et pour six paliers en vitesse décroissante, les couples appliqués sont mesurés. Ce rhéomètre est aussi capable de mesurer les paramètres rhéologiques de tous les bétons quels que soient leurs affaissements. La calibration reste le souci majeur de cet appareil.



Figure 1.13 : Rhéomètre IBB

En 1995, le LCPC a aussi entrepris le développement d'un autre rhéomètre appelé « BT-RHEOM » (de Larrard et *al.*, 1997) de type plan – plan dans lequel le cisaillement se fait entre deux plans horizontaux afin de vaincre le problème de l'écoulement en bloc.

Il se compose d'un réservoir stationnaire, ayant un rayon extérieur de 120 mm. La plaque supérieure est reliée au moteur par le biais d'un arbre de raccordement de 20 mm de rayon qui traverse l'échantillon dont la hauteur est généralement d'environ 100 mm.

Cet appareil, qui ne nécessite qu'un petit volume d'échantillon pour l'essai (environ 7 litres), présente également l'avantage d'éviter le phénomène de sédimentation des gravillons. La ségrégation relative à la dilatance est plutôt dirigée dans la direction perpendiculaire au plan de cisaillement, lequel est horizontal. La direction de ségrégation est alors verticale. La tendance des cailloux à remonter peut donc équilibrer plus ou moins la sédimentation due à la pesanteur. Par conséquent, la conception de l'essai minimise les problèmes de perte d'homogénéité (Hu, 1995).

Le BT-RHEOM est aussi le seul rhéomètre actuellement disponible capable de mesurer la viscosité sous vibration sans modifications spéciales (figure 1.14). Cet appareil est destiné à la mesure des propriétés rhéologiques des bétons d'affaissements au cône d'Abrams supérieurs à 100 mm et des bétons autoplaçants avec des granulats de diamètres inférieurs à 25 mm (de Larrard et *al.*, 1997).

Cependant, il présente l'inconvénient d'avoir une procédure de mise en place du béton dans le récipient assez lente, en plus de la nécessité du changement du joint d'étanchéité pour chaque essai (Mokeddem, 2012).



Figure 1.14 : (a) Rhéomètre à béton BT-Rhéom.

En 2006, Yahia et *al.* ont encore une fois modifié le Mk III en substituant son mobile en forme de H, qui tourne suivant un mouvement planétaire, par un mobile à ailettes qui tourne axialement autour de l'arbre principal du rhéomètre (figure 1.15). L'avantage de la nouvelle pâle est de réduire la turbulence, puisque l'écoulement se produit en cercles concentriques dans une zone loin des parois de la cuve, même à des vitesses de rotation élevées.

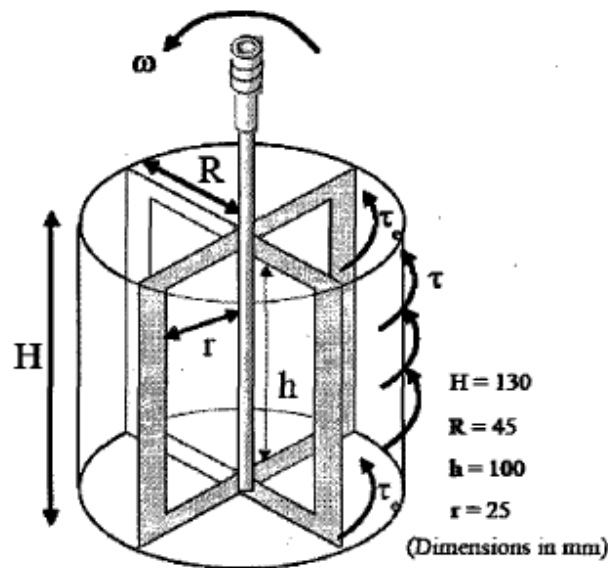


Figure 1.15 : Nouvelle palette utilisée dans le Mk III modifié (Yahia et al., 2006)

Dès le début de ce nouveau siècle, les chercheurs se sont orientés vers une nouvelle réflexion, celle de développer des rhéomètres moins coûteux et portables afin d'être plus pratiques même au niveau des chantiers.

A ce titre, Koehler E. et *al.* (2004) ont développé le rhéomètre ICAR, un appareil type agitateur-malaxeur portable avec une géométrie vane, composé d'un agitateur, d'un récipient et d'une pâle en acier à 4 faces (figure 1.16), qui doit être placé au centre du béton (c.à.d. doit être placé à niveau de 13 cm par rapport au fond du récipient et doit être entièrement couverte de 13 cm de béton). Les dimensions du récipient et de la pâle varient en fonction du diamètre maximal des granulats.

Adapté pour des bétons ayant des affaissements supérieurs à 50 mm jusqu'à des bétons autoplaçants, ce rhéomètre est plus efficace pour les bétons incorporant de grandes quantités de fines et pour les bétons thixotropes car la méthode d'essai ajoute de l'énergie au béton et fournit, en conséquence, une mesure dynamique.

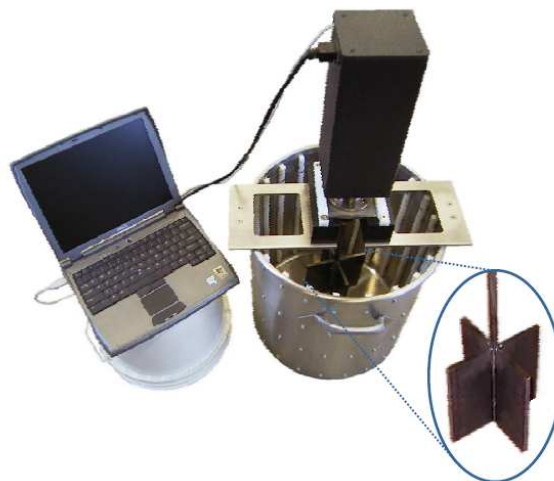


Figure 1.16 : Le rhéomètre ICAR (Koehler et *al.*, 2004)

En 2008, Estellé et al. (2008 (a)) du LGCGM ont développé un autre rhéomètre de type agitateur-malaxeur avec une géométrie vane. En comparant avec celui d'ICAR, la principale différence réside dans les dimensions.

Ce rhéomètre est constitué d'un outil mélangeur, d'un croisillon (vane) à 4 faces, d'un récipient cylindrique pour bétons de 35 cm de hauteur. L'outil vane joue le rôle du cylindre intérieur et la paroi de la cuve remplace le cylindre extérieur (figure 1.17). Le plan supérieur du vane est placé à l'affleurement de la surface du béton.

L'appareil est un rhéomètre à vitesse imposée pouvant atteindre 120 rpm. Les contraintes résultantes peuvent être mesurées avec un capteur de couple de capacité de 100 N.m. Un logiciel associé permet de générer et lancer le protocole expérimental (Lanos et al., 2009).

Son utilisation peut être envisagée pour une large gamme de béton allant des bétons fermes aux bétons autoplaçants.



Figure 1.17 : Géométrie vane du rhéomètre LGCGM (Estellé et al., 2008)

En 2010, Wen-Chen et al. ont proposé un nouveau rhéomètre modifié (MCR) adapté pour les BAP et les BO. La principale caractéristique de ce rhéomètre réside dans son entrefer qui est assez large, et ceci dans le but de réduire les frictions entre les agrégats et la paroi du cylindre extérieur. Cet appareil a été conçu pour mesurer des couples dans la gamme 0,01 – 100000 N.m, et qui peuvent être mesurés même pour de faibles vitesses de rotation (à partir de 0,003 tr/s). Le récipient utilisé présente un diamètre de 50 cm, et peut contenir un volume de 0,108 m³ de matériau. La vane utilisée a un rayon égal à 90 mm et une hauteur de 150 mm. Elle comporte six lames espacées par angle de 60° et permet d'avoir un entrefer de 160 mm (environ 6,4 fois le diamètre maximal autorisé qui est de 25 mm) (figure 1.18).

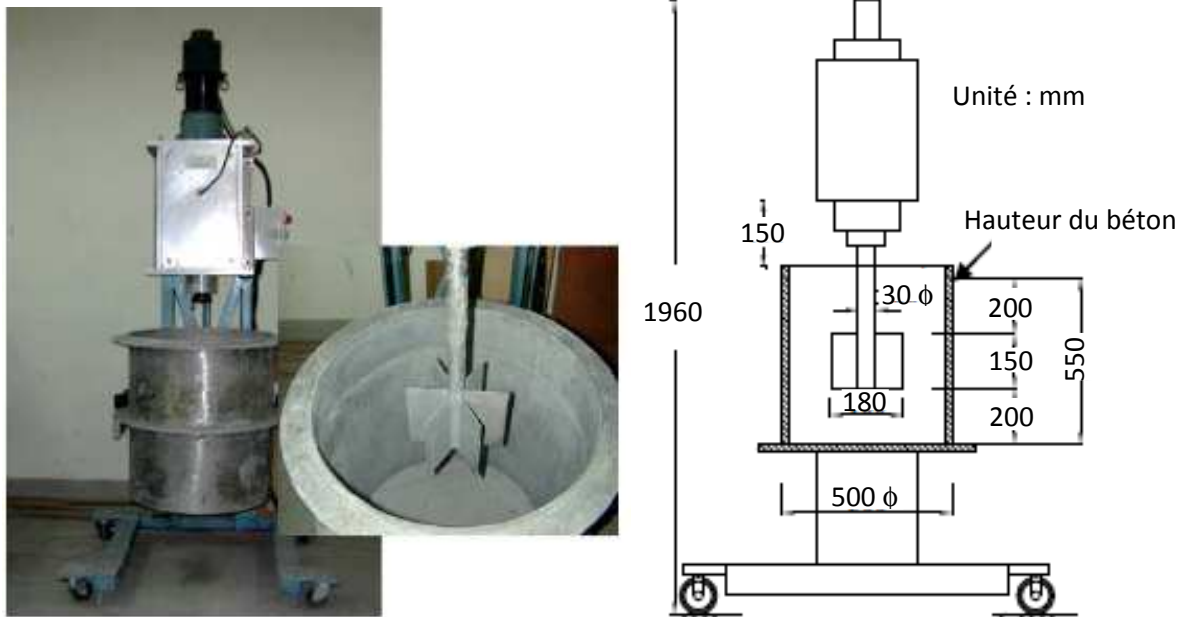


Figure 1.18 : Rhéomètre MCR (Wen-Chen et *al.*, 2010)

En 2014, Soualhi et *al.* du laboratoire L2MGC ont développé un nouveau rhéomètre coaxial de type vane, validé d'abord sur des mortiers, ensuite sur des bétons (figure 1.19) (Soualhi et *al.*, 2016). L'appareil est équipé d'un agitateur à régulation électronique de vitesse, intégrant une acquisition informatique du couple et de la vitesse de rotation, piloté par un logiciel « Watch and control » et d'un récipient de 25 cm de hauteur et de 30 cm de diamètre, contenant des tiges réparties et fixées verticalement à sa surface intérieure pour réduire le risque de glissement du matériau cisailé. La pâle utilisée a une forme en double U inversé qui minimise les vibrations du système au cours de l'essai, réduit le phénomène de ségrégation et rend les mesures plus stables (Soualhi et *al.*, 2016).



Figure 1.19 : Rhéomètre L2MGC (Soualhi et *al.* 2016).

IV.2. Comparaison entre les différents rhéomètres :

L'absence de dispositifs normalisés pour l'étude du comportement rhéologique des bétons frais malgré la diversité des dispositifs et des démarches de mesure, ont rendu difficile la comparaison des résultats expérimentaux sur une base commune. Cet élément a suscité l'intérêt de certains chercheurs pour effectuer des essais comparatifs avec des mêmes mélanges par divers rhéomètres. En plus, il était aussi nécessaire d'établir des fonctions de corrélation entre les résultats obtenus par différents rhéomètres afin de faire des comparaisons raisonnables.

En 2000, Banfill et *al.*, ont effectué une première campagne d'essais sur dix bétons ordinaires et deux BAP en utilisant cinq rhéomètres différents (BML, BTRhéom, IBB, Cemagref-IMG et le Two Point Test) (figures 1.20 et 1.21).

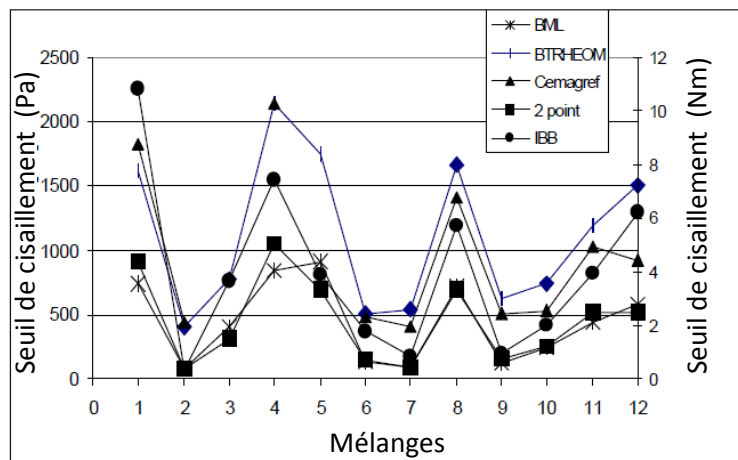


Figure 1.20: Comparaison des seuils de cisaillement mesurés avec différents rhéomètres (Banfill et *al.*, 2000)

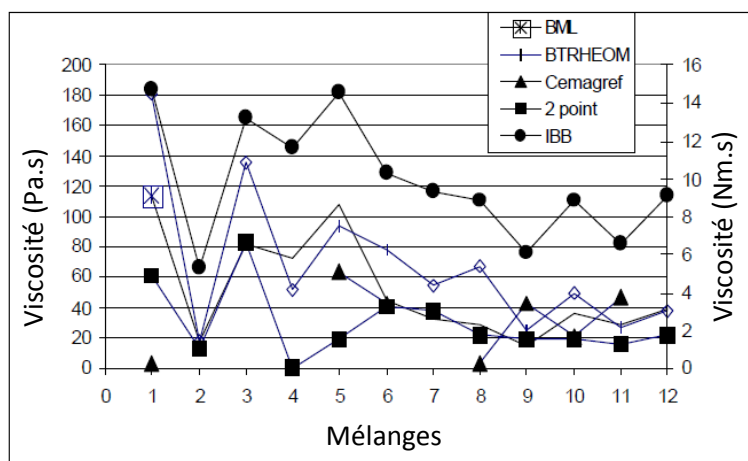


Figure 1.21: Comparaison des viscosités plastiques mesurées avec différents rhéomètres (Banfill et *al.*, 2000)

Les résultats obtenus sur les figures 1.20 et 1.21 montrent que les valeurs des paramètres rhéologiques varient fortement selon le rhéomètre utilisé. Les viscosités plastiques données par ces différents rhéomètres peuvent différer d'un facteur de 5 à 10 sur un même

matériau. Cependant, il existe une certaine similitude entre les résultats du seuil de cisaillement (Banfill et *al.*, 2000). Ces différences quantitatives peuvent être dues, pour une partie, à des artefacts systématiques telle que la localisation du cisaillement (Ovarlez, 2011). Par ailleurs, les valeurs relevées par les différents rhéomètres suivent globalement la même évolution lorsqu'on change le matériau étudié.

En 2004, Beaupré et *al.*, ont entrepris une deuxième série d'essais incluant 17 bétons dont certains ordinaires avec des affaissements entre 121 et 248 mm et d'autres autoplaçants, en plus de 5 mortiers. Quatre rhéomètres (BML, BT-Rhéom, IBB, le Two Point Test) ont été utilisés pour cette étude (figure 1.22 et 1.23).

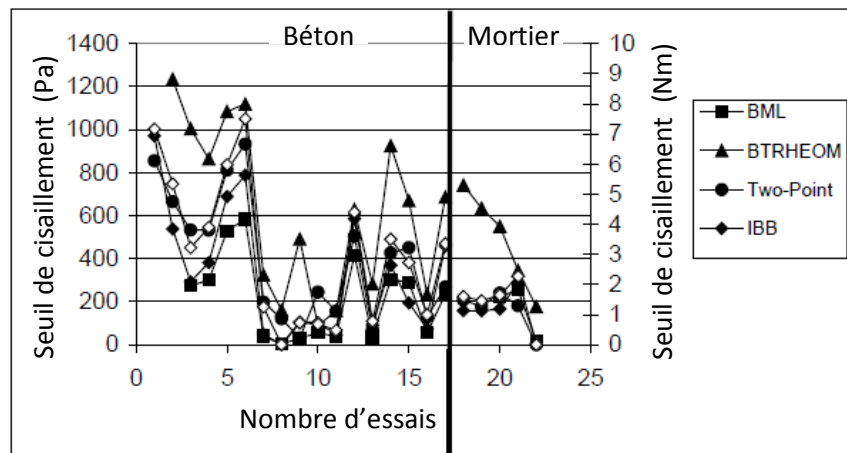


Figure 1.22: Comparaison des seuils de cisaillement mesurés avec différents rhéomètres (Beaupré et *al.*, 2004)

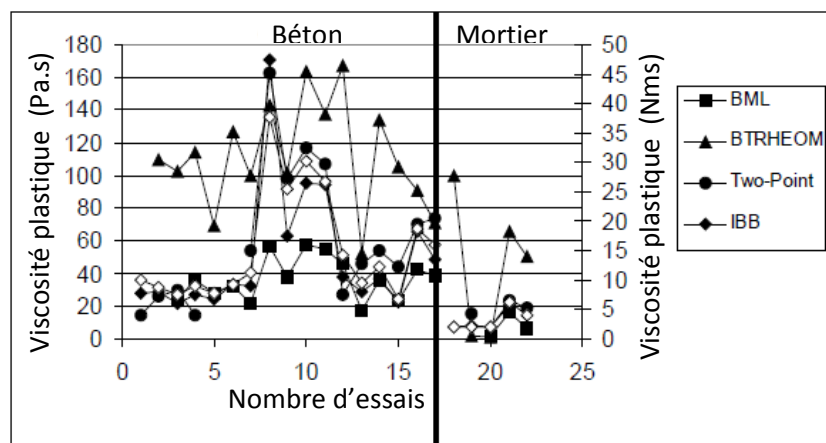


Figure 1.23 : Comparaison des viscosités plastiques mesurées avec différents rhéomètres (Beaupré et *al.*, 2004)

Encore une fois, les rhéomètres ont donné différentes valeurs des constantes de Bingham, même pour les dispositifs qui fournissent leurs résultats en unités fondamentales (Beaupré et *al.*, 2004). Par ailleurs, les auteurs ont proposé des fonctions de corrélation linéaires pour les seuils de cisaillement et pour les viscosités, à des niveaux de confiance de 95%, entre différentes paires de rhéomètres comme présenté dans les tableaux 1.2 et 1.3.

Tableau 1.2 : Coefficients de régression A et B pour le seuil de cisaillement
(Beaupré et *al.*, 2004)

	BML (Pa)		BTRheom (Pa)		Two- point (Pa)		IBB (N.m)	
	A	B	A	B	A	B	A	B
BML (Pa)			1,89	226,8	0,988	91,37	0,009	0,186
BTRheom (Pa)	0,477	-77,37			0,475	14,51	0,004	-0,536
Two-point (Pa)	0,831	-19,82	1,57	189,5			0,008	-0,252
IBB (N.m)	90,81	54,54	176,3	325,1	99,6	124,7		

Tableau 1.3: Coefficients de régression A et B pour la viscosité plastique
(Beaupré et *al.*, 2004)

	BML (Pa.s)		BTRheom (Pa.s)		Two - point (Pa.s)		IBB (N.m.s)	
	A	B	A	B	A	B	A	B
BML (Pa.s)			0,930	52,23	0,439	33,12	0,139	6,64
BTRheom (Pa.s)	0,282	17,33			0,461	7,55	0,095	3,61
Two-point (Pa.s)	0,197	33,11	0,676	59,94			0,213	2,09
IBB (N.M.s)	1,12	29,3	2,513	61,79	3,76	1,96		

Note : $Y = AX + B$; avec Y : titre de la colonne, X : titre de la ligne.

En 2013, Feys et *al.*(2013 (b)) ont comparés trois différents rhéomètres (ICAR, MK-III et ConTec BML) en expérimentant 18 bétons et 6 mortiers de différentes compositions. L'étude a conclu que les seuils de cisaillement mesurés avec le rhéomètre ICAR sont plus élevés de plus de 60% en moyenne que ceux donnés par le rhéomètre ConTec. Les mêmes auteurs ont remarqué que les viscosités plastiques mesurées avec ICAR sont inférieures de 50% par rapport à celles mesurées avec ConTec. L'appareil MK-III a donné des seuils de cisaillement et des viscosités plastiques plus faibles que pour le rhéomètre ConTec BML.

Andraž Hočevár et *al.* (2013) ont trouvé des résultats presque similaires en comparant aussi le ConTec BML 5 et le rhéomètre ICAR, dans une étude expérimentale incluant 26 bétons frais ayant des affaissements entre 50 et 250 mm et/ou des étalements entre 370 et 670 mm. Ils ont conclu que le rhéomètre ICAR donne des valeurs du seuil plus élevées de 42 % en moyenne et des valeurs de viscosité plus faibles de 43 % en moyenne. Ils ont aussi trouvé de bonnes corrélations entre les rhéomètres concernant la mesure des paramètres rhéologiques.

En 2014, Soualhi a trouvé une bonne corrélation entre le rhéomètre ICAR et le rhéomètre L2MGC sur 8 bétons testés dans l'étude de la viscosité. Il a constaté que les viscosités sont presque similaires pour des bétons ordinaires de classe S4 (C5 et C6) et pour des bétons fluides avec un étalement moyen (C1 et C2). Par contre, pour les BAP (C3 et C4), les viscosités données par ICAR sont supérieures à celles données par le rhéomètre L2MGC. Cet écart a été attribué surtout à la différence de géométrie de la pâle utilisée.

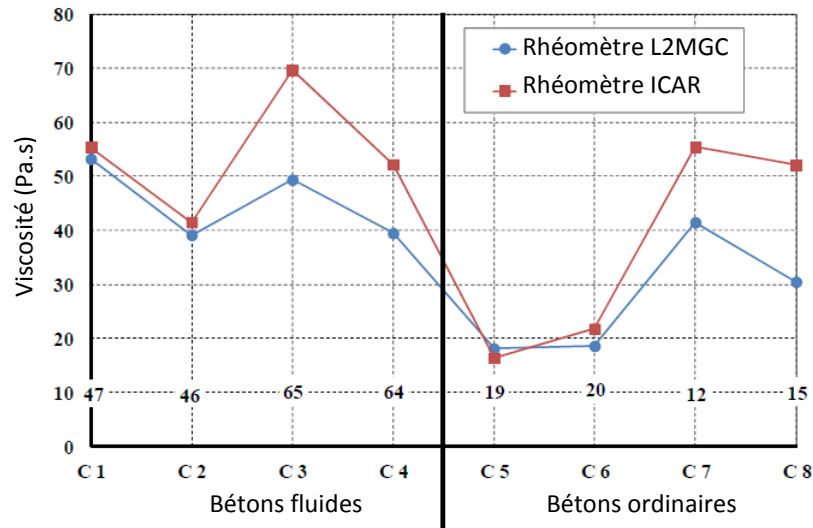


Figure 1.24 : Etude comparative sur la viscosité en fonction des rhéomètres utilisés (Soualhi, 2014)

IV.3. Effets perturbateurs dans les rhéomètres à béton :

IV.3.1. Le glissement aux parois :

Le glissement est essentiellement lié à la décroissance naturelle de la concentration solide près d'une paroi lisse en l'absence d'interactions particulières entre les particules et la paroi. La fraction de suspension proche de la paroi devient moins visqueuse que le reste du matériau, et subit donc un cisaillement plus intense. Ce phénomène a pour conséquence de réduire le niveau de contrainte mesurée pour une vitesse de cisaillement donnée, ce qui se traduit par une viscosité plus faible que la viscosité réelle (Coussot et *al.*, 1999).

Dans le cas d'une géométrie rotative, le glissement du béton sur les parois de la cuve du rhéomètre est un problème expérimental très fréquent (El-Kissi et *al.*, 2006). Pour limiter les glissements aux parois, il est nécessaire d'utiliser un revêtement rugueux (figure 1.17) ou répartir des baguettes sur la face intérieure du récipient (figures 1.16, 1.19). Pour la rugosité de la surface du cylindre intérieur, on utilise un croisillon comme cylindre tournant, c'est-à-dire un axe muni de pâles (rhéomètre ICAR, LGCGM) (Huang, 2006).

Les rhéomètres de types agitateurs cités précédemment, ont aussi recours à un large diamètre du cylindre extérieur (récipient) ce qui favorise la formation d'une zone non cisailée en zone extérieure en présence de suspensions granulaires concentrées fermes (Mokeddem, 2012).

IV.3.2. La fracturation :

Le phénomène de fracturation est similaire à celui du glissement. Il s'agit d'une discontinuité marquée du profil de vitesses le long d'un plan de cisaillement (Coussot et *al.*, 1999).

Le fait d'empêcher le phénomène de glissement, suite à l'utilisation de parois rugueuses, cela peut conduire à la fracturation du matériau. La déformation sera alors localisée et pourra entraîner un glissement dans le volume du matériau (El Kissi et *al.*, 2006).

IV.3.3. La sédimentation:

Lors d'un essai rhéologique, la sédimentation se produit en présence de la gravité, ce qui est le cas de l'ensemble des rhéomètres à béton. Elle conduit à une accumulation des particules dans la partie la plus basse de la géométrie d'écoulement. La suspension cisailée est alors hétérogène, avec des couches moins visqueuses que le matériau initial et d'autres couches plus visqueuses correspondant à la zone d'accumulation des particules. La sédimentation est signe d'un béton non homogène (Coussot et *al.*, 1999). Une estimation visuelle de ce phénomène peut être réalisée en fin d'essai lors de la vidange de la cuve (Ovarlez et *al.*, 2006).

IV.3.4. La migration:

Le phénomène de migration de particules vers les zones de moindre cisaillement peut aussi apparaître dans certains cas. Ce phénomène s'accroît lorsque l'entrefer est trop faible (Mokeddem, 2012) ou lorsqu'il est trop large (Hot, 2013), d'où la nécessité d'avoir un entrefer idéal pour assurer un cisaillement homogène et de permettre aussi la caractérisation d'un volume d'échantillon représentatif. A ce titre, Coussot et *al.* (1999) recommandent un entrefer supérieur à dix fois la taille des plus grosses particules en suspension.

IV.3.5. L'évaporation:

L'évaporation intervient pour des rhéomètres à grande surface libre où le matériau n'est pas protégé contre l'évaporation d'eau avant d'effectuer l'essai. Elle a pour conséquence d'augmenter la viscosité du matériau restant car la concentration en particules solides augmente (Coussot et *al.*, 1999).

IV.3.6 Influence de la pâle :

Plusieurs auteurs (Koehler et *al.*, 2004 ; Yahia et *al.*, 2006 ; Soualhi et *al.*, 2016) se sont intéressés à l'influence de la pâle utilisée pour les essais rhéologiques.

Généralement, la contrainte de cisaillement est calculée uniquement sur la base des frottements latéraux de la pâle où la vitesse de cisaillement est constante pour une vitesse de rotation donnée.

Les pâles pleines (à plusieurs faces) peuvent générer des frottements non négligeables au niveau de ses faces extrêmes (supérieure et inférieure), ce qui engendre généralement des problèmes de ségrégation à la fin des essais (Soualhi et *al.*, 2016).

IV.3.7. Influence du profil de vitesse :

Certains profils de vitesse peuvent amener à la ségrégation du mélange ou à l'obtention de couples moins stables (Soualhi et *al.*, 2016). C'est la raison pour laquelle le profil de vitesse adopté pour les essais au rhéomètre, doit être constitué de plusieurs paliers de vitesse, afin d'avoir suffisamment de points nécessaires pour caractériser correctement le comportement du béton. Ces paliers de vitesses doivent aussi être bien espacés, pour bien

distinguer les différentes paires (Ω, M) . De plus, le temps de pré-cisaillement nécessaire doit augmenter avec l'augmentation de la vitesse maximale imposée.

V. Equations dérivées pour rhéomètres coaxiaux

Les dérivations utilisées dans la rhéologie des bétons sont fondées sur les hypothèses suivantes :

- l'écoulement entre les deux cylindres doit être stable et laminaire,
- les effets d'inertie peuvent être ignorés,
- Les équations sont indépendantes de l'emplacement du cylindre mobile (le cylindre mobile peut être celui de l'intérieur ou de l'extérieur),
- la vitesse du matériau en contact avec la surface d'un cylindre est égale à la vitesse de ce cylindre,
- Le matériel doit être homogène pendant l'essai,
- Il n'y a pas de glissement entre le cylindre et le matériau adjacent.

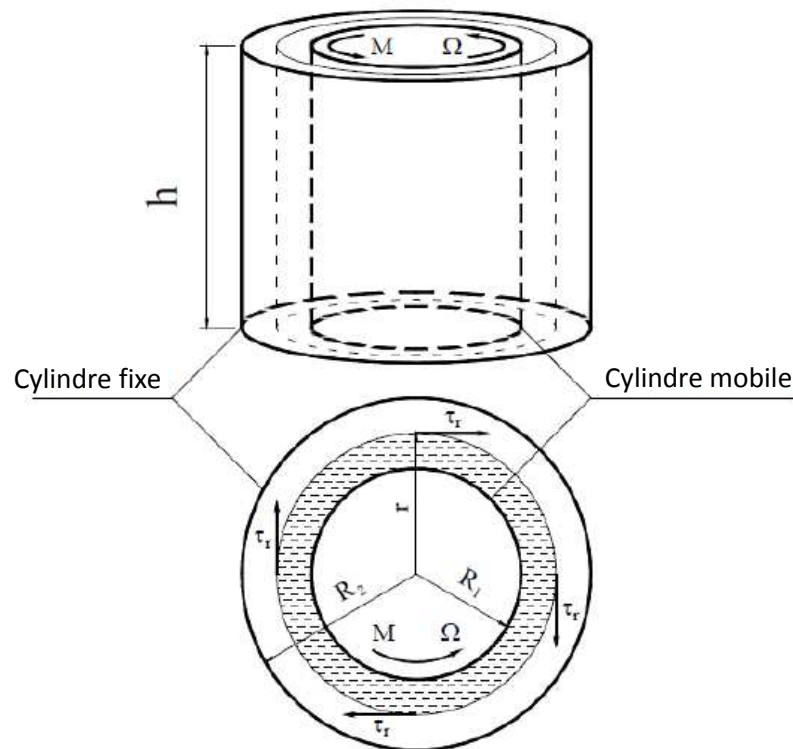


Figure 1.25: Principe de fonctionnement des rhéomètres à cylindres coaxiaux (type Couette).

Pour une vitesse angulaire (Ω) constante du cylindre mobile, la contrainte de cisaillement dépend du rayon r et la somme des moments appliqués au fluide doit être nulle puisqu'il n'est soumis à aucune accélération. Le couple (M) est ainsi constant en tout point de l'échantillon qui se trouve à une distance r de l'axe du cylindre $(R_2 \leq r \leq R_1)$.

$$M = r \cdot \tau \cdot S = 2\pi r^2 h \cdot \tau \quad (1.23)$$

Et donc :

$$\tau = \frac{M}{2\pi r^2 h} \quad (1.24)$$

h est la hauteur du cylindre, τ la contrainte de cisaillement et S la surface cisailée ($S = 2\pi rh$). L'équation (1.24) montre que la contrainte de cisaillement diminue en s'éloignant de l'axe du rhéomètre.

La vitesse de cisaillement dépend de la variation de la vitesse angulaire dans la couche de fluide cisailée. Cette vitesse est donnée par l'équation (1.25).

$$\dot{\gamma} = r \frac{d\omega(r)}{dr} \quad (1.25)$$

V.1. Comportement linéaire de Bingham :

V.1.1. Approche Reiner – Riwlin :

Pour un fluide de Bingham, la dérivation des paramètres d'écoulement se base sur l'équation (1.7) définie précédemment et répétée ci-dessous :

$$\tau = \tau_{0,B} + \mu\dot{\gamma} \quad (1.7)$$

En réarrangeant l'équation (1.7), on obtient :

$$\dot{\gamma} = \frac{\tau - \tau_{0,B}}{\mu} \quad (1.26)$$

En utilisant les équations (1.24) et (1.25), on aura :

$$r \frac{d\omega(r)}{dr} = \frac{M}{2\pi r^3 h \mu} - \frac{\tau_{0,B}}{\mu} \quad (1.27)$$

En supposant que l'écoulement se produit dans tout l'anneau, l'intégration est effectuée entre les bornes $\omega = \Omega$ à $r = R_1$ et $\omega = 0$ à $r = R_2$.

$$\int_0^\Omega d\omega(r) = \int_{R_1}^{R_2} \left(\frac{M}{2\pi r^3 h \mu} - \frac{\tau_{0,B}}{\mu r} \right) dr \quad (1.28)$$

L'équation (1.29) de Reiner – Riwlin est le résultat de l'intégration. Cette équation est spécifique pour le modèle de Bingham caractérisé par une ligne droite dont la pente définit la viscosité plastique.

$$\Omega = \frac{M}{4\pi h \mu} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) - \frac{\tau_{0,B}}{\mu} \ln \left(\frac{R_2}{R_1} \right) \quad (1.29)$$

En remplaçant la vitesse angulaire (Ω) par la vitesse de rotation (N), et en réarrangeant l'équation 1.29, on aura :

$$M = \frac{4\pi h \tau_{0,B}}{\left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right)} \ln \left(\frac{R_2}{R_1} \right) + \frac{\mu 8\pi^2 h}{\left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right)} N \quad (1.30)$$

Avec : $\Omega = 2\pi N$

N : vitesse de rotation en [rps], Ω : vitesse angulaire en [rad/s]

L'ajustement linéaire des données expérimentales du couple en fonction de la vitesse de rotation est aussi exprimé par la forme suivante :

$$M = G_B + H_B \cdot N \quad (1.31)$$

G_B et H_B sont respectivement la résistance à l'écoulement et le facteur de viscosité pour un fluide Binghamien.

Les paramètres rhéologiques exprimés par les relations (1.32) et (1.33) peuvent être calculés.

$$\tau_{0,B} = \frac{G_B}{4\pi h} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \frac{1}{\ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right)} \quad (1.32)$$

$$\mu_B = \frac{H_B}{8\pi^2 h} \cdot \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \quad (1.33)$$

Dans certains cas, la contrainte de cisaillement $\tau(r)$ peut être inférieure au seuil de cisaillement du matériau τ_0 dans une portion non négligeable de l'entrefer de la géométrie. Dans ce cas, le matériau ne s'écoule que dans une zone à proximité du cylindre interne. Ce phénomène, généralement distingué dans une géométrie à entrefer large, induit à un cisaillement hétérogène et cause de l'apparition d'une zone non cisillée appelée aussi la zone morte (figure 1.26).

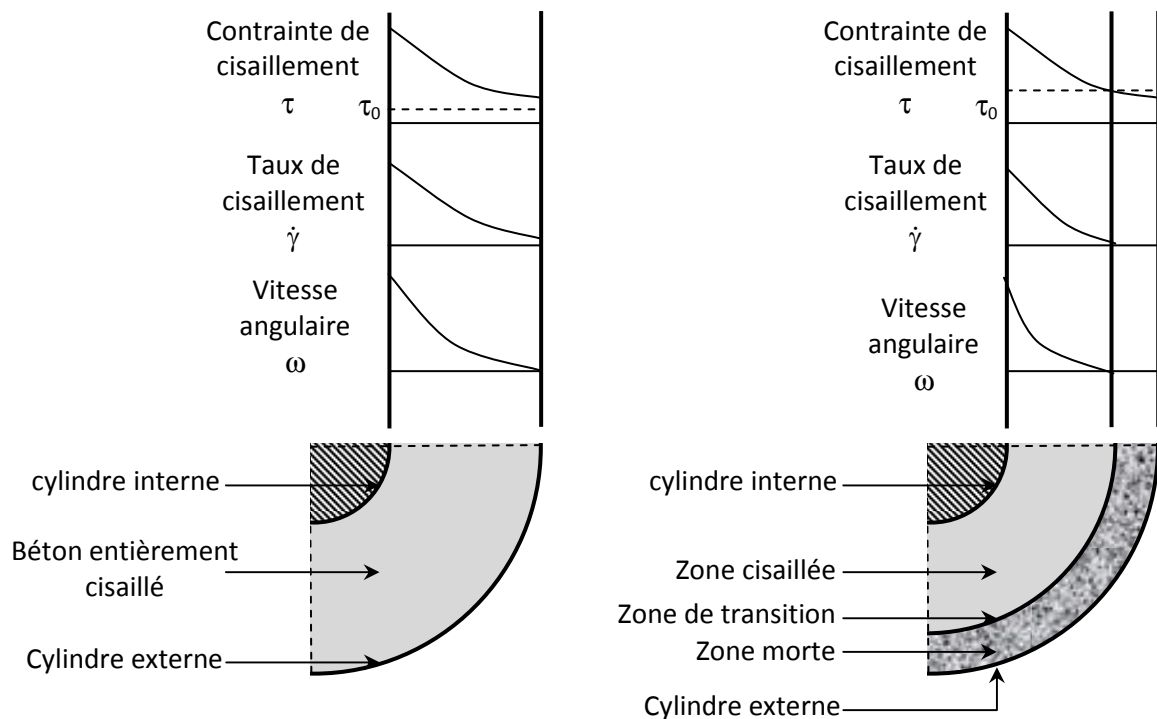


Figure 1.26 : Écoulement d'un fluide Binghamien dans un rhéomètre à cylindres coaxiaux
(a) Sans zone morte (b) avec zone morte (Koehler et *al.*, 2004)

Le matériau dans la zone morte est soumis à des contraintes de cisaillements inférieures à son seuil de cisaillement et donc ne s'écoule pas. Le taux de cisaillement et la vitesse angulaire sont nulles au niveau du rayon de la zone de transition entre le matériau et la zone morte (figure 1.26). Dans ce cas, l'application de l'équation (1.29) de Reiner – Rivlin peut conduire à des erreurs dans le calcul des paramètres rhéologiques car les bornes d'intégration de l'équation (1.28) doivent être changées par $\omega = \Omega$ à $r = R_1$ et $\omega = 0$ à

$r_c = (M/(2\pi h\tau_0))^{1/2}$ (rayon critique). Avec ces bornes, le résultat de l'intégration de l'équation (1.28) est donné par l'expression (1.34).

$$\Omega = \frac{M}{4\pi h\mu} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{2\pi h\tau_0}{M} \right) - \frac{\tau_0}{2\mu} \ln \left(\frac{M}{2\pi h\tau_0 R_1^2} \right) \quad (1.34)$$

Le rayon critique, qui représente la limite du cisaillement, est donné par l'expression suivante :

$$r_c = \sqrt{\frac{M}{2\pi h\tau_0}} \quad (1.35)$$

L'équation (1.34) peut être résolue avec une optimisation non linéaire. L'initialisation du calcul s'effectue via une estimation de la viscosité plastique et du seuil de cisaillement en fonction de la classe du béton testé. Pour chaque couple mesuré avec le rhéomètre, le rayon critique (r_c) est calculé puis comparé au rayon externe (du récipient) afin de définir si le cisaillement est total ou partiel (Soualhi, 2014).

L'équation (1.36) permet de déterminer la vitesse angulaire minimale nécessaire pour éviter la localisation de l'écoulement :

$$\Omega = \frac{\tau_0}{\mu} \left[\frac{1}{2} \left(\left(\frac{R_2}{R_1} \right)^2 - 1 \right) - \ln \left(\frac{R_2}{R_1} \right) \right] \quad (1.36)$$

A partir de l'équation (1.36), il est évident que cette zone morte dépend de trois paramètres: la vitesse de rotation, le rapport seuil de cisaillement/viscosité plastique et le rapport entre le rayon externe et le rayon interne.

Pour un béton autoplaçant caractérisé par un seuil de cisaillement proche de zéro, l'erreur due au fait de négliger la zone morte est proche de zéro (figure 1.27), ce qui n'est pas le cas des bétons fermes (Koehler et *al.*, 2004).

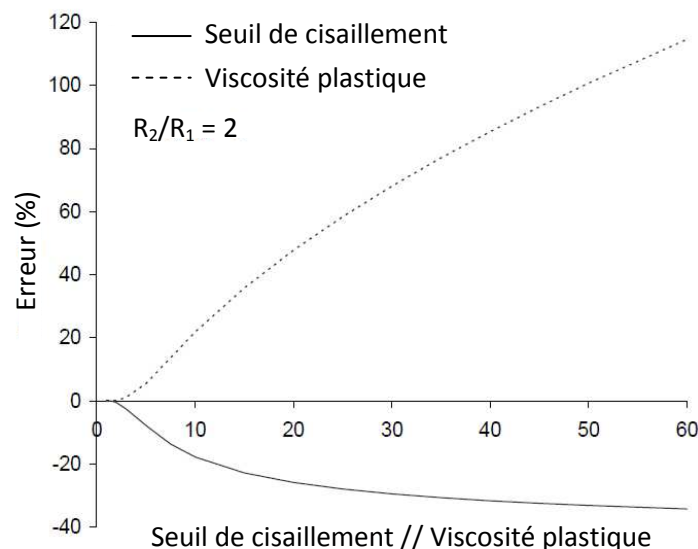


Figure 1.27 : Influence du rapport seuil de cisaillement/viscosité plastique sur l'erreur due à la négligence de la zone morte (Vitesse de rotation = 10 rpm à 60 rpm) (Koehler et *al.*, 2004).

V.1.2. Approche d'Estellé et al. (2008) :

Estellé et al. (2008 b) ont développé une autre approche pour déterminer la courbe d'écoulement à partir des données expérimentales de couple et de vitesse de rotation. L'approche consiste à considérer un fluide en écoulement comme étant un fluide de Bingham et calculer les taux de cisaillements et les contraintes correspondantes lorsque respectivement le fluide est partiellement et complètement cisailé dans l'entrefer.

Le taux de cisaillement pour le modèle de Bingham peut être exprimé par l'équation (1.37) lorsque le fluide est partiellement cisailé (localisation du cisaillement) et par l'équation (1.38) lorsqu'il est complètement cisailé dans l'entrefer.

$$\dot{\gamma} = 2M \frac{d\Omega}{dM} \quad (1.37)$$

$$\dot{\gamma} = 2 \frac{M(d\Omega/dM)}{1-(R_b^2/R_c^2)} - \frac{\Omega - M(d\Omega/dM)}{\ln(R_b/R_c)} \quad (1.38)$$

Où : R_b désigne le rayon du cylindre interne et R_c est le rayon externe. Ω et M représentent respectivement la vitesse de rotation du cylindre interne et son couple.

Le taux de cisaillement engendré par une vitesse de rotation Ω_i peut être déterminé par la formule (1.39)

$$\dot{\gamma} = \max(\text{Eq. (1.37)} ; \text{Eq. (1.38)}) \quad (1.39)$$

$$\text{Avec : } \frac{d\Omega}{dM} \cong \frac{\Omega_j - \Omega_{j-1}}{M_j - M_{j-1}} ; \quad (1.40)$$

Donc, à partir d'une rampe croissante et/ou décroissante en vitesse de rotation Ω , on peut calculer la vitesse de cisaillement, ainsi que la contrainte correspondante à partir de l'équation (1.41).

$$\tau_i = \frac{1}{2} (\tau_j + \tau_{j-1}) \quad (1.41)$$

$$\text{Avec } \tau_j(M) = \frac{M_j}{2\pi h R_b^2} \quad (1.42)$$

Où : h désigne la hauteur du cylindre interne.

Cette procédure d'obtention d'une courbe d'écoulement dans une géométrie Couette a été testée et validée pour différents fluides et tailles d'entrefer (Estellé et al., 2008b), et étendue avec succès à une géométrie vane pour plusieurs types de matériaux (Estellé, 2008 c), ainsi qu'à des géométries de mélange (Estellé et al., 2008 d).

Récemment, les mêmes auteurs (Lanos et al., 2016) ont proposé une nouvelle approche plus simplifiée pour tracer les courbes d'écoulement des BAP en considérant qu'ils présentent une relation $\tau(2\Omega)$ principalement linéaire et que le béton est équivalent à un fluide de Bingham ayant un seuil de cisaillement égal à :

$$\tau_0 = \frac{2M_0}{\pi D^2 \left(h + \frac{D}{6}\right)} \quad (1.43)$$

Où M_0 l'intercepte de la courbe $M(\Omega)$, h et D représentent respectivement la hauteur et le diamètre de la vane.

Les contraintes de cisaillement en fonction des couples (M) sont calculées par l'équation :

$$\tau = \frac{2M}{\pi D^2 h} - \frac{D\tau_0}{6h} \quad (1.44)$$

Pour un cisaillement partiel ($\tau < \tau_0 \cdot R_c^2/R_b^2$):

$$\dot{\gamma} = \frac{2\Omega}{1 - \frac{\tau_0}{\tau} \ln\left(\frac{\tau}{\tau_0}\right)} \quad (1.45)$$

Pour un cisaillement total ($\tau > \tau_0 \cdot R_c^2/R_b^2$):

$$\dot{\gamma} = 2\Omega + \frac{2\tau_0}{\mu} \ln\left(\frac{R_c}{R_b}\right) + \frac{\tau}{\mu} \left(\frac{R_b}{R_c}\right)^2 - \frac{\tau_0}{\mu} \quad (1.46)$$

Avec :

$$\mu = a \left(1 - \left(\frac{R_b}{R_c}\right)^2\right) \quad (1.47)$$

Où « a » est la pente de la courbe $\tau(2\Omega)$

V.2. Comportement non linéaire :

V.2.1. Modèle Herschel Bulkley :

Les fluides d'Herschel Bulkley ont la particularité de s'écouler au-dessus d'un seuil critique τ_0 et la contrainte de cisaillement suit une loi puissance comme présentée dans l'équation 1.8:

$$\tau = \tau_{0,HB} + K \dot{\gamma}^n \quad (1.8)$$

Dans ce cas, la relation expérimentale du couple (M) en fonction de la vitesse de rotation (N) est une relation non linéaire exprimée sous la forme suivante:

$$M = G_{HB} + H_{HB} \cdot N^j \quad (1.48)$$

Heirman et *al.* (2008) ont proposé une méthode d'intégration pour résoudre le problème Couette inverse pour décrire le comportement Herschel-Bulkley et déterminer les paramètres rhéologiques τ_0 et K . Dans cette méthode, il a été supposé que le coefficient n est égal à celui obtenu par les données brutes du rhéomètre représentant le couple en fonction de la vitesse de rotation.

L'approche a consisté à résoudre le problème inverse en trouvant les solutions inverses des deux sous-fonctions $M'=G_{HB}$ et $M''=H_{HB} \cdot N^j$ et de les sommer par la suite.

- Approche d'intégration du problème Couette inverse pour $M'=G_{HB}$:

En utilisant la démarche précédente pour les fluides de Bingham, on aura :

$$\tau_{0,HB} = \frac{G_{HB}}{4\pi h} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \frac{1}{\ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right)} \quad (1.49)$$

- Approche d'intégration du problème Couette inverse pour $M'' = H_{HB} N^j$

$$\frac{M''}{2\pi r^2 h} = K \left(r \frac{d\Omega}{dr} \right)^n \quad (1.50)$$

En appliquant les mêmes conditions aux limites mentionnées précédemment pour les fluides Binghamiens, l'intégration de (1.50) sera sous la forme suivante :

$$\int_{R_1}^{R_2} \left(\left(\frac{M''}{2\pi r^2 h K} \right)^{1/n} \frac{1}{r} \right) dr = \int_0^{\Omega} d\Omega \quad (1.51)$$

dont la solution est présentée par l'équation 1.52 :

$$M'' = \frac{2^{2n+1} \pi^{n+1} h K}{n^n \left(\frac{1}{R_1^{2/n}} - \frac{1}{R_2^{2/n}} \right)} N^n = H_{HB} \cdot N^j \quad (1.52)$$

Ainsi : $n = j$

$$\text{Et : } K_{HB} = \frac{H_{HB}}{2^{2n+1} \pi^{n+1} h} n^n \left(\frac{1}{R_1^{2/n}} - \frac{1}{R_2^{2/n}} \right)^n \quad (1.53)$$

Comme pour l'équation de « Reiner-Riwlin », la solution analytique pour un fluide de Herschel-Bulkley peut également être exprimée comme suit:

$$M = \frac{4\pi h \tau_{0,HB}}{\left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right)} \ln \left(\frac{R_2}{R_1} \right) + \frac{2^{2n+1} \pi^{n+1} h K}{n^n \left(\frac{1}{R_1^{2/n}} - \frac{1}{R_2^{2/n}} \right)} N^n = G_{HB} + H_{HB} N^j \quad (1.54)$$

Cette relation (1.54) est valable pour les fluides rhéoépaississants ainsi que pour les fluides rhéofluidifiants.

Cas du BTRhéom :

Le BTRhéom est basé sur la géométrie des plaques parallèles (figure 1.28). Le principe est semblable à l'équation de Reiner-Riwlin pour les cylindres concentriques. Les données dans le diagramme (M – N) sont adaptées au moyen de l'équation (1.55). Les formules de transformation pour le modèle Herschel-Bulkley imposé sont données dans les équations (1.56) et (1.57) (De Larrard et al., 1998).

$$M = G_{HB} + H_{HB} N^j \quad (1.55)$$

$$\tau_0 = \frac{3}{2\pi(R_2^3 - R_1^3)} G_{HB} \quad (1.56)$$

$$K_{HB} = 0,9 \frac{n+3}{(2\pi)^{n+1}} \cdot \frac{h^n}{(R_2^{n+3} - R_1^{n+3})} H_{HB} \quad (1.57)$$

$n = j$

Où :

R_2 : rayon du cylindre extérieur (120 mm).

R_1 : rayon de l'axe de raccordement (20 mm).

h : hauteur de l'échantillon (100 mm).

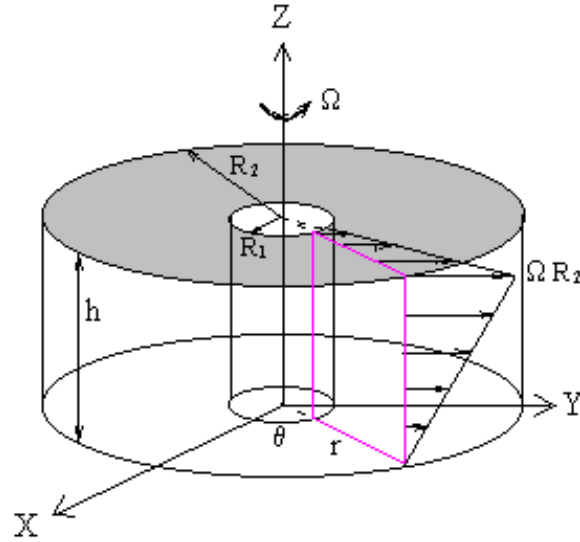


Figure 1.28: Champ de vitesse dans le BT-Rheom

V.2.2. Modèle de Bingham modifié :

Les fluides de Bingham modifié ont la particularité de s'écouler au-dessus d'un seuil critique τ_0 et la contrainte de cisaillement suit une loi polynomiale du second degré comme présenté dans l'équation (1.13) :

$$\tau = \tau_{0,BM} + \mu_{BM} \cdot \dot{\gamma} + c_{BM} \cdot \dot{\gamma}^2 \quad (1.13)$$

La relation entre le couple et la vitesse de rotation est présentée par l'équation (1.58) :

$$M = G + H \left(\frac{\Omega}{2\pi} \right) + C \left(\frac{\Omega}{2\pi} \right)^2 = G + H \cdot N + C \cdot N^2 \quad (1.58)$$

En 2013, Feys et al. ont développé une extension de l'équation de Reiner-Riwlin pour déterminer les paramètres du modèle de Bingham modifié.

$$\frac{M}{2\pi r^2 h} = \tau_0 + \mu \left(r \frac{d\omega}{dr} \right) + c \left(r \frac{d\omega}{dr} \right)^2 \quad (1.59)$$

Et donc :

$$\int_{R_1}^{R_2} \left(\frac{M}{2\pi r^3 h} - \frac{\tau_0}{r} \right) dr = \int_0^\Omega \mu d\omega + \int_0^\Omega c \left(r \frac{d\omega}{dr} \right) d\omega \quad (1.60)$$

La résolution de cette intégrale est exprimée par l'équation (1.61) (Feys et al., 2013) :

$$\frac{M(R_2 - R_1)}{4\pi h} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) - \tau_0(R_2 - R_1) \ln \left(\frac{R_2}{R_1} \right) - \mu(R_2 - R_1)\Omega + c \frac{\Omega^2}{2} (R_2 - R_1) = c R_2 \Omega^2 \quad (1.61)$$

En remplaçant la vitesse angulaire (Ω) par la vitesse de rotation (N), et en réarrangeant l'équation (1.61), on aura :

$$M = \frac{4\pi h \ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right)}{\left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2}\right)} \tau_0 + \frac{8\pi^2 h}{\left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2}\right)} \mu N + \frac{8\pi^3 h}{\left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2}\right)} \frac{(R_2 + R_1)}{(R_2 - R_1)} c N^2 = G + H \cdot N + C \cdot N^2 \quad (1.62)$$

Donc :

$$\tau_{0,BM} = \frac{G}{4\pi h \ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right)} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2}\right) \quad (1.63)$$

$$\mu_{BM} = \frac{H}{8\pi^2 h} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2}\right) \quad (1.64)$$

$$c_{BM} = \frac{C}{8\pi^3 h} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2}\right) \frac{(R_2 - R_1)}{(R_2 + R_1)} \quad (1.65)$$

VI. Conclusion :

Dans ce chapitre, les principaux modèles rhéologiques adaptés aux bétons ont été défini. La recherche bibliographique a montré que le modèle de Bingham peut être utilisé pour décrire le comportement des BAP. Toutefois, les modèles non linéaires, spécialement celui d'Herschel-Bulkley ou de Bingham modifié serait mieux adaptés à cette nouvelle famille des bétons. Par contre, l'évolution de la viscosité apparente en fonction de la vitesse de cisaillement (rhéofluidifiant ou rhéoépaississant), pour les modèles non linéaires, peut dépendre de certains paramètres intrinsèques ou extrinsèques au mélange.

Les outils de caractérisation rhéologique utilisés pour l'étude des suspensions granulaires ont été aussi décrits en détail dans ce chapitre. L'étude comparative a clairement indiqué que les valeurs des paramètres rhéologiques peuvent varier significativement en fonction de l'appareil utilisé, mais restent cependant corrélées. Toutefois, la facilité d'utilisation et de déplacement au niveau des chantiers ont favorisé l'utilisation d'outils plus pratiques tels que les agitateurs ICAR ou L2MGC. Cependant, pour définir les grandeurs rhéologiques avec ces agitateurs, des lois de passage usuelles pour transformer la relation Vitesses de rotation / Couples appliquées, vers la relation Taux de cisaillement / Contraintes de cisaillement, doivent être maîtrisées. Toutefois, il faut noter que ces équations diffèrent en fonction du modèle rhéologique adapté à l'écoulement. Si l'utilisation des équations développées par Estellé et *al.* (2008) restent uniquement spécifiques au modèle linéaire de Bingham, d'autres chercheurs (Heirman et *al.*, 2008 ; Feys et *al.*, 2013) se sont concentrés sur l'intégration de l'équation de Reiner-Riwlin pour développer des lois de passage pour les modèles non linéaires tels que celui d'Herschel-Bulkley ou de Bingham modifié.

CHAPITRE 2

Bétons Autoplaçants : Formulation & Caractérisation

I. Introduction.....	40
II. Composition des BAP.....	41
III. Formulation des BAP.....	41
IV. Caractérisation des BAP à l'état frais.....	67
V. Corrélation entre grandeurs expérimentales et paramètres rhéologiques des BAP...69	
V. Conclusion	72

I. Introduction :

De nos jours, le béton est le « produit » de centrales et le « matériau de construction » utilisé par excellence par la majorité des entreprises de réalisation. Sa composition devient spécifiquement adaptée à la problématique de chaque ouvrage, que ce soit en terme de fluidité pour la mise en place, ou en terme de comportement mécanique pour supporter diverses sollicitations ou encore en terme de durabilité pour résister aux environnements agressifs. Ajoutées à ces performances, d'autres exigences afférentes à la construction moderne comme l'esthétique, la réduction des nuisances sur les chantiers, la remise en service rapide et aussi le développement durable.

L'arrivée du béton autoplaçant a marqué une nouvelle étape dans l'histoire du matériau béton. Ce béton innovant dans le domaine de la construction civile, bâtiment et travaux publics, apporte de « nouvelles » réponses et présente plusieurs intérêts d'ordre techniques (pompabilité, mise en œuvre gravitaire) et socio-économiques (réduction de la pénibilité au travail, gain des ressources).

La réflexion sur la nécessité de fabriquer des bétons autoplaçants (BAP) est attribuée aux japonais, pour améliorer la pérennité des structures en béton qui était souvent remise en question, en raison d'un serrage non conforme aux règles de l'art à cause de l'absence de main d'œuvre qualifiée dans les techniques de vibration de béton, pour des éléments à haute densité de ferrailage (Okamura, 1997).

La norme NF EN 206-9 définit le béton autoplaçant comme un « béton qui s'écoule et se compacte par seul effet gravitaire, capable de remplir le coffrage avec son ferrailage, ses gaines, réservations, etc., tout en conservant son homogénéité ». Ces bétons dits « spéciaux », sont donc très fluides, et se mettent en place sans apport de moyen de serrage interne ou externe, même dans des coffrages à densité d'armatures élevée. En plus, les BAP ont ouvert la voie par leur fluidité, à un autre registre relatif à la qualité ornementale des parements.

Des avantages environnementaux peuvent aussi être associés comme la substitution du ciment par des additions minérales, à l'exemple des fillers calcaires ou encore par les déchets industriels récupérés comme les cendres volantes, ayant pour intérêt de réduire l'utilisation du ciment, dont la production est énergivore et dégage de grandes quantités de CO₂.

La fluidité qui représente le principal avantage des BAP est également son plus grand inconvénient car la dispersion des particules les plus fines (liant) par un superplastifiant peut conduire à une matrice tellement fluide qu'elle peut se séparer des inclusions granulaires les plus grosses (agrégats). C'est la raison pour laquelle ces bétons ne peuvent être qualifiés d'autoplaçants, que si le matériau possède à l'état frais, les deux propriétés complètement contradictoires : la fluidité et l'homogénéité.

II. Composition des BAP :

Les BAP se distinguent principalement des bétons ordinaires (BO) par un dosage en éléments fins plus élevé et donc un volume de pâte plus important et par conséquent un volume de gravillon plus faible.

En général, les BAP possèdent un même dosage en ciment et en eau que les BO, et un volume de sable assez proche. C'est essentiellement l'ajout d'addition minérale qui sert de substitut aux gravillons (figure 2.1).

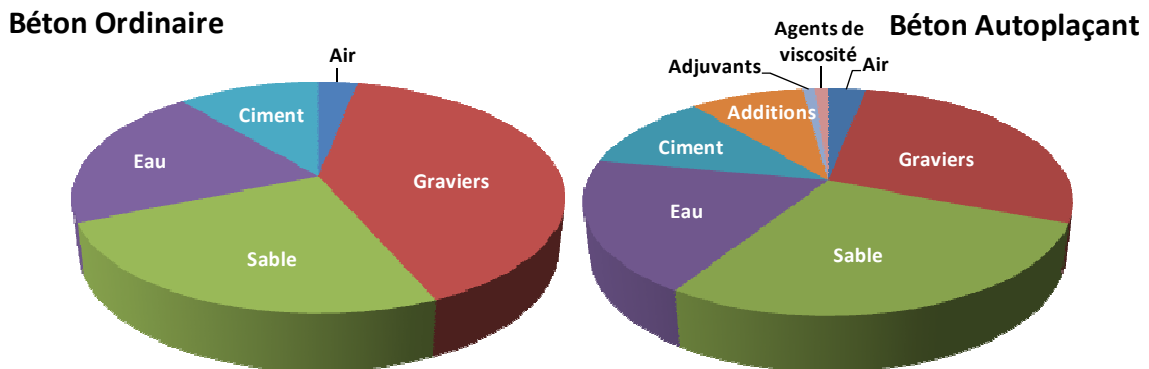


Figure 2.1 : Comparaison entre la composition type d'un BO et celle d'un BAP

Ainsi, le volume et la dimension maximale (D_{max}) des gravillons doivent être réduits pour permettre une meilleure lubrification du système et un enrobage correct et suffisant des granulats par le mortier, ce qui permet d'éviter les phénomènes de blocage (Diederich, 2010).

Le volume de la pâte doit en conséquence être optimisé par l'utilisation des additions minérales qui offrent au béton un volume de fines élevé tout en limitant les effets négatifs d'un dosage trop important de ciment. Cependant, il est primordial d'utiliser un défloculant (adjuvant de type superplastifiant) au BAP afin de garantir la fluidité recherchée.

D'autres composants chimiques tels que les agents colloïdaux, dits de viscosité, peuvent aussi être introduits afin d'éviter les problèmes de ségrégation et de ressuage, et d'assurer donc une meilleure stabilité au béton.

III. Formulation des BAP :

Si les méthodes existantes pour la formulation des bétons traditionnels reposent sur l'optimisation de la compacité, en suggérant pour certains de mesurer les compacités intrinsèques des constituants, ou pour d'autres, de s'approcher d'une courbe de référence, supposée donner au mélange des matériaux granulaires utilisés, la compacité maximale (de Larrard, 1999), les méthodes développées jusqu'à ce jour pour la formulation des BAP varient largement avec la méthodologie préconisée.

La formulation des bétons autoplaçants passe généralement par le choix des classes granulaires et du volume des agrégats, le volume de la pâte et la composition de la pâte responsable de la rhéologie du mélange.

Shi et *al.* (2015) ont relevé que les démarches existantes pour la formulation des BAP peuvent être classifiées en cinq catégories où l'approche se base sur :

- l'expérience,
- la résistance mécanique,
- l'empilement granulaire,
- l'analyse statistique,
- la rhéologie.

III.1. Méthodes basées sur l'expérience :

Ces méthodes reposent sur la connaissance des ordres de grandeurs des dosages des constituants recommandés. La démarche consiste à déterminer les proportions du mélange initial du BAP, et de les ajuster en passant par la réalisation d'essais d'étude.

Okamura et *al.* (1995) furent les premiers à proposer une méthode de formulation des BAP en se basant sur des expériences. Cette méthode consiste à privilégier le volume de la pâte au détriment des granulats. Elle consiste d'abord à fixer le volume de gravier à 50% du volume du béton et celui du sable à 40% du volume du mortier. Le rapport volumique E/L est fixé entre 0,9 et 1,0 selon les propriétés de la poudre. Enfin, le dosage en superplastifiant et le rapport final E/L sont ajustés jusqu'à l'obtention d'un BAP qui répond aux exigences recherchés.

Cette méthode de formulation présente l'intérêt de sa simplicité et reste très sécuritaire, c'est-à-dire que le volume de gravillon est sous-estimé afin de garantir l'absence de tout blocage. Par ailleurs, le volume de la pâte devient très important, ce qui amène aussi à utiliser un dosage élevé en superplastifiants ; ce qui rend la démarche loin d'être économique et peut conduire à des risques accrus de déformations différées.

Un autre inconvénient de cette méthode se résume dans le fait qu'elle ne considère pas le confinement réel du béton dans la structure, qui reste le paramètre principal devant piloter le dosage en gravillon.

En 2003, Edamatsu et *al.* ont amélioré la méthode en fixant toujours le volume de gravier à 50% du volume du solide et en déterminant expérimentalement le dosage du sable par des essais d'écoulement au V-Funnel et le rapport volumétrique E/L ainsi que le dosage des superplastifiants par des essais d'étalement au mini-cône et d'écoulement au V-Funnel sur mortiers.

Comparée à l'approche d'Okamura, cette méthode peut être plus efficace sur des liants et des agrégats de différentes qualités. Cependant, davantage de travail est exigé pour caractériser les propriétés des matériaux utilisés notamment la compatibilité entre les liants et les adjuvants.

En 2009, Domone et *al.* ont également proposé une autre méthode basée sur l'expérience appelée la méthode « UCL ». Les auteurs fixent le dosage initial des gravillons (Tableau 2.2) en fonction des propriétés du béton recherchés (Tableau 2.1), alors que le volume du sable est considéré à 45% du volume du mortier.

Tableau 2.1 : Classification des BAP selon l'EFNARC (2005)

Etalement		Viscosité			Capacité de passage		Résistance à la ségrégation	
Classes	Etalement (mm)	Classes	T500 (sec)	V-funnel (sec)	Classes	H ₂ /H ₁ Boîte en L	Classes	% de laitance
SF1	550 à 650	VS1/VF1	≤ 2	≤ 8	PL1	≥ 0,80 (avec 2 barres)	SR1	≤ 20
SF2	660 à 750	VS2/VF2	> 2	9 à 25	PL2	≥ 0,80 (avec 3 barres)	SR2	≤ 15
SF3	760 à 850							

La composition de la pâte, notamment le rapport E/L et le dosage des superplastifiants sont déterminés sur la base d'essais sur mortiers en utilisant un mini-cône et un V-Funnel adaptés à cet effet.

Une fois les proportions du mélange estimées, la formulation est caractérisée et peut être ajustée en utilisant les essais standards pour les BAP.

Tableau 2.2: Valeurs recommandées (D_{max} 16 ou 20mm) du pourcentage des gravillons pour les mélanges initiaux (Domone, 2009)

Etalement	Viscosité V-Funnel	Volume initial des gravillons (V_{ca}) [%]
SF1 / SF2 / SF3	Non spécifié	38
	≤ 8 sec (VF1)	30
	> 8 et ≤ 15 sec (VF2)	35
	> 15 sec (VF2)	38
< 700 (SF1/ SF2)		aucun mélange possible
700 – 750 (SF2)	≤ 8 sec	34
> 750 (SF3)		38
< 700 (SF1/ SF2)		aucun mélange possible
700 – 800 (SF2/SF3)	≤ 4 sec	32
> 800 (SF3)		35

En 2014, Khaleel et *al.* ont proposé une autre méthode de formulation des BAP en substituant partiellement le ciment par le métakaolin. La démarche passe par une optimisation multi-échelle: l'optimisation de la composition de la pâte, du mortier et à la fin du béton.

L'optimisation de la pâte inclut la détermination du rapport E/C et du dosage de saturation des superplastifiants. Le volume du sable est déterminé à partir d'essais sur mortiers selon des critères de fluidité et de résistance. Les essais sur des mortiers intègrent aussi l'étude de la substitution partielle du ciment par des métakaolins. Enfin, la teneur des graviers a été ajustée dans le mélange final pour obtenir les meilleures performances rhéologiques et mécaniques.

En 2016, Alyhya *et al.* ont développé des abaques qui permettent de formuler des BAP pour $f_{c28} = 50$ MPa (figure 2.2.a) et $f_{c28} = 80$ MPa (figure 2.2.b) sur la base de la viscosité visée. En effet, le rapport E/cm est calculé à partir d'une relation empirique établie sur la base d'une régression multiple sur des données expérimentales.

$$f_{c28} = \frac{195}{12,65E/cm} \tag{2.1}$$

Où f_{c28} est la résistance à la compression à 28 jours estimée sur des éprouvettes cubiques.

E/cm : soit le rapport Eau/Ciment soit le rapport $E/(Ciment+Laitiers)$ selon les matériaux utilisés car les auteurs considèrent que ces deux poudres ont la même réactivité.

Ensuite, la démarche consiste à fixer la viscosité plastique entre 5 et 15 Pa.s et trouver successivement la teneur des différents constituants en utilisant un des deux abaques selon la figure 2.3.

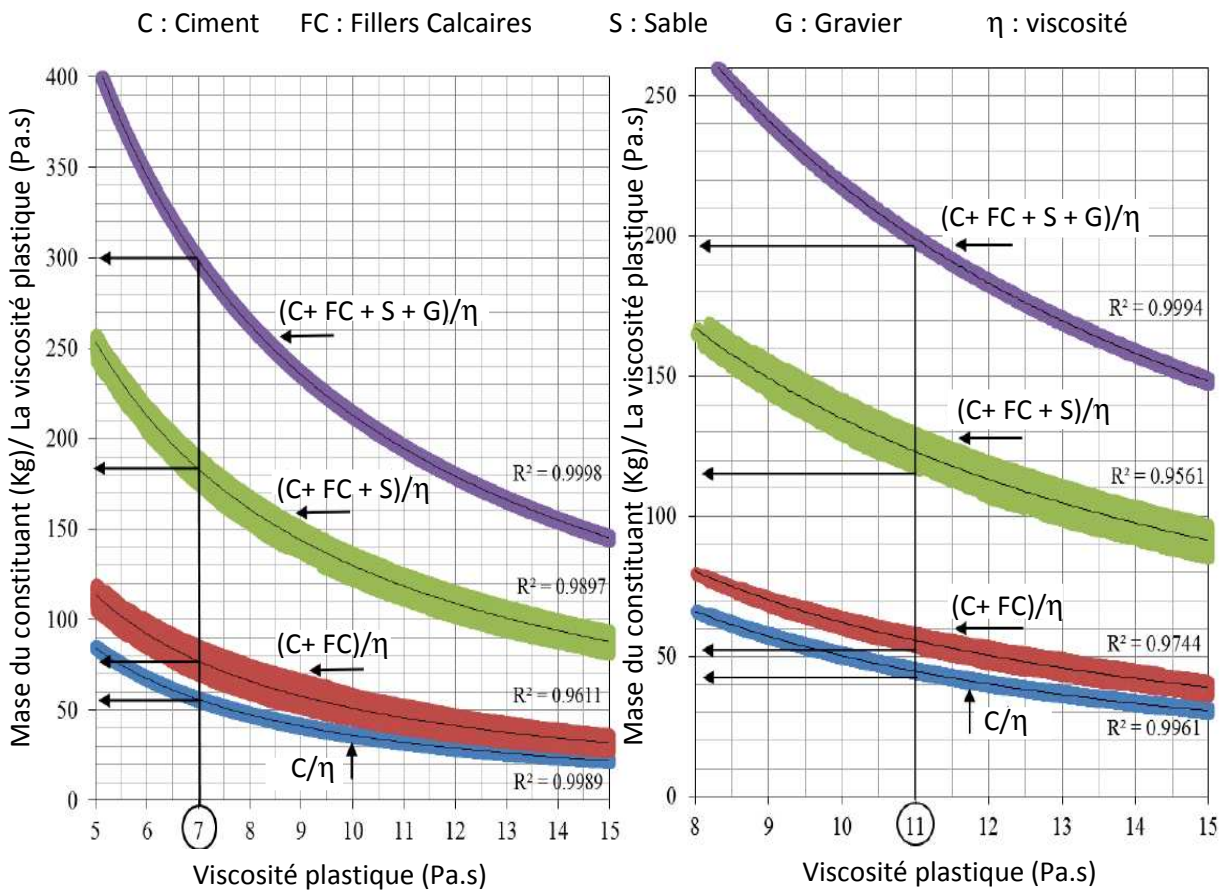


Figure 2.2: Masses des composantes normalisées par la viscosité plastique
 Pour (a) $f_{c28} = 50$ MPa ; (b) $f_{c28} = 80$ MPa

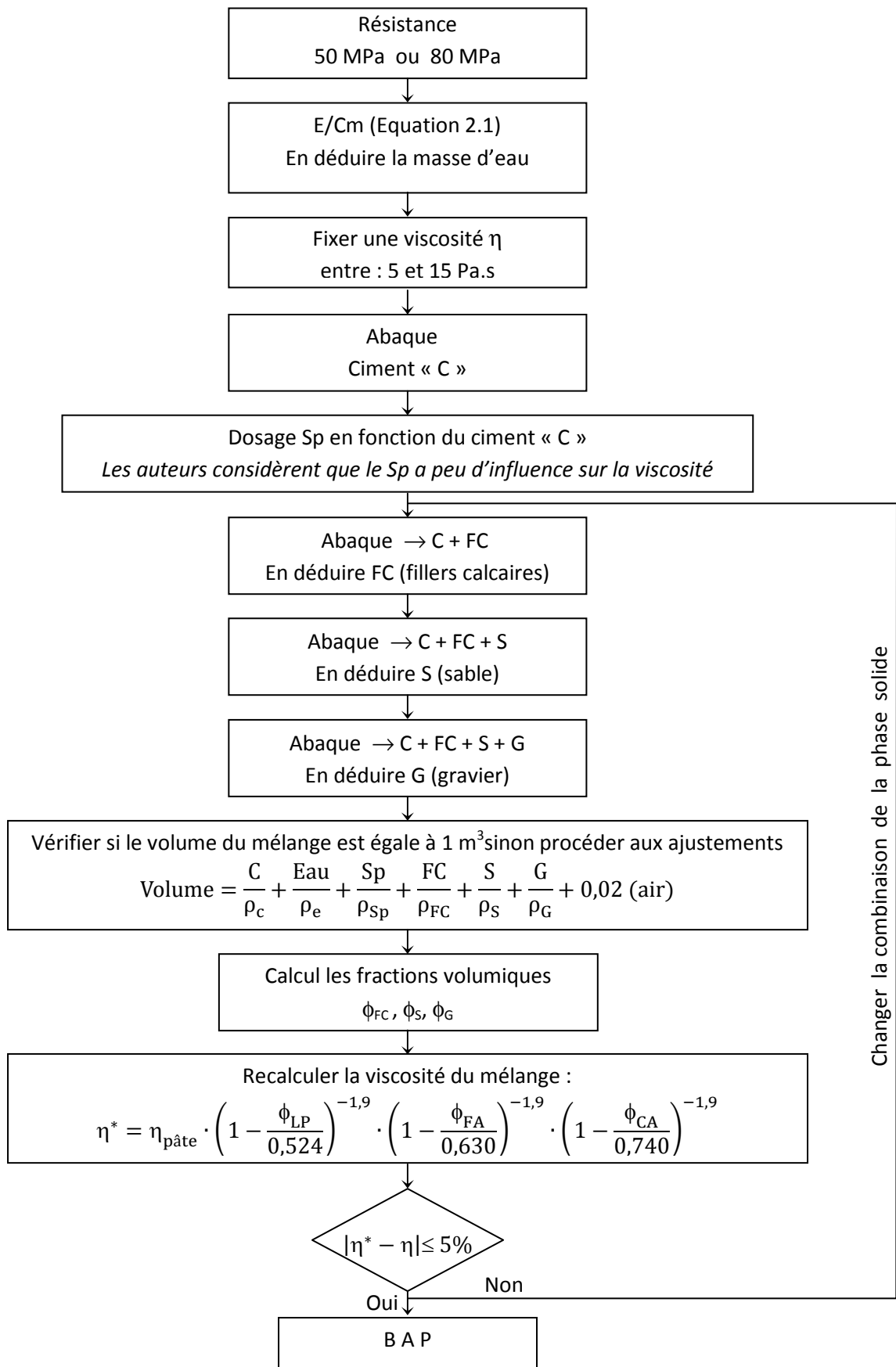


Figure 2.3: Organigramme résumant la méthode de formulation proposée par Alyhya et *al.* (2016)

III.2. Méthodes basées sur la résistance mécanique :

Ces méthodes consistent à déterminer les dosages nécessaires des différents constituants du béton pour obtenir des résistances ciblées.

Kheder et *al.* (2010) ont proposé une méthode simple pour la conception des BAP, avec des résistances variant entre 15 et 75 MPa, tout en utilisant la norme ACI 211.1 (2002) et les recommandations de l'EFNARC (2005).

Dans cette méthode, le diamètre maximal des granulats reste le paramètre clé pour la détermination du dosage en eau, de la teneur en air et du volume des gravillons (ACI 211.1) qui sont aussi fonction du module de finesse du sable (tableau 2.3).

Tableau 2.3 : Pourcentage du volume des gravillons par unité de volume du béton en fonction du module de finesse du sable (ACI 211.1)

D_{max} (mm)	MF	2,40	2,60	2,80	3,00
	10		0,50	0,48	0,46
12,5		0,59	0,57	0,55	0,53
20		0,66	0,64	0,62	0,60
25		0,71	0,69	0,67	0,65

Le rapport E/C est déterminé en fonction de la résistance souhaitée (tableau 2.4).

Tableau 2.4 : E/C en fonction de la résistance souhaitée

F_c (MPa)	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75
E/C	0,8	0,7	0,62	0,55	0,48	0,43	0,38	0,35	0,34	0,33	0,32	0,31	0,29

Par ailleurs, plusieurs chercheurs ont utilisé les laitiers pour améliorer les performances mécaniques des BAP (Dinakar et *al.*, 2013 ; Darshan et *al.*, 2014 ; Deshmukh, 2015).

En 2013, Dinakar et *al.* ont développé une autre méthode pour la formulation des BAP en s'inspirant des travaux de Ganeshet *al.* (2002) pour déterminer la teneur efficace des laitiers et obtenir une certaine résistance. La méthode intègre le facteur d'activité de l'addition « k » (figure 2.4) pour déduire la teneur du liant équivalent.

$$L_{equi} = C + k .A \quad (2.2)$$

La démarche consiste à fixer dans un premier temps le dosage total de la poudre entre 500 et 600 kg/m³. Le facteur (k) est déterminé en fonction du pourcentage des laitiers considérés selon la résistance recherchée.

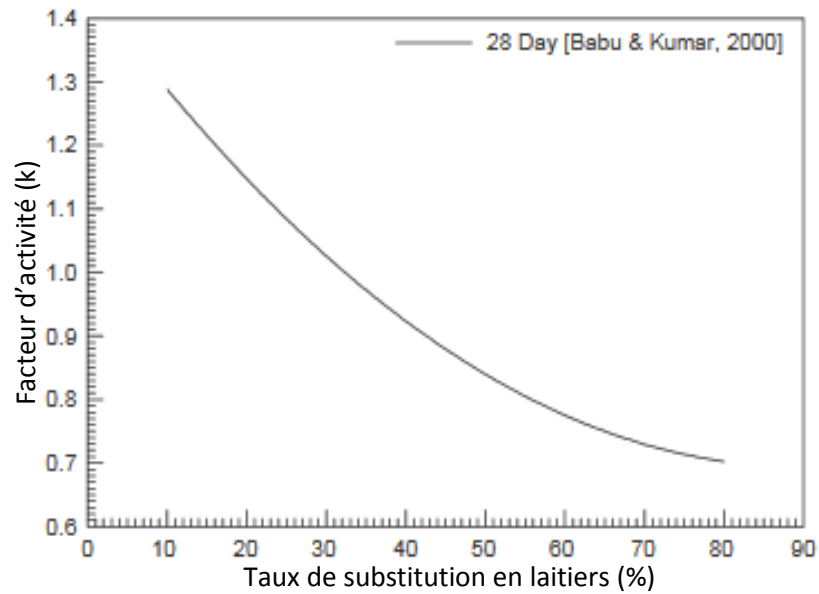


Figure 2.4 : Variation du facteur d'activité (k) en fonction du taux de substitution du ciment par des laitiers (Ganesh et *al.*, 2002)

Le rapport E/L est aussi fixé selon des critères de résistance en utilisant la relation de l'ACI présentée sur la figure 2.5.

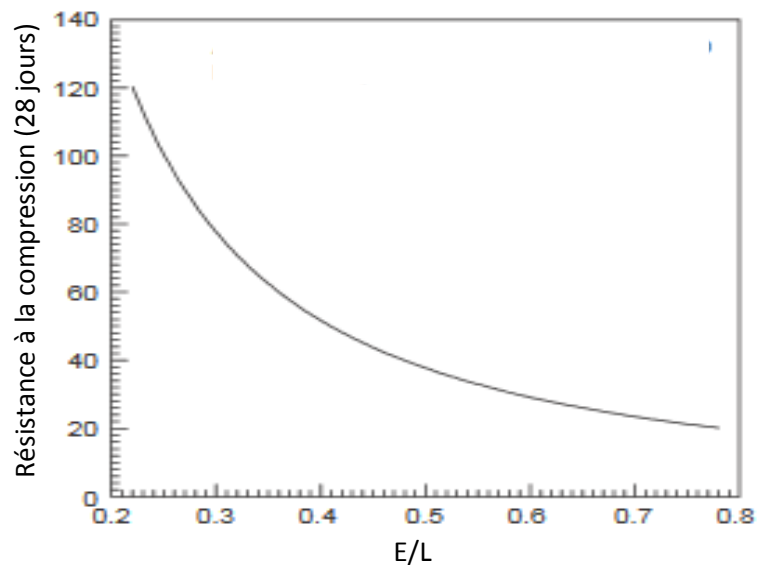


Figure 2.5 : Résistance en fonction du rapport E/L

Le volume des granulats est obtenu par la méthode des volumes absolus. Ce volume doit être constitué de 48 à 55% de sable comme il est recommandé par l'EFNARC (2005).

La dernière étape consiste à optimiser le dosage des superplastifiants pour obtenir des étalements supérieurs à 550 mm et le dosage des viscosants pour assurer la stabilité et la cohésion des mélanges.

Enfin, la formulation est caractérisée par des essais d'étalement, au V-Funnel, à la Boite en L. Si les exigences de l'EFNARC ne sont pas satisfaites, la formulation doit être réajustée.

III.3. Méthodes basées sur l'empilement granulaire :

L'approche basée sur l'empilement granulaire est certainement la méthode la plus évoluée à l'heure actuelle (Amziane et al., 2011). Cette approche consiste à disposer une quantité précise de pâte ayant des paramètres rhéologiques bien étudiés dans un spectre granulaire donné. La quantité de pâte qui comble la porosité entre les granules découle directement de la connaissance de leur empilement. L'écartement des granules est induit par une quantité de pâte supplémentaire appelée « pâte en excès » (El Barrak, 2005). Cette démarche consiste donc à optimiser la compacité du squelette granulaire et déterminer la quantité de pâte nécessaire pour assurer la meilleure fluidité du mélange.

En 1999, Petersson et al. ont développé une approche de formulation des BAP qui se base sur l'évaluation des risques de blocage des granules dans les milieux ferraillés. Les auteurs supposent que le phénomène du blocage est cependant indépendant de la pâte, pourvu qu'elle soit suffisamment fluide. La méthode proposée permet d'optimiser la taille des granules par rapport à l'espacement entre les armatures, et le volume des granules dans le béton.

Les auteurs se sont intéressés à l'étude de l'influence du diamètre maximal des granules sur le risque de blocage des bétons à travers différents espacement d'armatures de la boîte en L (figure 2.6).

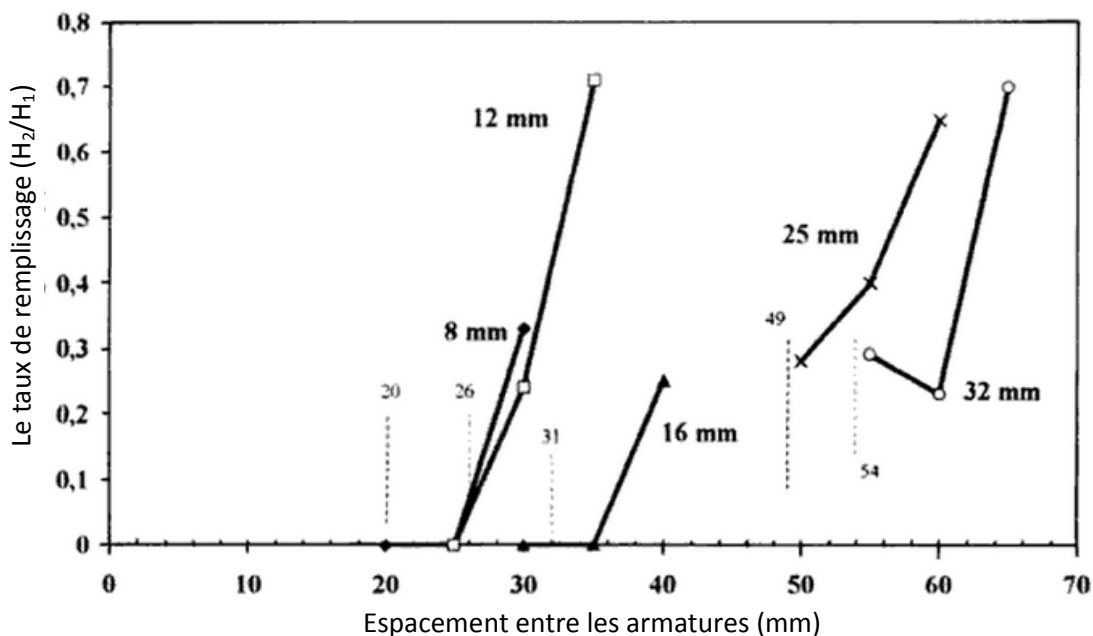


Figure 2.6: le taux de remplissage (H_2/H_1) en fonction de l'espacement entre les armatures pour différents D_{max}

La méthode repose sur le coefficient du risque de blocage « R_b » qui le rapport entre la proportion volumique des granules de taille i (V_{ai}) et la teneur volumique critique de cette

fraction granulaire de taille i (V_{abi}). Pour obtenir un BAP satisfaisant, la valeur du coefficient doit être inférieure à 1.

$$R_b = \sum_i \frac{V_{ai}}{V_{abi}} \leq 1 \quad (2.3)$$

Cette relation est réécrite selon la forme suivante (El Barrak, 2005) :

$$R_b = (1 - V_p) \sum_i \frac{y_i}{V_{abi}} \quad (2.4)$$

Où : y_i est la proportion volumique de granulats de taille « i » rapportée au volume total des granulats et V_p est le volume de la pâte dans un volume unité de béton.

En considérant les critères de blocage et en utilisant cette relation, il est possible de déduire pour chaque G/S, le volume minimal de pâte pour éviter le risque de blocage en considérant par exemple « R_b » égal à 1.

Le rapport E/C de la pâte et le type du ciment sont choisis en fonction de la résistance visée. Cependant, le dosage du superplastifiant est optimisé par des essais d'étalement et de la boîte en « L » jusqu'à l'obtention d'un écoulement autoplaçant.

Même si cette démarche permet d'éviter le phénomène de blocage en concevant des mélanges adaptés à des espacements entre armatures spécifiques avec une lubrification suffisante des agrégats, elle reste difficile à appliquer et nécessite plusieurs essais au préalable.

Sedran et *al.* (1999) ont développé une autre méthode en se basant sur le modèle d'empilement compressible (MEC) qui vise à prédire la compacité ϕ d'un mélange granulaire quelconque à partir de la connaissance des compacités des tranches monodimensionnelles qui le compose, de la distribution granulaire et d'un indice de serrage décrivant le mode de mise en place. D'après les auteurs, un arrangement optimal du squelette granulaire permet d'obtenir une plus grande ouvrabilité et une meilleure résistance.

Pour simplifier cette méthode, les auteurs ont développé plusieurs logiciels dont le RENE LCPC qui est capable d'accéder, par calculs successifs, aux proportions optimales des constituants d'un mélange granulaire avec une bonne précision (Sedran et *al.*, 2000), et le BétonLab Pro, qui permet d'optimiser des compositions de bétons et matériaux cimentaires sur la base d'un cahier de charges performantiel.

Dans un premier temps, le dosage en liant (ciment + additions minérales) est fixé pour lequel on détermine le dosage de saturation du superplastifiant utilisé. Selon les auteurs, le dosage de saturation pourrait conférer au béton une viscosité élevée, par conséquent la moitié de ce dosage serait plus pertinente. Le besoin en eau du liant en présence du superplastifiant est ensuite déterminé, et conduit au calcul de la compacité propre du liant. En prenant ensuite l'effet de paroi, le squelette granulaire qui minimise l'indice de serrage est déterminé, c'est-à-dire les proportions volumiques conférant la compacité maximale du mélange avec le volume de pâte choisi.

La teneur en eau et le dosage en superplastifiant peuvent ensuite être réajustés pour assurer au mélange une ouvrabilité visée.

Selon les auteurs, les grandeurs exigées pour obtenir un BAP qui ne présente pas de ségrégation à l'état frais sont : un étalement au cône d'Abrams supérieur à 60 cm, un seuil de cisaillement inférieur à 500 Pa, et une viscosité plastique comprise entre 100 et 200 Pa.s. (grandeurs rhéologiques mesurées au BTRhéom) (El Barrak, 2005).

Ainsi, les dosages en eau et en superplastifiant peuvent être ajustés pour assurer les critères rhéologiques et de résistance visés.

Cette méthode est intéressante car elle permet d'optimiser le squelette granulaire mais peut aboutir parfois à des mélanges ayant une teneur en pâte relativement faible qui pourrait causer une perte rapide d'écoulement ou un risque de blocage en raison d'une lubrification insuffisante des granulats par cette pâte.

Su et *al.* (2001 ; 2003) ont développé une autre approche pour la formulation des BAP à résistances moyennes (figure 2.8) basée sur la détermination du facteur de compactage «PF» (Packing factor), qui est défini comme étant le rapport entre la masse des granulats compactés et la masse des granulats desserrés. Cependant, la méthode avec laquelle est optimisé le facteur de compactage n'est pas expliquée par les auteurs.

Néanmoins, un facteur de compactage (PF) élevé est signe d'utilisation d'un plus grand volume de granulats au détriment de la pâte, en conséquence la fluidité et la résistance du béton peuvent être réduites. D'un autre côté, une petite valeur du facteur de compactage implique que le béton est surdosé en pâte, ce qui rend le béton onéreux et peut engendrer des problèmes de retrait. Ce sont les raisons pour lesquelles la détermination de la valeur optimale du facteur de compactage est très importante pour répondre correctement aux exigences des BAP.

A partir du PF, les proportions des différents granulats peuvent être calculées par les équations 2.5 et 2.6 :

$$M_g = PF \cdot \rho_g \cdot \left(1 - \frac{V_s}{V_{Agg}}\right) \quad (2.5)$$

$$M_s = PF \cdot \rho_s \cdot \frac{V_s}{V_{Agg}} \quad (2.6)$$

Où : M_g et M_s sont respectivement la proportion massique des gravillons et du sable, ρ_g et ρ_s sont respectivement la masse volumique apparente des gravillons et du sable, V_s/V_{Agg} est le rapport volumique entre le sable et les granulats, qui doit varier entre 50 et 57%.

Les auteurs considèrent que chaque kilogramme de ciment assure une résistance de 0,14 MPa (20 psi). Le dosage en ciment nécessaire est donc choisi en fonction de la résistance recherchée en se basant sur l'équation suivante :

$$C = \frac{f'_c}{0,14} \quad (2.7)$$

Où :

f'_c : Résistance à la compression (MPa)

C : le dosage en ciment en Kg/m^3 .

La résistance moyenne à la compression f'_{cr} est déterminée selon la démarche suggérée par l'ACI 319 -95 et est donnée par l'équation (2.8) :

$$f'_{cr} = \max(f'_c + 1,34.S ; f'_c + 2,33.S - 35) \quad (\text{MPa}) \quad (2.8)$$

Où S : représente l'écart type.

Pour cette méthode, la relation expérimentale entre f'_{cr} et le rapport E/C, développée par Kao et al.(1999) est utilisée pour choisir le rapport E/C qui doit donc satisfaire les exigences de la résistance (figure 2.7).

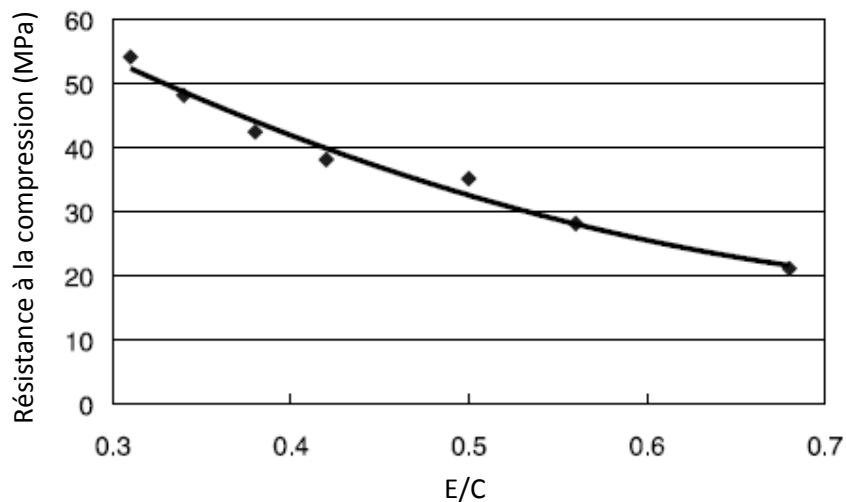


Figure 2.7: Relation entre la résistance à la compression à 28 jours et le rapport E/C (Kao et al., 1999)

Le dosage en eau est exprimé par la relation :

$$E_C = \left(\frac{E}{C}\right) C \quad (2.9)$$

Le volume des additions composées d'un pourcentage A% de cendres volantes (CV) et B% de laitiers (LAI) est déterminé par la relation 2.10 :

$$V_{add} = 1 - \frac{M_g}{1000 \cdot d_g} - \frac{M_s}{1000 \cdot d_s} - \frac{C}{1000 \cdot d_c} - \frac{M_E}{1000 \cdot d_E} - V_a - n \frac{(C+P)}{1000 \cdot d_{sp}} \quad (2.10)$$

Avec :

M_g , M_s , C , M_E , P : les masses respectives des graviers, du sable, du ciment, de l'eau et la poudre ajoutée (cendre volante et laitier) ; V_a : Volume d'air ; d_g , d_s , d_c , d_w , d_{sp} : les densités respectives des graviers, du sable, du ciment, de l'eau et du superplastifiant; n : le dosage des superplastifiants en fonction de la teneur en poudre.

$$V_{add} = V_{CV} + V_{LAI} = \left(1 + \frac{E}{CV}\right) \cdot A\% \cdot \frac{M_{CV}}{1000 \cdot d_{CV}} + \left(1 + \frac{E}{LAI}\right) \cdot B\% \cdot \frac{M_{LAI}}{1000 \cdot d_{LAI}} \quad (2.11)$$

Où : d_{CV} et d_{LAI} représentent respectivement la densité de la cendre volante et des laitiers.

Les rapports (E/CV) et (E/LAI) doivent être déterminés expérimentalement. Néanmoins, les auteurs n'ont pas spécifié la démarche à suivre. Enfin, les dosages des additions utilisées peuvent être calculés, en utilisant les équations 2.12 et 2.13.

$$M_{CV} = A\% \cdot P \quad (2.12)$$

$$M_{LAI} = B\% \cdot P \quad (2.13)$$

Et donc les dosages en eau nécessaires pour les cendres (E_{CV}) et pour les laitiers (E_{LAI}) sont :

$$E_{CV} = \left(\frac{E_{CV}}{CV} \right) \cdot CV \quad (2.14)$$

$$E_{LAI} = \left(\frac{E_{LAI}}{LAI} \right) \cdot LAI \quad (2.15)$$

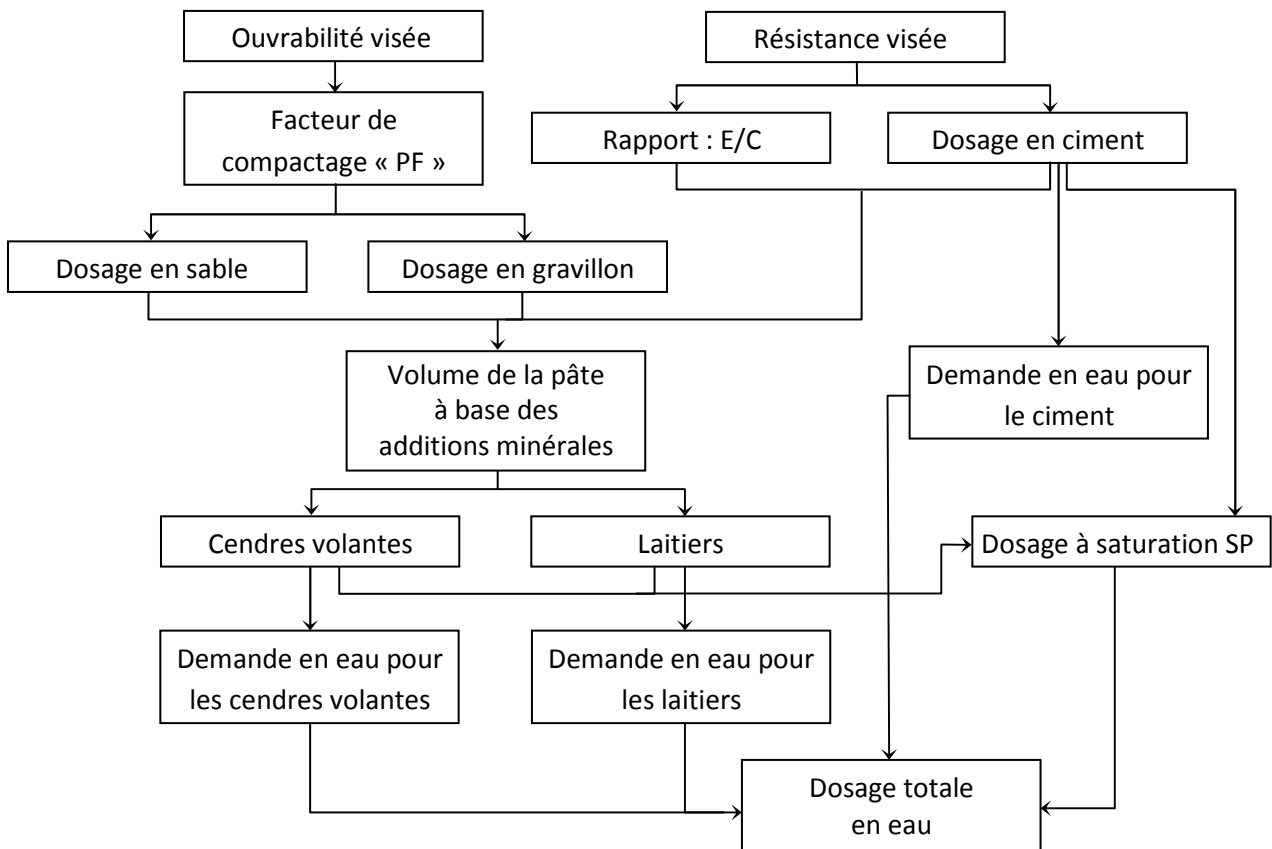


Figure 2.8 : Organigramme qui synthétise la méthode de formulation de Su et *al.* (2003)

Hwang et *al.* (2005) ont appliqué la méthode d'algorithme de formulation densifié (Densified Mixture Design Algorithm (DMDA)) qui se base sur l'hypothèse que les propriétés physiques sont optimales lorsque la densité physique du mélange est élevée.

Cette technique permet d'éviter les problèmes liés à la forme des particules et à leurs distributions granulométriques ou encore à la présence d'une quantité excessive de la pâte cimentaire qui peut causer une perte anormale de la fluidité, des problèmes de ségrégation et de ressuage ainsi qu'un retrait endogène ou de dessiccation élevé (Hwang *et al.*, 2005).

Les auteurs ont optimisé le squelette granulaire par remplissage itératif en se basant sur les courbes d'analyse granulométrique des constituants. Les cendres volantes ont été utilisées pour combler les vides existants entre les granulats et la pâte cimentaire afin d'obtenir « le minimum de vide » dans le mélange. Par ailleurs, la quantité des superplastifiants est déterminée en fonction de sa nature et de la teneur en eau du mélange à l'aide de l'essai Vebe.

Shi *et al.* (2005) ont proposé une autre méthode pour la formulation des BAP légers en utilisant la théorie de la pâte en excès (figure 2.9) et les exigences de l'ACI pour la formulation des bétons ordinaires légers. Pour améliorer la fluidité et la résistance à la ségrégation, les auteurs ont utilisé les cendres volantes et les poudres de verre pour produire la pâte en excès. En outre, les auteurs ont utilisé la norme ASTM C29/C29 pour déterminer le volume des vides « n » et trouver le volume de la pâte compacte nécessaire pour les combler. Une compacité optimale a été retrouvée pour un mélange granulaire binaire ayant un rapport volumique égal à $G/S = 0,6$.

$$n = \frac{M_{Vabs} - M_{Vapp}}{M_{Vabs}} \quad (2.16)$$

Ces auteurs se sont basés sur les exigences de l'ACI 211.2 pour quantifier le dosage en ciment et le rapport E/C. Un dosage en ciment de 420 kg/m^3 et un rapport E/C = 0,48 ont été choisis.

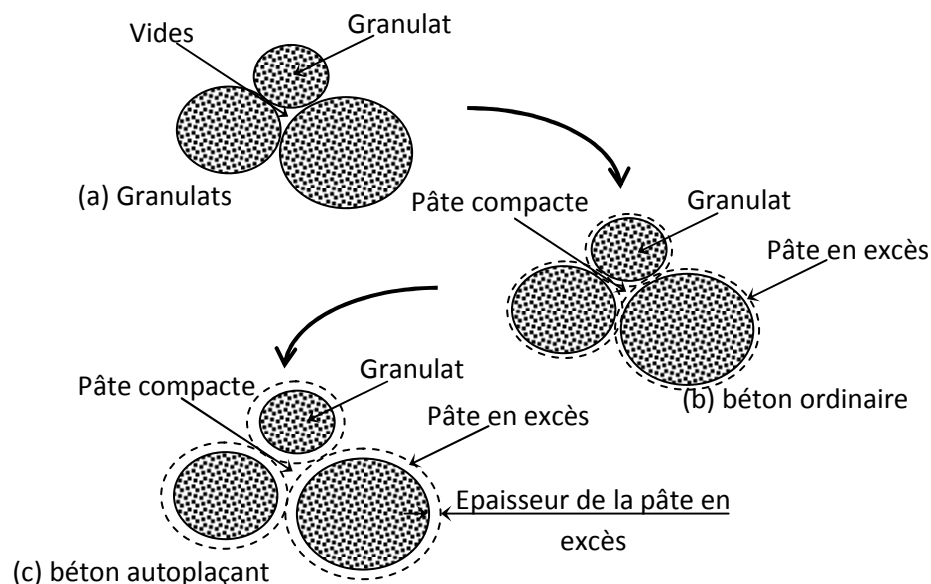


Figure 2.9 : Théorie de la pâte en excès (Shi *et al.*, 2005)

Le volume de la pâte en excès est déterminé expérimentalement en fonction de la forme, de la texture et de la granulométrie des granulats. Pour ce faire, différents volumes de

mélanges granulaires binaires ont été remplacés par la pâte de ciment. Les auteurs ont trouvé qu'un remplacement volumique d'environ 20% de granulats par la pâte en excès aboutit à des bétons ayant une bonne fluidité ainsi qu'une bonne résistance à la ségrégation. Le dosage en ciment étant fixé à 420 kg/m^3 , il est donc possible de déterminer le dosage des autres poudres qui constitueront le reste de la pâte.

En 2013, Sebaïbi et *al.* ont proposé une autre approche pour la formulation des micro-BAP en combinant entre la méthode chinoise (Su et al, 2003) et celle de Sedran et al. (1999) (Figure 2.11). Les auteurs ont utilisé le modèle d'empilement compressible (MEC) pour déterminer le « PF ».

La teneur des granulats, le dosage en ciment et le rapport E/C ont été déterminés en utilisant les relations établies dans la méthode chinoise. Pour augmenter la résistance, les auteurs ont utilisé la fumée de silice, selon les exigences de la norme NF EN 206-1 décrites par les relations 2.17 et 2.18.

$$\frac{FS}{FS+C} = 0,10 \quad (2.17)$$

$$\left(\frac{E}{L}\right)_{\max} = 0,45 \quad (2.18)$$

Le cône de Marsh a été utilisé pour déterminer le dosage proche de la saturation des superplastifiants utilisés (figure 2.10).

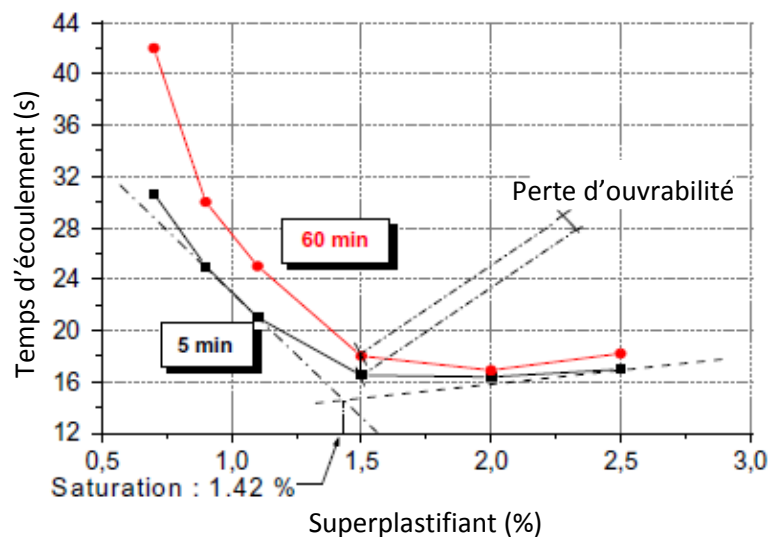


Figure 2.10 : Détermination du dosage proche de la saturation (Sebaïbi et *al.*, 2013).

Cette méthode aboutit à des mélanges caractérisés par une teneur élevée en granulats et donc un petit volume de pâte, ce qui peut engendrer des problèmes de blocage. De plus, le pourcentage du sable dans le mortier avoisine les 60%, ce qui dépasse de loin le pourcentage recommandé par la méthode japonaise qui est de l'ordre de 40% ; ceci peut affecter la fluidité du mélange.

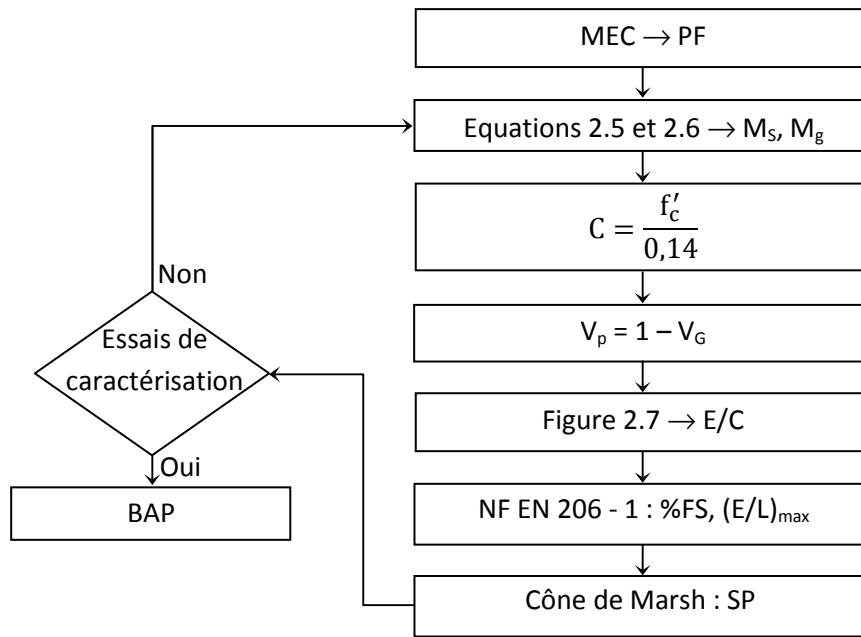


Figure 2.11: Organigramme reflétant la méthode de formulation de Sebaïbi et *al.* (2013)

En 2014, Kanadasan et *al.* ont proposé une nouvelle procédure pour la formulation des BAP basée sur le compactage des particules « PP ». Pour déterminer le coefficient « PP », les granulats doivent être dans un état saturé superficiellement sec (SSS). Cet état est obtenu par immersion des granulats dans l'eau pendant 24 heures, suivi d'un séchage de leurs surfaces extérieures.

Ensuite, plusieurs combinaisons (gravillons/sable) sont étudiées. Chaque combinaison passe par un malaxage manuel de 5 minutes afin d'homogénéiser le mélange qui sera ensuite placé dans un récipient de volume connu.

Un volume connu d'eau propre est ensuite préparé. Cette eau est versée lentement dans chaque coin du récipient rempli d'agrégats (figure 2.12) jusqu'à atteindre le niveau de la surface du récipient. Le volume d'eau utilisé représente le volume des vides (V_v) du mélange granulaire et donc celui qui gouverne le volume de la pâte, alors que « PP » représente $(1 - V_v)$.

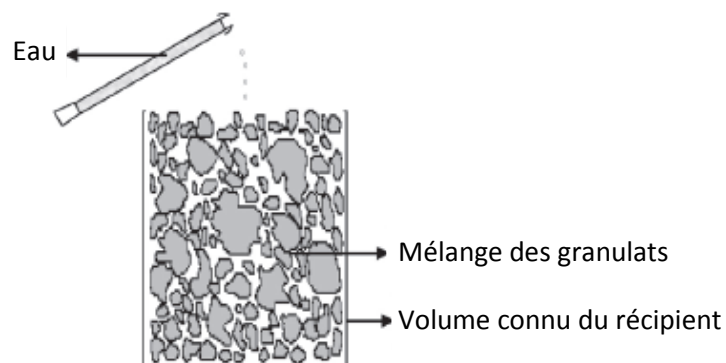


Figure 2.12 : Détermination du volume des vides (Kanadasan et *al.*, 2014).

Pour assurer un volume de pâte suffisant, en vue d'améliorer la fluidité du mélange et éviter les frictions entre les granulats, le coefficient « PP » est multiplié par un coefficient correcteur de lubrification (CLF) égal à 0,825 pour obtenir un « PP_{CLF} ».

A partir du PP_{CLF} , la proportion des différents granulats peut être calculée par les équations 2.19 et 2.20 :

$$M_g = PP_{CLF} \cdot d_g \cdot 1000 \cdot A \quad (2.19)$$

$$M_s = PP_{CLF} \cdot d_s \cdot 1000 \cdot B \quad (2.20)$$

Où :

M_g et M_s sont respectivement la proportion massique des gravillons et du sable (kg/m^3),
 A , B : rapport volumique respectif de chaque granulat par rapport à l'ensemble des agrégats,
 d_g et d_s sont respectivement la densité absolue des gravillons et du sable.

Plusieurs essais ont été réalisés pour optimiser le dosage en ciment et le rapport E/L. Une teneur de 420 kg de ciment par mètre cube de béton a permis d'obtenir les meilleures performances des BAP étudiés.

Le volume des additions est déterminé aussi en fonction du facteur PP_{CLF} .

$$V_{p\grave{a}te} = 1 - PP_{CLF} = V_C + V_{Add} + V_E + V_{Air} \quad (2.21)$$

III.4. Méthodes Basées sur l'analyse statistique :

Ces méthodes s'appuient sur un travail expérimental réfléchi. Plusieurs tests sont réalisés au niveau du laboratoire pour exprimer à l'aide de paramètres pertinents, dans des fourchettes raisonnables, les paramètres rhéologiques et mécaniques des bétons. Le dépouillement des résultats permet de construire des courbes de tendance et des relations basées sur une régression des résultats expérimentaux (Amziane et *al.*, 2011). Ces modèles permettront d'identifier les tendances majeures et prédire la meilleure orientation pour l'optimisation de la formulation des BAP.

La méthode des plans d'expériences reste un instrument bien adapté à ce type de formulation. Cette méthode permet de réduire fortement le nombre d'essais, de gagner du temps, tout en parvenant à un résultat fiable.

Quatre éléments sont indispensables pour réussir cette démarche : la planification des essais et la qualité de l'expérience, ensuite, la maîtrise des outils mathématiques telle que la régression linéaire multiple, et enfin, l'apport des statistiques pour la validation globale des modèles et la détermination des effets significatifs.

La technique est schématisée sur la figure 2.13.

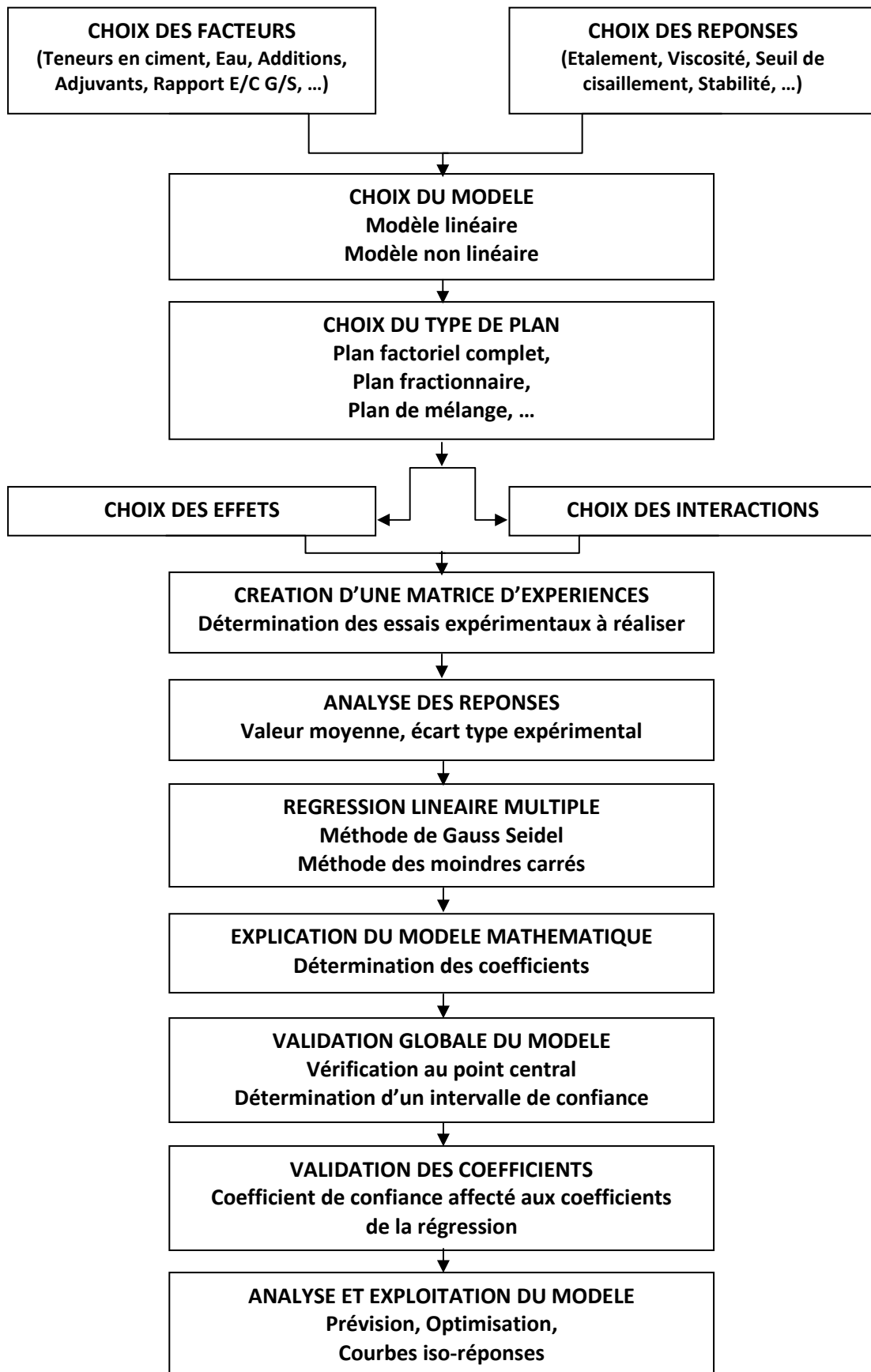


Figure 2.13 : Organigramme du traitement des plans d'expériences (Louvet, 1996).

Khayat et *al.*(2000) ont développé un plan factoriel afin de modéliser mathématiquement l'influence de cinq paramètres sur les propriétés de performance des BAP. Les cinq variables choisis sont : le rapport E/L compris entre 0,37 et 0,5 ; une teneur en liant (L) de 360 à 600kg/m³, un volume en granulats (V_g) variant entre 240 et 400 l/m³, un dosage en agent d'amélioration de la viscosité (AV) compris entre 0,05 et 0,20% de la masse totale en eau et un dosage en superplastifiant (SP) variant entre 0,3 et 1,1% de la masse totale du liant. Les réponses modélisées sont l'étalement, la capacité de passage, le temps d'écoulement et les propriétés rhéologiques. Cette étude a nécessité un total de trente-deux mélanges.

Les modèles mathématiques développés prennent aussi en considération l'effet des interactions entre les variables comme présentés par l'équation 2.22. Ces modèles décrivent la signification relative de chaque variable et fournissent des informations clés pour l'optimisation des BAP (tableau 2.5).

$$Y = \sum_{i=1}^k \beta_i \cdot X_i + \sum_{i < j}^k \sum_j^k \beta_{ij} \cdot X_i \cdot X_j \quad (2.22)$$

Tableau 2.5: Evaluations des paramètres des modèles dérivés avec variables codées (Khayat et *al.*, 2000)

	Etalement (mm)	Capacité de Remplissage (%)	Tassement (%)	Ln (V- funnel) (s)	Racine (g) (Nm)	H (Nm.s)	R _{c28}
R ²	0,95	0,90	0,76	0,90	0,83	0,98	0,83
Intercepte	744	81	0,28	1,41	0,915	7,71	38,5
E/L	74,3	14,3	NS	-0,53	-0,34	-6,0	-5,63
L	136,6	25,4	0,0709	-0,91	-0,679	-9,95	-1,4
AV	-35,1	-3,74	-0,052	NS	NS	1,05	NS
SP	69,5	10,8	NS	NS	NS	NS	NS
V _g	21,9	NS	-0,053	0,18	-0,159	-1,37	NS
E/L.E/L	-15,8	NS	NS	NS	NS	1,64	NS
L.L	-49,4	-7,6	NS	0,34	0,405	4,17	-1,32
AV.AV	NS	NS	0,0269	NS	NS	NS	-1,38
SP.SP	-41,4	-7,2	NS	0,15	NS	NS	NS
L.E/L	-27,7	-7,0	NS	0,42	0,324	4,49	NS
AV.E/L	-38,9	-4,0	NS	NS	NS	2,53	NS
SP.E/L	-28,9	NS	0,057	NS	NS	NS	NS
SP.AV	NS	5,3	0,066	NS	NS	NS	NS
SP.L	NS	NS	-0,102	-0,17	NS	-1,28	NS
V _g .L	NS	NS	-0,071	0,17	0,18	1,88	-2,53
V _g .E/L	NS	NS	0,093	NS	NS	NS	NS
V _g .AV	NS	NS	0,044	NS	NS	NS	NS
V _g .SP	NS	NS	NS	NS	NS	-2,42	NS
AV.L	NS	NS	NS	-0,21	NS	NS	NS
V _g .V _g	NS	NS	NS	0,17	NS	NS	NS

NS : Non significatif

En 2002, Ghezal et *al.* ont utilisé les plans factoriels pour développer des modèles statistiques et des diagrammes de réponse valides pour des mélanges confectionnés avec un rapport E/L entre 0.38 et 0.72, un dosage en ciment entre 250 et 400 kg/m³, un dosage en filler inférieur ou égal à 120 kg/m³ et un dosage en superplastifiant entre 0.12 et 0.75% de la masse du liant. Un total de 21 mélanges a été préparé pour développer les modèles

statistiques et cinq autres pour évaluer l'exactitude des modèles proposés. Les coefficients des modèles obtenus sont résumés dans le tableau 2.6.

Tableau 2.6 : Evaluations des paramètres des modèles dérivés avec variables codées (Ghezal et *al.*, 2002)

	Étalement	Tassement (%)	Ln (V-funnel) (s)	Racine (g) (Nm)	H (Nm.s)	R _{c28}
R ²	0,98	0,96	0,98	0,98	0,98	0,97
Intercepte	651,5	1,54	1,45	0,74	7,97	33,5
C	159,6	1,87	NS	-5,30	-10,44	1,91
FC	136,4	0,44	NS	-3,51	-10,34	-2,7
SP	151	0,54	-0,14	-1,99	NS	-1,54
E/L	203	2,48	-0,39	2,34	-13,05	NS
C.C	-49	-0,76	-0,33	2,89	3,61	-2,14
FC.FC	-49	NS	NS	2,22	3,90	1,22
SP.SP	-62	NS	NS	1,08	NS	-1,33
E/L.E/L	-31	2,18	-0,15	NS	NS	-6,97
C.FC	-77	NS	0,22	10,96	NS	4,27
C.SP	NS	NS	NS	-3,16	NS	NS
C.E/L	NS	NS	NS	NS	NS	-6,74
FC.SP	NS	-1,59	NS	NS	NS	NS
FC.E/L	NS	NS	NS	NS	NS	NS
SP.E/L	-90,5	NS	NS	NS	NS	-4,51

NS : Non significatif

En 2004, Sonebi a aussi utilisé les plans factoriels pour étudier l'influence de quatre autres variables sur le comportement des BAP qui sont : le dosage en ciment compris entre 60 et 216 kg/m³, le dosage des cendres volantes entre 183 et 317 kg/m³, le rapport E/L variant entre 0.38 et 0.72, et le dosage en superplastifiant variant de 0 à 1% de la masse de la poudre.

Les modèles de réponse dérivés concernent l'étalement, la perte de fluidité, le temps d'écoulement à l'Orimet, le temps d'écoulement au V-funnel, boîte en L, J-Ring combiné à l'Orimet, J-Ring combiné au cône d'Abrams, paramètres rhéologiques, la ségrégation et la résistance à la compression à 7, 28 et 90 jours. Vingt et un mélanges ont été préparés pour dériver les modèles statistiques, et cinq autres pour la vérification de l'exactitude des modèles développés.

Au cours de la même année, Patel et *al.* ont aussi appliqué cette démarche pour étudier la variation du liant entre 350 et 450 kg/m³, les cendres volantes comme substituant partiel au ciment allant de 30 à 60%, le rapport E/L compris entre 0,33 et 0,45 et un dosage en superplastifiants variant de 0,1 à 0,6% (en extrait sec) du poids du liant pour prédire l'étalement, la résistance à 1 et 28 jours et la perméabilité aux chlorures.

En 2009, Erdogan et *al.* ont utilisé les plans fractionnaires de Taguchi pour optimiser la formulation des BAP à haute performance. Pour ce faire, les auteurs ont considéré six paramètres: le rapport E/C compris entre 0.30 et 0.37, le dosage en eau variant de 160 et 170 litres, le rapport sable/granat variant entre 0.39 et 0.48, le dosage en cendres volantes entre 15 et 45%, la teneur en air de 6 à 8% et le dosage en superplastifiant entre 8 et 12kg/m³ dans une matrice orthogonale L18 pour déterminer les diagrammes des effets

(figure 2.14) et distinguer la formulation qui permet d’assurer les meilleures performances rhéologiques, mécaniques et de durabilité.

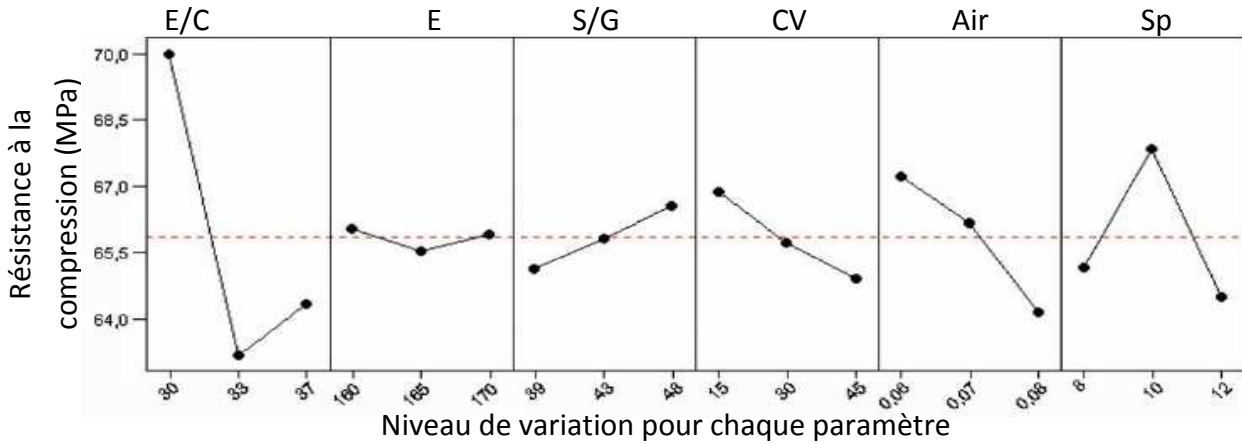


Figure 2.14 : Illustration du diagramme des effets relatif à la résistance à la compression (Erdogan et al., 2009)

Bouziani (2013) a utilisé une autre approche statistique pour évaluer l'effet de trois types de sable (roulé (SR), concassé (SC) et de dune (SD)) sur les propriétés des BAP, afin d’optimiser leurs dosages dans la formulation des BAP. Les réponses des modèles statistiques dérivés sont : l’étalement, le temps d’écoulement au V-Funnel, le taux de remplissage de la boîte en L, la stabilité et la résistance à la compression à 2 , 7 et 28 jours.

Dans cette recherche, les expériences ont été conçues selon une approche de plans de mélange avec trois facteurs (SR ; SC ; SD) à 5 niveaux (0,2 ; 0,4 ; 0,6 ; 0,8 ; 1). Dans ce cas le nombre de combinaisons (C) est exprimé par la relation 2.23 est égale à 21 comme représentée sur la figure 2.15.

$$C = \frac{(q+m-1)!}{m!(q-1)!} \tag{2.23}$$

Où q : représente le nombre de facteur et m : le nombre de niveau.

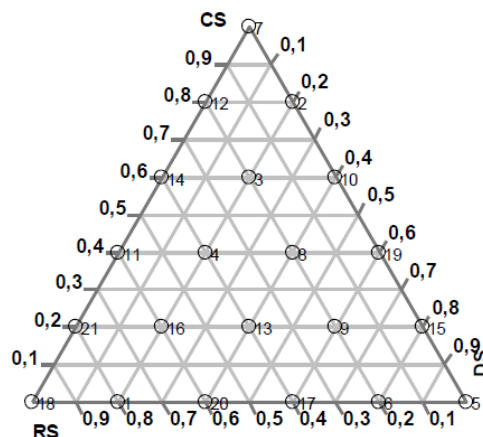


Figure 2.15 : Illustration d’un plan de mélange à trois facteurs à cinq niveaux (Bouziani, 2013).

Un modèle mathématique de second degré développé est exprimé comme suit :

$$Y = b_1 \times SR + b_2 \times SC + b_3 \times SD + b_4 \times (SR \cdot SC) + b_5 \times (SR \cdot SD) + b_6 \times (SC \cdot SD) \quad (2.24)$$

Les coefficients du modèle (b_i) représentent la contribution des variables associées à la réponse Y . Ces coefficients sont déterminés par la méthode standard d'ajustement des moindres carrés. Des analyses de la variance sont employées pour évaluer la signification de chaque terme du modèle.

Tous les travaux précités basés sur l'analyse statistique sont précis, permettent d'éviter des expériences répétées et sont valides pour un éventail de proportions de mélanges. Les modèles fournis par les plans d'expérience fournissent donc un moyen efficace pour évaluer l'influence des variables clés de composition des BAP et offrent une bonne prédiction des valeurs mesurées. Une telle compréhension de ces effets peut faciliter le protocole d'essai pour optimiser le BAP et réduire l'effort nécessaire afin de pouvoir équilibrer entre diverses variables affectant la fluidité, la déformabilité, la stabilité et la résistance. Par contre, la formule de composition calculée ne peut correspondre parfaitement au BAP recherché. Il est donc nécessaire de corriger expérimentalement la formule calculée pour aboutir à une composition d'un BAP ayant les meilleures performances.

Plusieurs résultats issus de ces recherches ont souvent constitué le socle des travaux de modélisation. En 2016, Belalia et *al.* ont appliqué la méthode des réseaux de neurones artificiels pour la prédiction du comportement des BAP contenant des cendres volantes. Ces chercheurs ont utilisé 114 données expérimentales, recueillies de plusieurs recherches de la littérature, pour effectuer les simulations avec Matlab®.

Les paramètres d'entrée sont : le dosage en liant compris entre 370 et 733 Kg/m^3 , le pourcentage des cendres volantes jusqu'à 60% comme substituant au ciment, le rapport E/L entre 0,26 et 0,45, le dosage en sable entre 656 et 1038 Kg/m^3 , le dosage en gravillons entre 590 et 935 Kg/m^3 et le dosage des superplastifiants de 0,74 à 21,84 Kg/m^3 . En revanche, les paramètres de réponses sont : l'étalement, le taux de remplissage à la boîte en L, le temps d'écoulement au V- Funnel et la résistance à la compression à 28 jours (figure 2.16).

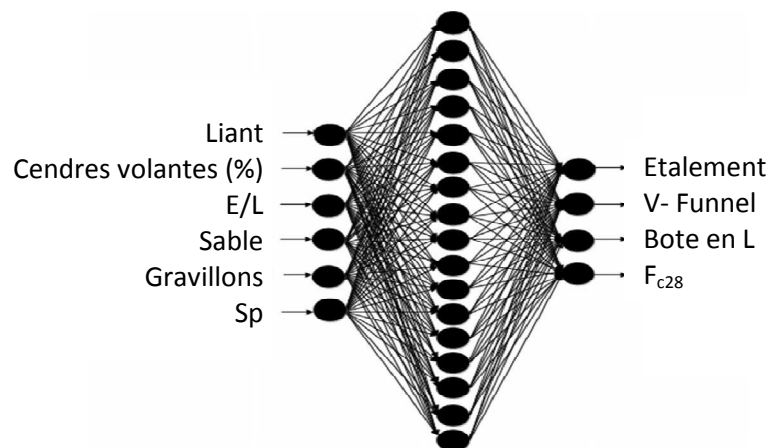


Figure 2.16 : Architecture utilisée dans le modèle du réseau de neurones (Belalia et *al.*, 2016)

A l'issue de leurs investigations, les auteurs ont clairement prouvé que l'utilisation des réseaux de neurones artificiels est un outil à fort potentiel pour la prédiction exacte des propriétés des BAP en fonction du dosage des constituants.

III.5. Méthodes basées sur la rhéologie :

Plusieurs chercheurs (Saak et *al.*, 2001 ; El Barrak et *al.*, 2009) ont développé des théories qui reposent sur le fait que ce sont les paramètres rhéologiques de la pâte de ciment qui gouvernent en grande partie l'ouvrabilité et la résistance à la ségrégation du béton frais à dosage spécifique en gravier.

Saak et *al.* (2001) ont remarqué que si le seuil de cisaillement et/ou la viscosité de la pâte sont assez élevés, le phénomène de ségrégation est évité ; par contre l'ouvrabilité sera réduite. Les auteurs se basent sur la réflexion qu'il existe une certaine gamme du seuil de cisaillement et de la viscosité de la pâte qui garantit une bonne ouvrabilité au béton tout en ayant une ségrégation minimisée (figure 2.17).

Les paramètres rhéologiques de la pâte cimentaire sont optimisés de telle façon à être juste assez élevés pour éviter la ségrégation tout en restant dans la zone dite « auto-fluidité ». Le seuil de cisaillement statique (τ_y) est calculé de manière à satisfaire l'équation 2.25.

$$\frac{\tau_y}{\rho_g - \rho_p} \geq \frac{4}{3} g \cdot r \quad (2.25)$$

Où τ_y : Seuil de cisaillement de la pâte, ρ_g : densité des granulats, ρ_p : densité de la matrice cimentaire, g : l'accélération de la pesanteur, r : rayon moyen des particules des granulats.

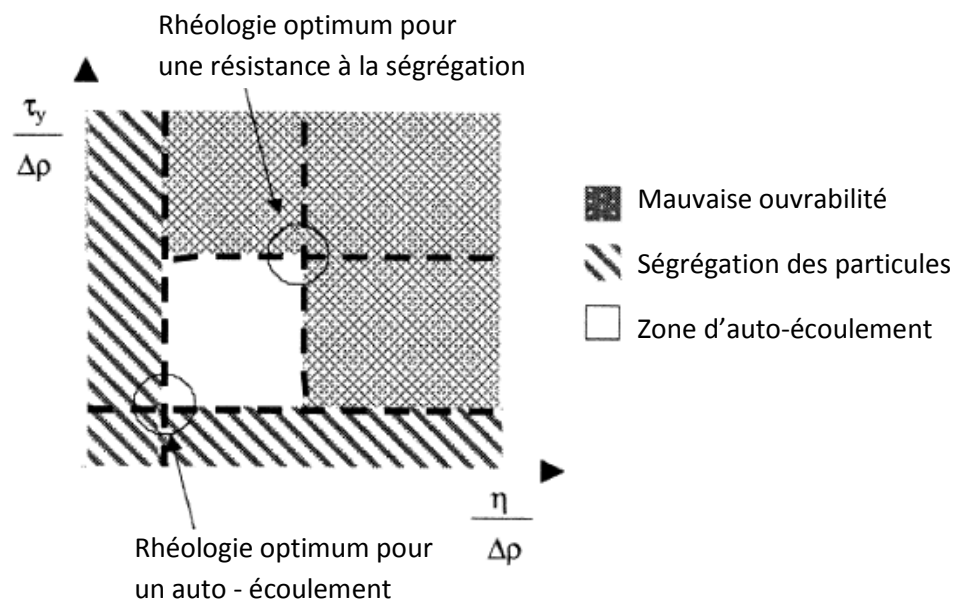


Figure 2.17 : Rhéogramme de la zone d'auto-fluidité (Saak et *al.*, 2001)

L'applicabilité de la méthode est examinée en mesurant les propriétés d'écoulement du béton frais à l'aide de la boîte en U.

Dans ce même contexte, Wu et *al.* (2014) ont proposé une autre approche de formulation des BAP qui se base aussi sur la rhéologie de la pâte et la théorie de la pâte en excès. Les auteurs estiment que c'est les caractéristiques rhéologiques du mortier qui gouvernent la fluidité et la résistance à la ségrégation des BAP à dosage spécifique en gravier, et que les caractéristiques du mortier pourraient être dictées par celles de la pâte pour un dosage en sable fixé.

Une bonne ouvrabilité des BAP est obtenue quand les caractéristiques rhéologiques de la pâte répondent aux critères de fluidité et de résistance à la ségrégation représentés par les équations (2.26) et (2.27) :

$$\tau_{\text{pâte}} \leq \frac{\sqrt{2} \cdot \Delta\rho \cdot g \cdot r^2}{3 \cdot \delta_{\text{mortier}}} / \left(1 - \phi / \phi_{\text{max}}\right)^{-n} \quad (2.26)$$

$$\eta_{\text{pâte}} \geq \frac{2 \cdot r^2 \cdot g \cdot \Delta\rho \cdot T_f}{9 \cdot H} / \left(1 - \phi / \phi_{\text{max}}\right)^{-[n] \phi_{\text{max}}} \quad (2.27)$$

Où : $\Delta\rho$: la différence de densité entre celle des graviers et celle du mortier ; g : l'accélération de la gravité ; r : le rayon moyen des particules de gravier ; n : coefficient égal à 4,2 (Toutou et *al.*, 2006), $T_f \approx 18$ s ; H : hauteur du cône d'étalement (60 mm) ; $[n]$: représente la viscosité intrinsèque égale à 2.5 pour des sphères, ϕ et ϕ_{max} : représentent respectivement le rapport volumique réel et maximum du sable par rapport au mortier. ϕ_{max} est calculé par la relation 2.28 :

$$\phi_{\text{max}} = 1 - 0,45 \cdot (d_{\text{min}}/d_{\text{max}})^{0,19} \quad (2.28)$$

Où : d_{min} et d_{max} sont respectivement le diamètre minimal et maximal du sable.

Dans un premier temps, la pâte est caractérisée avec un rapport initial V_E/V_p , le dosage des superplastifiants est ensuite ajusté en utilisant un mini cône ($h = 60$ mm, $\varnothing_1 = 60$ mm et $\varnothing_2 = 36$ mm) (figure 2.18).

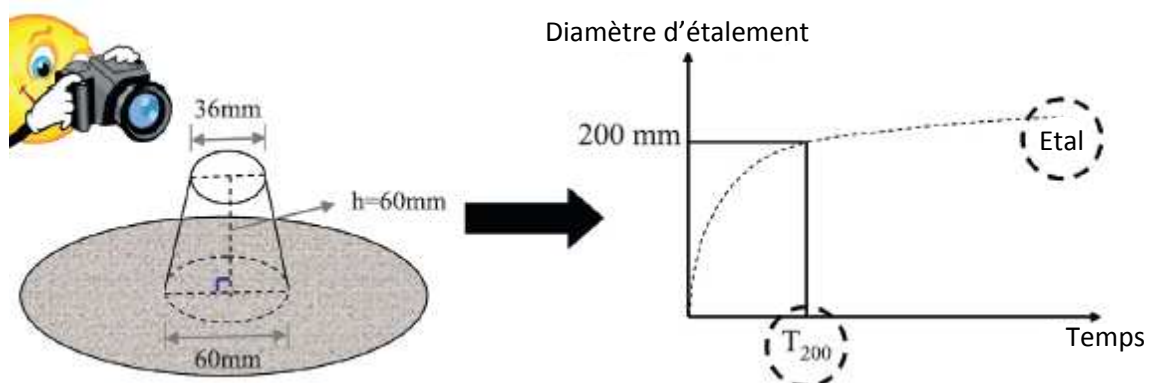


Figure 2.18: Ajustement du dosage en superplastifiant avec un mini cône (Wu et *al.*, 2014)

La valeur d'étalement (Etal) et le T200 sont mesurés pour calculer les paramètres rhéologiques $\tau_{\text{pâte}}$ et $\eta_{\text{pâte}}$ en utilisant les équations (2.29) et (2.30). Il est clair que les auteurs

se sont basés sur la relation développée par Roussel et *al.*(2005, (a)) pour estimer le seuil de cisaillement et la relation développée par Chidiac et *al.*(2000) pour l'estimation de la viscosité.

$$\tau_{\text{pâte}} = \frac{225 \cdot \rho_{\text{pâte}} \cdot g \cdot V_{\text{cône}}^2}{128 \cdot \pi^2 \cdot (\text{Etal}/2)^5} - \frac{0,005/\pi}{V_{\text{cône}}/\pi \cdot (\text{Etal}/2)^2} \quad (2.29)$$

$$\eta_{\text{pâte}} = \frac{\rho_{\text{pâte}} \cdot g \cdot h_{\text{cône}} \cdot V_{\text{cône}}}{150 \cdot \pi \cdot \text{Aff} \cdot \text{Etal}_{\text{pres}}^2} \cdot t_{\text{pres}} \quad (2.30)$$

Où : $\rho_{\text{pâte}}$: la densité de la pâte ; $V_{\text{cône}}$ et $h_{\text{cône}}$: respectivement le volume et la hauteur du cône ; Aff : est l'affaissement correspondant au diamètre d'étalement de 200 mm, $\text{Etal}_{\text{pres}}=200$ mm, t_{pres} : représente le temps de passage à un diamètre de 200 mm ; Etal : étalement de la pâte.

Ces paramètres rhéologiques $\tau_{\text{pâte}}$ et $\eta_{\text{pâte}}$ doivent aussi satisfaire les critères établis par les équations (2.26) et (2.27). Dans le cas contraire, le rapport V_E/V_P et/ou le %Sp doivent être ajustés. Le volume du sable utilisé représente 45% du volume du mortier et le volume du gravier est de 300 litres par mètre cube de BAP. Le diamètre de l'anneau en mortier qui enveloppe les graviers est calculé à partir des équations (2.31) et (2.32) et doit être égal à 1.4 mm, sinon des ajustements doivent être fait sur le volume des graviers.

$$V_{\text{exc}} = \sum \frac{V_s \cdot a_i \%}{\frac{1}{6} \pi \cdot D_i^3} \cdot \frac{1}{6} \pi \cdot [(D_i + 2 \cdot \delta_{\text{mortier}})^3 - D_i^3] \quad (2.31)$$

et $V_{\text{exc}} = V_{\text{mortier}} - V_v \quad (2.32)$

Où : V_{exc} : le volume du mortier en excès, V_{mortier} : le volume total du mortier ; V_v : le volume du mortier qui sert à remplir les vides entre les graviers (déterminé à partir de la porosité des graviers) (figure 2.19) ; δ_{mortier} : épaisseur de l'anneau en mortier qui enveloppe les graviers ; V_s : le dosage volumique en gravier dans le BAP ; D_i : le diamètre du gravier de classe i ; $a_i\%$: pourcentage massique du gravier de chaque classe i .

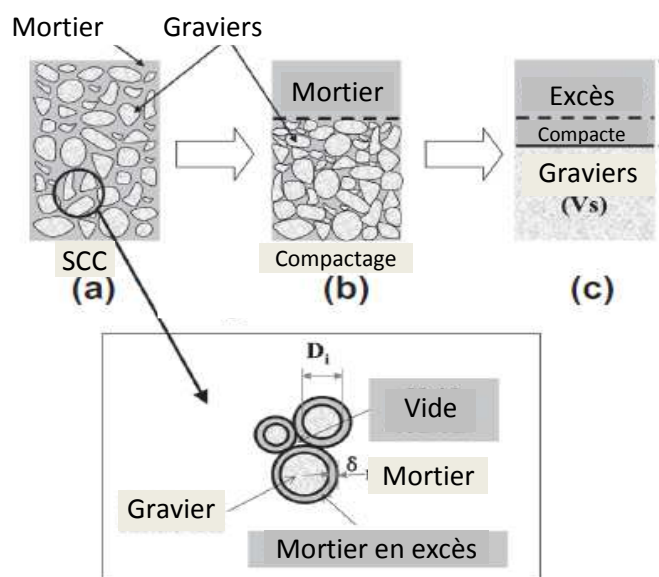


Figure 2.19: Illustration de l'épaisseur du film en mortier (Wu et *al.*, 2014)

L'organigramme principal de cette démarche est représenté dans la figure 2.20.

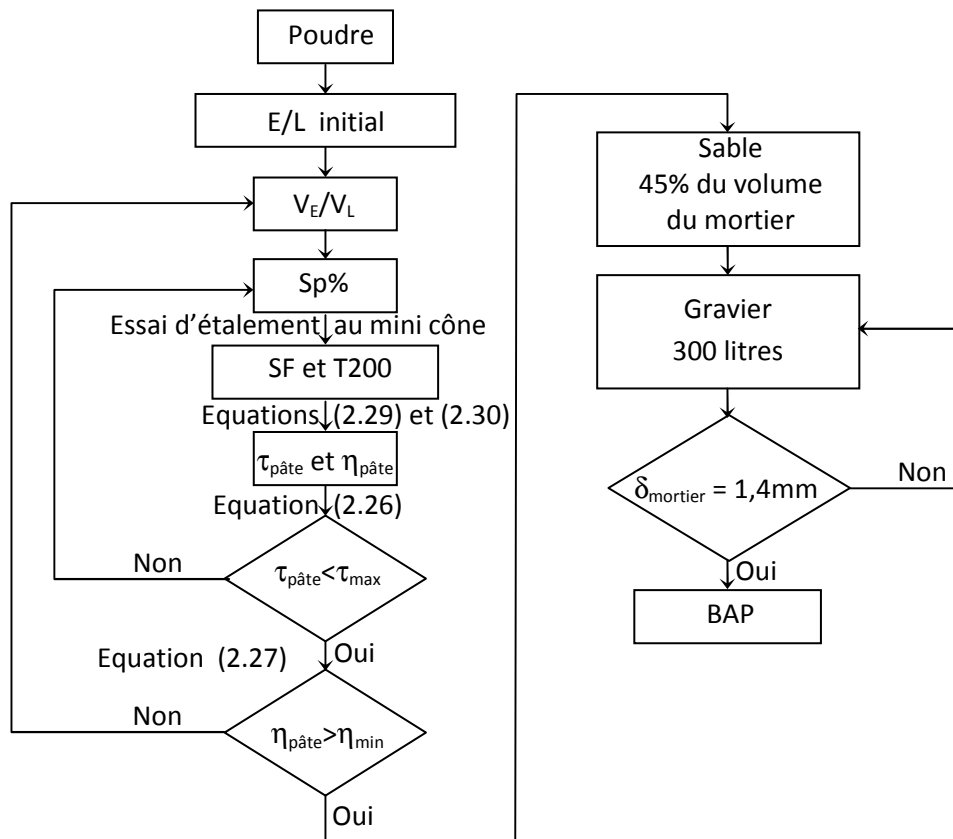


Figure 2.20: Méthode de formulation des BAP basée sur les caractéristiques rhéologiques de la pâte (Wu et al., 2014)

Bien que les méthodes présentées dans ce chapitre varient considérablement dans l'approche globale et le niveau de complexité, la plupart d'entre elles aboutissent à des proportions de constituants dans des fourchettes assez proches comme le montre le tableau 2.7.

Tableau 2.7 : Proportions des constituants en fonction des méthodes de formulation.

Méthode	Ciment (kg/m ³)	Additions (kg/m ³)	Eau (l/m ³)	Sable (l/m ³)	Gravier (l/m ³)	E/C	E/L
Okamura et al. (1995)	Complément de volume			40 à 50% du volume du mortier	50 à 60% du volume solide	-	0,9 à 1 (en volume)
LCPC (Partner, 2000)	430	50	170	847	825	-	0,35
Khayat et al. (2000)	360 à 600			Le volume des granulats entre 240 et 400			0,37 à 0,5
Su et al., (2001)	> 270	-	-	50 à 57% des granulats qui occupent 59 à 68% du mélange.		-	
Ghezal et al., (2002)	250 à 400	≤ 120					0,38 à 0,72
Sonebi, (2004)	60 à 216	183 à 317					0,38 à 0,72
EFNARC, (2005)	400 à 600		Max200	Complément de volume	28 à 35% (en volume)		
ACI 237 R, (2007)	386 – 475			32 à 44%	28 à 32%		0,32 à 0,45
	Volume de pâte 34 à 40%						
ICAR (Koehler et al., 2007)	Volume de pâte : 28 à 40%			40 à 50% des granulats			
UCL (Domone, 2009)				45% du volume du mortier	30 à 40%		0,28 à 0,36
Erdogan et al. (2009)			160 à 170	39 à 48% du volume des granulats		0,30 à 0,37	
Belalia et al. (2016)	370 à 733			656 à 1038 Kg/m ³	590 à 935 Kg/m ³		0,26 à 0,45
Moyenne	C = 360 et L = 535						
Desnerck et al., (2016)	Volume du liant = 370 l/m ³		185 l/m ³	800 Kg/m ³	820 Kg/m ³	0,55	0,46

IV. Caractérisation des BAP à l'état frais :

Dès l'apparition des BAP, plusieurs essais simples et empiriques ont été mis en place pour être regroupés par la suite sous forme de recommandations émanant de l'AFGC (2008) et de l'EFNARC (2002 ; 2005). Ces essais ont finalement conduit à la normalisation en 2010 (EN 206-9) et en 2014 (NF EN 206/CN).

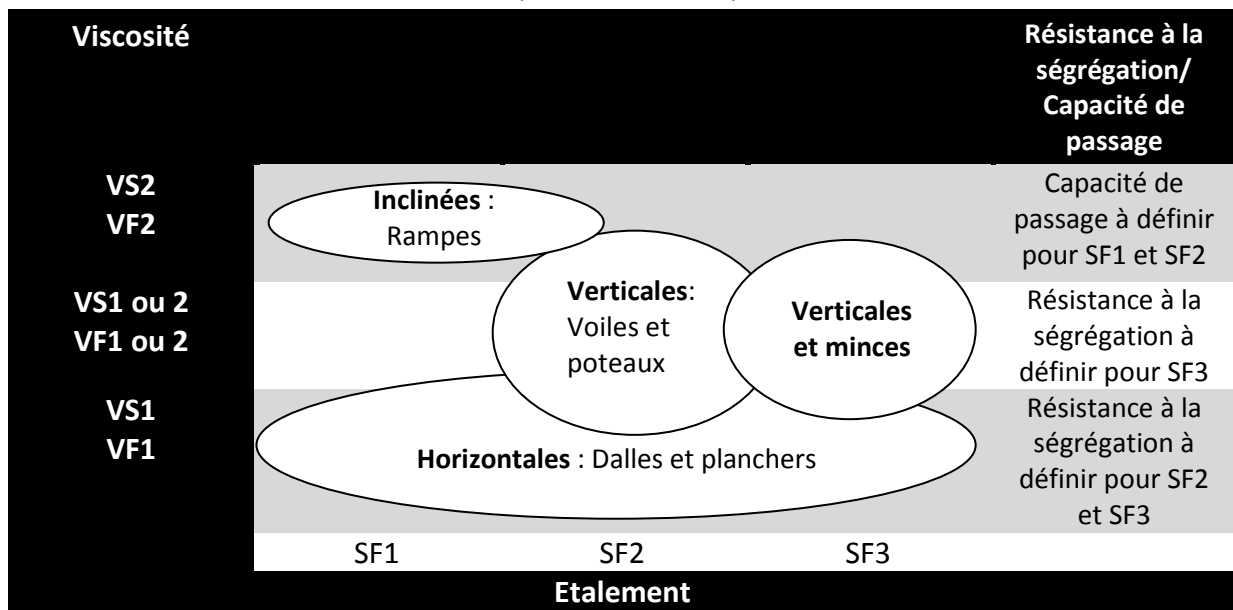
La caractérisation complète des BAP doit englober trois volets de propriétés contradictoires inhérentes à la structure multiphasique du béton : le remplissage, la capacité de passage et la résistance à la ségrégation. Les principaux essais utilisés dans notre recherche sont présentés dans le tableau 2.8. Toutefois, d'autres essais complémentaires, largement détaillés dans nos travaux antérieurs (Taleb, 2009), peuvent aussi être utilisés pour la caractérisation des BAP.

Tableau 2.8: Intérêt des différents essais de caractérisation (EFNARC, 2009, NF EN 206-9)

Méthode	Remplissage	Viscosité	Capacité de passage	Résistance à la ségrégation
cône d'Abrams	Etalement	T ₅₀₀		
J-ring			Etalement	
Boîte en L			Rapport H ₂ /H ₁	
Stabilité				% laitance
V-funnel		Temps		
Rhéologie	Seuil	Viscosité		

Les limites des valeurs caractéristiques d'un BAP en termes de valeurs mesurées sont regroupées dans le tableau 2.1. Le type d'application visée peut alors conditionner le choix des caractéristiques des BAP (tableau 2.9) (Walraven, 2003).

Tableau 2.9: Application visée en fonction des classes d'acceptabilité des BAP (Walraven, 2003)



Les essais sus-cités (tableau 2.8) sont pratiques et très adaptés au niveau des chantiers. Cependant, les résultats obtenus à partir de ces essais simples peuvent ne pas être totalement représentatifs du caractère intrinsèque des bétons, car ils restent sensibles à l'utilisateur ou encore au type de confinement.

Si l'essai au cône d'Abrams a toujours permis d'estimer la plasticité des bétons courants en estimant un affaissement, cette caractéristique n'est plus suffisante pour identifier les propriétés rhéologiques des bétons autoplaçants. L'utilisation des rhéomètres s'impose dans ce cas, afin d'examiner l'écoulement de ces fluides visqueux, car ils permettent la mesure des paramètres intrinsèques du matériau en termes de quantités physiques fondamentales (seuil de cisaillement, viscosité plastique) (Wallevik et *al.*, 2011) contrairement au cône d'Abrams où un simple changement d'orientation contribue à modifier significativement les résultats obtenus (Fares, 2015).

Wallevik (2002) et Nielsen (2003) ont proposé un diagramme pour montrer le domaine de validité des BAP selon la viscosité plastique, le seuil de cisaillement et le domaine d'étalement (figure 2.21).

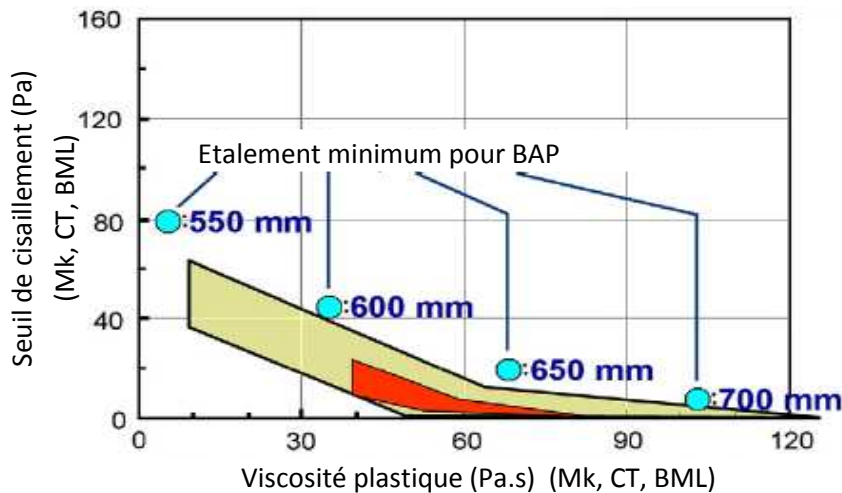


Figure 2.21 : Diagramme de validité des BAP (Wallevik, 2002)

Toutefois, les recherches effectuées dans différents pays ont montré que ce domaine de validité pouvait encore être élargi comme présenté sur la figure 2.22.

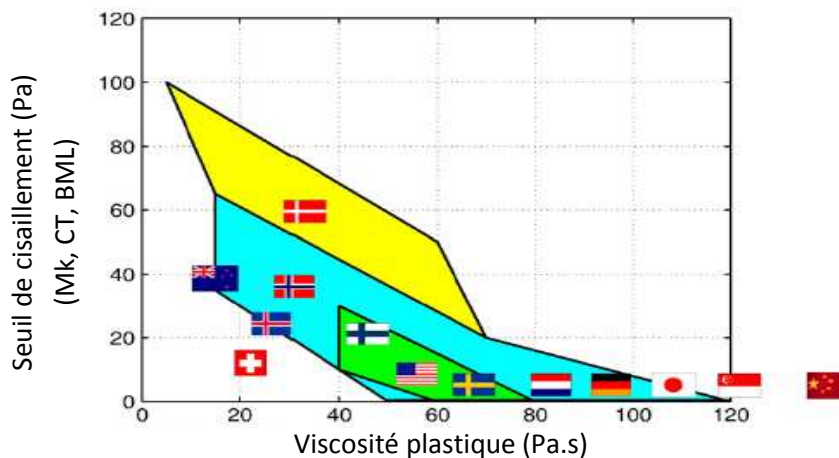


Figure 2.22 : Nouveau diagramme de validité des BAP en fonction des pays (Wallevik et *al.*, 2011)

V. Corrélation entre grandeurs expérimentales et paramètres rhéologiques des BAP :

Plusieurs chercheurs ont essayé d'établir des corrélations entre les paramètres rhéologiques et les mesures expérimentales obtenus à travers les essais couramment utilisés pour la caractérisation des BAP à l'état frais.

Il est maintenant prouvé que le seuil de cisaillement a une relation directe avec l'étalement, et que la viscosité est corrélée au T_{500} ou au temps d'écoulement mesurée au V-funnel. Les principales relations de corrélation sont résumées dans le tableau 2.10. C'est la raison pour laquelle un seul essai reste insuffisant pour caractériser correctement le béton. A titre d'exemple, deux bétons peuvent avoir le même étalement c'est-à-dire pratiquement le même seuil de cisaillement, bien qu'ils présentent visiblement un comportement rhéologique en écoulement extrêmement différent car la déformation finale peut être atteinte plus ou moins rapidement en raison de la viscosité plastique qui est l'autre paramètre prépondérant de la consistance. De plus, si le rapport entre la viscosité plastique et le seuil de cisaillement (μ/τ_0) devient supérieure à 10, les essais courants deviennent insuffisants pour décrire l'ouvrabilité des bétons (Wallevik et *al.*, 2011).

Par ailleurs, les relations résumées dans le tableau 2.10 n'aboutissent pas toujours au même résultat. Une comparaison entre les formules données par la bibliographie est réalisée sur la figure 2.23.

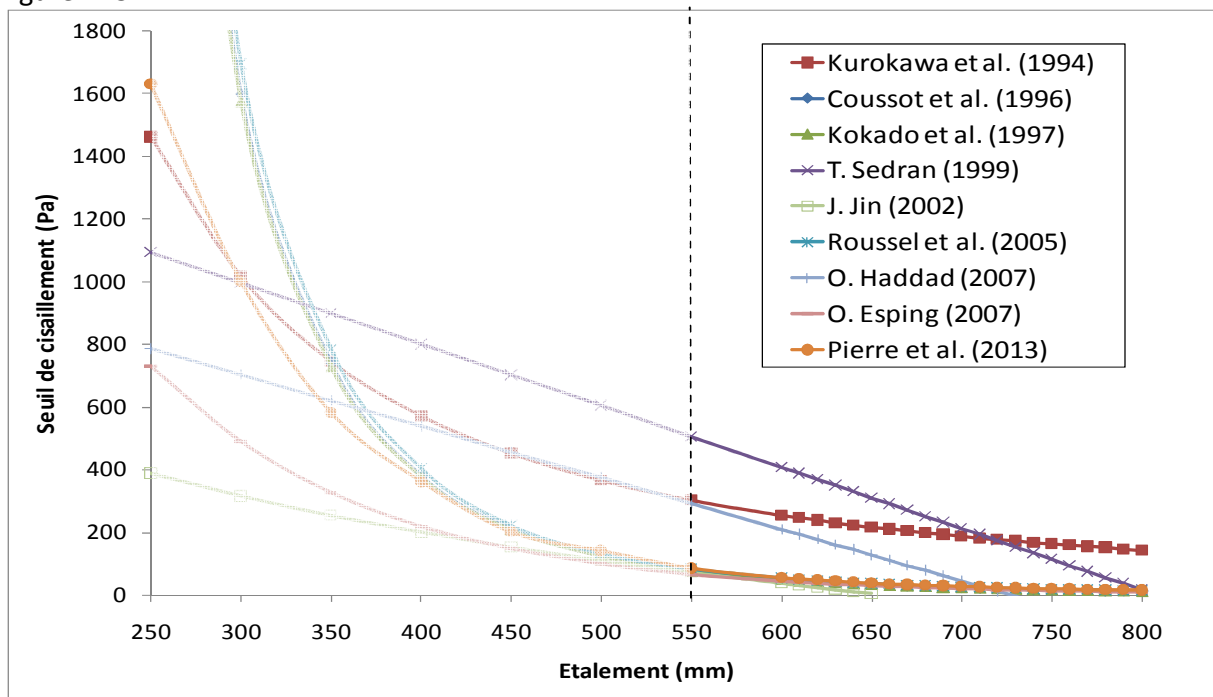


Figure 2.23: Comparaison des différentes relations entre le seuil de cisaillement et l'étalement.

Pour des BAP, il est clair que les relations de (Coussot et *al.*, 1996), (Roussel et *al.*, 2005), (Jin, 2002), (Esping, 2007) et (Pierre et *al.*, 2013) convergent vers des seuils équivalents. La relation exprimée par la formule de Kurokawa *et al.* (1994) où le seuil est inversement proportionnel au carré de l'étalement, reste voisine de celle de Pierre et *al.* pour de faibles étalements. Aussi, les relations linéaires comme celle de Sedran (1999) ou de Haddad (2007) amènent à des seuils plus élevés pour des étalements variant entre 350 et 700 mm.

Tableau 2.10 : Principales relations entre grandeurs expérimentales et paramètres rhéologiques des BAP

Modèles	Relations	App	Notes
Essai au cône d'Abrams (Etalement & T500)			
Kurokawa et al. 1994	$\tau_0 = \frac{\rho g V_{\text{cône}} \cdot 10^8}{25\sqrt{3}\pi \cdot \text{Etal}^2}$ $\mu = 0,0545 \cdot \rho \left(1 - \frac{4 \cdot 10^4}{\text{Etal}^2}\right) \left(1 - \frac{25 \cdot 10^4}{\text{Etal}^2}\right) \cdot T_{500}$	BAP	Simulations Numériques ρ : masse volumique du béton g : accélération de la pesanteur $V_{\text{cône}}$: Volume du cône . Etal : Etalement. T_{500} : Temps à 500 mm d'étalement
Cousot et al. 1996	$\tau_0 = \left(\frac{279}{\text{Etal}}\right)^5 \rho$	BAP	Calcul analytique
Kokado et al. 1997	$\tau_0 = \frac{225\rho g V^2}{4\pi^2 \text{Etal}^5}$	BAP	Démarche analytique
T. Sedran 1999	$\tau_0 = (808 - \text{Etal}) \frac{\rho g}{11740}$ $\mu = \frac{\rho g}{10000} (0,026 \text{ Etal} - 2,39) T_{500}$	BAP	Etude expérimentale sur BTRhéom.
J. Jin 2002	$\tau_0 = -400,69 \ln(\text{Etal}) + 2599,6$	BAP	Etude expérimentale sur two-point
Roussel et al. 2005	$\tau_0 = \frac{225\rho g V^2}{128\pi^2 \text{Etal}^5}$	BAP	Calcul analytique
O. Esping 2007	$\tau_0 = \exp\left(\frac{1071,82 - \text{Etal}}{124,65}\right)$ $\mu = \frac{T_{500}}{0,002 \cdot \tau_0}$	BAP	Etude expérimentale
O. Haddad 2007	$\tau_0 = (727 - \text{Etal}) \frac{\rho}{1398}$	BAP	Etude expérimentale
Zerbino et al. 2009	$\tau_0 = 0,46 \cdot (649 - \text{Etal})$ $\mu = \ln(T_{500}/0,68)/0,019$	BAP	Etude expérimentale sur BML

Pierre et <i>al.</i> 2013	$\left[\frac{8\pi}{15} (E_{tal} - R_0)^{\frac{5}{2}} + \frac{4\pi}{3} R_0 (E_{tal} - R_0)^{\frac{3}{2}} + \pi R_0^2 (E_{tal} - R_0)^{\frac{1}{2}} \right] \sqrt{\frac{2\tau_0}{\rho g}} + \pi R_0^2 \sqrt{3} \frac{\tau_0}{\rho g} -$ $V_0 = 0$	BAP	Calcul analytique R_0 : Rayon de la base du cône d'Abrams V_0 : Volume du cône d'Abrams
Essai de la boîte en L (avec barres)			
Nguyen et <i>al.</i> , 2006	Avec 3 barres : $\frac{h_1}{h_2} \approx \frac{\rho g - 100 \cdot \tau_0}{\rho g - 100 \cdot \tau_0}$ Sans barres : $\frac{h_1}{h_2} \approx \frac{\rho g - 84 \cdot \tau_0}{\rho g - 84 \cdot \tau_0}$	BAP	Calcul analytique validé par expérience. Le BAP doit être stable (pas de risque de blocage). h_1 : hauteur du béton de la partie verticale h_2 : hauteur du béton de la partie horizontale
Essai de la boîte LCPC			
Roussel, 2007	$A = \frac{2\tau_0}{\rho g \cdot l_0}$ A est déduit de la relation : $L = \frac{h_0}{A} + \frac{l_0}{2A} \cdot \ln\left(\frac{l_0}{l_0 + 2h_0}\right)$	BAP	Calcul analytique validé par expérience L'essai est réalisé pour unseau contenant 6 litres de BAP. l_0 : largeur du canal (boîte) = 20 cm. h_0 : épaisseur de l'échantillon à l'extrémité de la boîte. L : longueur d'étalement.
Essai d'écoulement au V - Funnel			
Jin, 2002	$\mu = 12,254 \cdot T_v - 17,216$	BAP	Etude expérimentale sur MK. T_v : Temps d'écoulement au V-Funnel
Zerbino et <i>al.</i> 2009	$\mu = \ln\left(\frac{T_v}{3,04}\right)/0,013$	BAP	Etude expérimentale sur BML

VI. Conclusion :

Après avoir exposé les principales méthodes de formulation des BAP, nous pouvons apporter les conclusions suivantes :

Les méthodes basées sur l'expérience sont les plus faciles à utiliser. Néanmoins, elles reposent sur l'empirisme, ce qui nécessite des essais continus au niveau du laboratoire pour étudier la compatibilité entre les matériaux et obtenir des mélanges fluides et homogènes. De plus, un simple changement d'un des constituants aura pour conséquence de réajuster ou encore réétudier la formulation.

Les méthodes basées sur la résistance mécanique se fondent sur un procédé simple pour obtenir les quantités spécifiques des constituants et réduisent le besoin à recourir à des essais expérimentaux spécialement à l'échelle de la pâte ou du mortier. Ce sont généralement les paramètres qui participent à la résistance qui sont pris en considération dans cette approche. Cependant, cette démarche exige des ajustements pour l'ensemble des constituants avant d'atteindre la proportion optimale du mélange.

Les méthodes basées sur l'analyse statistique sont efficaces pour déterminer l'influence des variables clés sur les propriétés des BAP. Cette démarche permet de simplifier le protocole de formulation une fois les relations statistiques établies. Toutefois, l'élaboration de ces relations nécessite des tests intensifs et soignés en amont au niveau du laboratoire. De plus, un simple changement de nature d'un des composants oblige à recommencer du début et développer de nouveaux modèles. Ces relations statistiques ne sont aussi valables que dans des fourchettes bien précises fixées au préalable de l'étude et ne sont donc pas exploitables en dehors de ces intervalles.

La méthode basée sur l'empilement granulaire est très intéressante car elle se base sur une analyse multi échelle tout en prenant en considération les caractéristiques intrinsèques des constituants. Cette approche permet de déterminer la quantité de pâte nécessaire pour combler les vides d'un squelette granulaire optimisé. Par conséquent, la quantité du liant pourra être minimisée, ce qui est avantageux sur les plans technique, économique et écologique. En outre, une surveillance particulière de la ségrégation et un contrôle de l'ouvrabilité du mélange s'avèrent nécessaire dans ce cas.

La méthode basée sur la rhéologie de la pâte ou du mortier peut être un outil efficace pour la formulation des BAP car elle nécessite moins de matériaux et permet de rendre les essais moins fastidieux au niveau du laboratoire. Elle est aussi un moyen de base pour contrôler l'effet des nouveaux matériaux tels que les adjuvants chimiques ou les additions minérales sur la rhéologie des compositions cimentaires. Pour que cette démarche soit efficace, il est nécessaire d'acquérir des équipements rhéologiques fiables et de réaliser soigneusement les essais.

A l'issue de cette synthèse, nous pensons que la méthode basée sur l'empilement granulaire est la plus robuste pour la formulation des BAP, car elle permet de couvrir un large éventail de matériaux et de diminuer le cout du mélange en réduisant le besoin en liant, ce qui présente un atout pour le développement durable.

CHAPITRE 3

Paramètres Influençant la Rhéologie des BAP

I. Introduction.....	74
II. Influence des constituants du béton	74
III. Influence des paramètres extrinsèques au béton	104
IV. Conclusion	109

I. Introduction :

La rhéologie et l'ouvrabilité du béton sont influencées par les dosages des matériaux constituant le mélange, les caractéristiques des matériaux et du matériel et les conditions de la construction. La liste des facteurs inclut les propriétés et la quantité du ciment; le dosage en eau ; le temps de contact entre l'eau et le ciment ; la distribution granulométrique, la texture, la forme et l'angularité des agrégats ; le volume d'air entraîné ; le type et dosage des additions minérales et organiques utilisées ; la température ; le temps et le type de malaxeur utilisé. Ces facteurs agissent d'une façon interactive de telle sorte qu'un changement de la proportion d'un composant pour produire une caractéristique spécifique, exige que d'autres facteurs soient ajustés pour maintenir l'ouvrabilité désirée.

Les effets de ces facteurs sur l'étalement ou le temps d'écoulement ont été souvent étudiés et largement rapportés dans la littérature. Par contre, peu de données existent sur la rhéologie surtout celles qui se rapportent aux bétons autoplaçants. Ce chapitre, présente donc un état de l'art relatif à l'influence des facteurs clés sur l'ouvrabilité et la rhéologie des matériaux cimentaires et granulaires.

II. Influence des constituants du béton :

II.1. Influence du ciment :

Généralement, les particules du ciment ont tendance à s'agglomérer en raison des charges opposées présentes à leur surface. Ce phénomène se traduit par une élévation du seuil d'écoulement au niveau des propriétés rhéologiques (Edwige, 2010).

La composition chimique et les caractéristiques physiques du ciment peuvent aussi significativement modifier les propriétés rhéologiques des mélanges cimentaires. Nunes et al. (2011) ont remarqué que les propriétés d'ouvrabilité peuvent significativement varier en fonction de la date de production du ciment. Ce constat a été fait sur plusieurs types de ciments (figure 3.1).

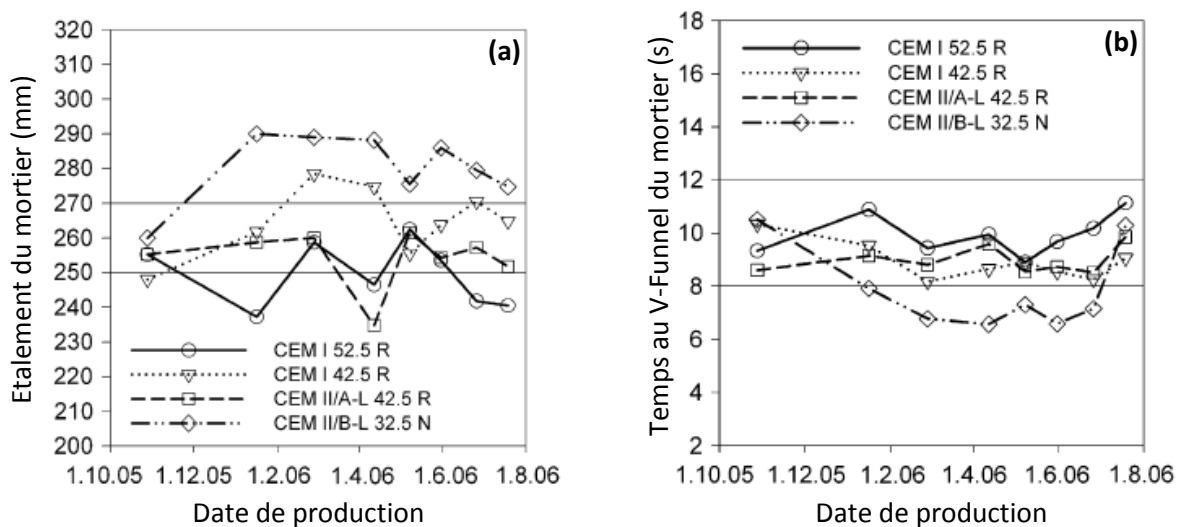


Figure 3.1: Variation de l'étalement (a) et du temps d'écoulement (b) des mortiers pour BAP en fonction de la date de production du ciment (Nunes et al., 2011).

Pour un pourcentage fixé en superplastifiant (par rapport à la masse du ciment), plusieurs auteurs (Koehler et al., 2004 ; Ghezal et al., 2002) ont montré que l'augmentation du dosage en ciment élargit la couche lubrifiante autour des granulats, ce qui amène à réduire les deux paramètres rhéologiques des BAP (figure 3.2).

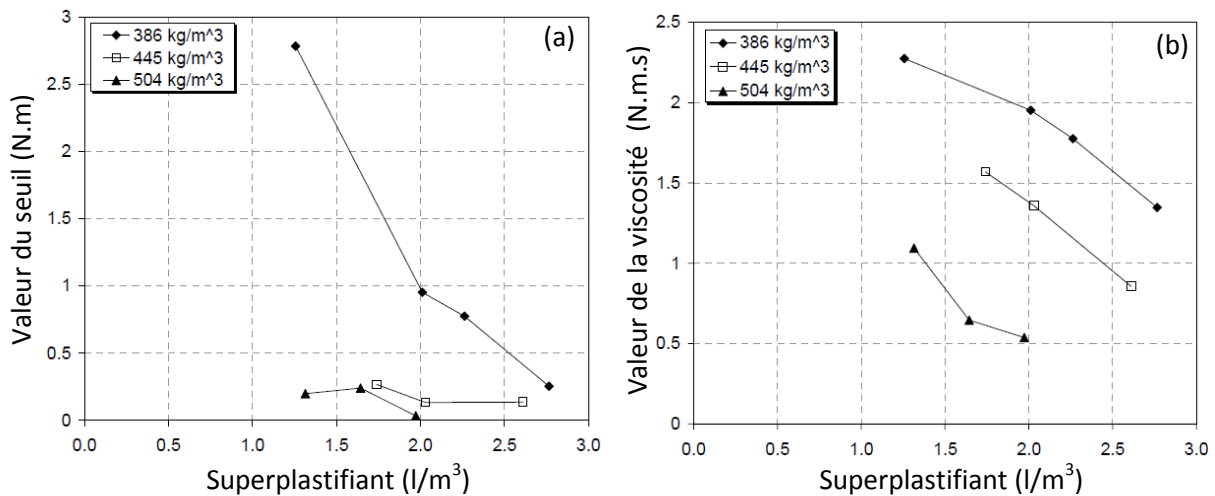


Figure 3.2 : Influence du taux de ciment sur (a) sur le seuil de cisaillement (b) sur la viscosité plastique (Amziane, 2005).

Par ailleurs, les valeurs des paramètres rhéologiques augmentent avec l'accroissement de la finesse du ciment (Vom Berg, 1979). A ce titre, Vikan et al. (2007) ont constaté que la résistance à l'écoulement s'amplifie d'une manière exponentielle avec l'augmentation de la finesse Blaine du ciment (figure 3.3). En effet, un ciment plus fin a tendance d'une part à amplifier les frictions inter-granulaires et d'autre part à absorber plus d'eau du mélange ce qui diminue rapidement la quantité d'eau disponible. Par ailleurs, il y a plus d'hydrates formés et par conséquent, plus de chevauchement et de force de surface (Mechaymech, 2010).

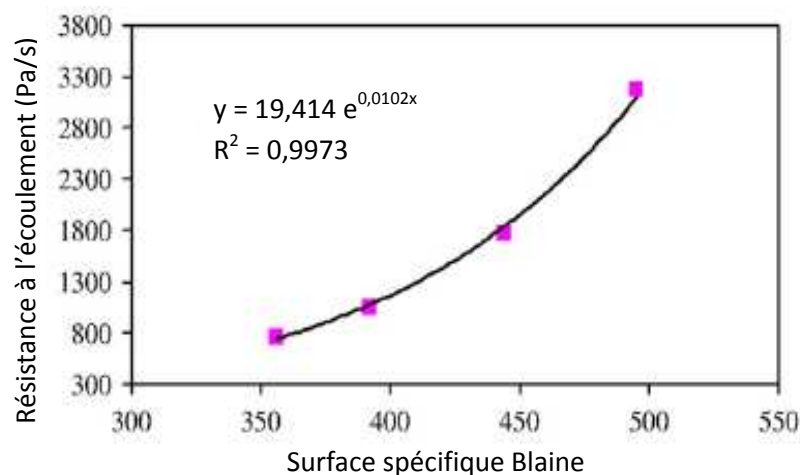


Figure 3.3: Influence de la finesse Blaine sur la résistance à l'écoulement (Vikan et al., 2007)

D'autres études se sont focalisées sur l'influence de la composition chimique du ciment. Hope et al. (1990) ont trouvé que les ciments ayant un taux élevé en Al_2O_3 et C_2S nécessitent

une demande en eau plus importante, sinon les paramètres rhéologiques seront élevés. Par contre, la demande en eau diminue pour des ciments riches en carbonate et en C_3S .

Dans ce même contexte, Suhr (1991) a trouvé que le seuil de cisaillement augmente proportionnellement avec la teneur en C_3A et diminue quand la concentration en SO_3 augmente. Quant à la viscosité, elle augmente régulièrement en fonction de la teneur en C_3A (Mechaymech, 2010).

La distribution granulométrique du ciment s'est avérée aussi influente surtout pour les bétons fabriqués avec des granulats angulaires. Ainsi, Hope et al. (1990) ont remarqué que les ciments ayant un pourcentage élevé de grains de diamètre inférieur à $10\ \mu m$, nécessitent une grande demande en eau pour assurer une certaine ouvrabilité lorsqu'ils sont combinés avec des granulats angulaires.

Concernant la loi de comportement rhéologique, les résultats de Feys (2009) ont fait ressortir qu'une pâte de ciment traditionnelle a un comportement Binghamien pour des taux de cisaillement élevés et rhéoépaississant pour de faibles taux de cisaillement. En revanche, la pâte autoplaçante est caractérisée par un comportement rhéoépaississant et peut présenter des signes rhéofluidifiants uniquement pour de faibles taux de cisaillement (figure 3.4).

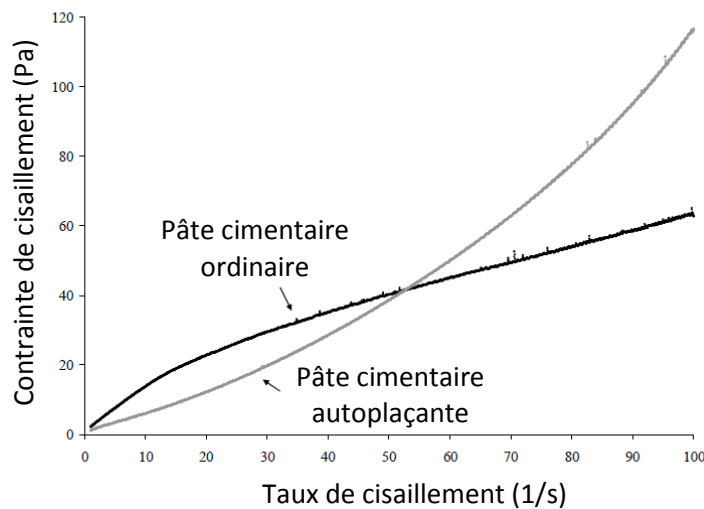


Figure 3.4: Comparaison entre la courbe d'écoulement de la pâte pour BO et pour BAP (Feys, 2009)

II.2. Influence des additions minérales :

Le BAP nécessite un volume élevé en poudre pour assurer une bonne fluidité au mélange. Pour cette raison et pour des raisons économiques et écologiques, une partie du ciment doit être substituée par une ou plusieurs additions combinées. Les principales additions, étudiées dans la littérature (250 études), et utilisées dans la formulation des BAP sont regroupées dans le tableau 3.1. (Desnerck et al., 2016).

Tableau 3.1: Types des principales additions utilisées dans le BAP (1352 mélanges)
(Desnerck et al., 2016)

Type d'addition	% des études	Type d'addition	% des études
Fillers calcaires	40,7%	Pouzzolane naturelle	0,2%
Cendre volante	35,1%	Quartz	1,8%
Granite	0,3%	Métakaolin	0,7%
Poudre des fours	0,1%	Laitiers	9,0%
Basalte	0,2%	Fumée de silice	9,2%

L'utilisation des additions minérales peut améliorer ou réduire l'ouvrabilité du mélange. Evidemment, cela dépend du dosage, de la forme, de la texture, de la granulométrie et de la composition. Malgré l'importance de ces propriétés dans la compréhension des comportements à l'état frais et durci du BAP, l'analyse a montré que plusieurs études qui traitent du BAP incorporant les additions minérales ne se préoccupent essentiellement que des propriétés du béton et ne mentionnent que très partiellement les propriétés physico-chimiques de l'addition utilisée.

II.2.1. Influence des fillers calcaires :

Les fillers calcaires sont des fines minérales obtenues par broyage d'une roche calcaire. Ils sont généralement utilisés comme additions inertes substituées ou ajoutés au ciment pour augmenter le volume de poudre surtout dans les BAP.

L'effet filler vient du fait que cette addition, une fois finement broyée, puisse combler les vides entre les particules de dimensions plus importantes et améliore ainsi la compacité du squelette granulaire et les propriétés du béton à l'état frais ainsi qu'à l'état durci (De Schutter, 2011).

Bien qu'ils soient généralement inertes, les fillers calcaires peuvent participer, dans certains cas, aux réactions d'hydratation liés à la phase de l'aluminate par la formation du monocarboaluminate (Bonavetti et al., 2001). La présence de filler calcaire entraîne aussi une accélération de la réaction d'hydratation du ciment, qui est due à un effet de nucléation hétérogène où la germination des phases hydratées se produit plus aisément au contact de grains de calcaire, ce qui entraîne une précipitation plus rapide des C-S-H et de la portlandite (Le, 2014). Toutefois, une grande partie de l'eau restera presque entièrement disponible pour la réaction du ciment (De Schutter, 2011).

Plusieurs études ont traité l'effet de l'incorporation des fillers calcaires dans les bétons autoplacants. Ghomari et al. (2011) ont remarqué que la substitution du ciment par des fillers calcaires contribue à diminuer l'étalement des BAP et augmenter leurs temps d'écoulement au V- Funnel. Cet effet est accentué au-delà de 20% de substitution.

Ghezal et al. (2002) ont étudié l'influence des fillers de densité égale à 2.65, présentant une surface spécifique de 5650 g/cm² et constitués de 97,2% de particules de diamètre inférieur à 45 µm. Ces additions contribuent à diminuer le seuil de cisaillement et de la viscosité

plastique et améliorent la stabilité des BAP lorsqu'elles sont présentes dans le mélange à des taux supérieurs à 100 kg/m^3 .

Par ailleurs, l'augmentation du dosage en fillers calcaires permet de réduire la demande en superplastifiant pour une ouvrabilité donnée (Ghezal et al., 2002 ; Sonebi et al., 2004), surtout avec les polycarboxylates (Adjoudj, 2015). Par contre, la perte de fluidité après 45 minutes dépend du dosage en ciment (figure 3.5) (Ghezal et al., 2002).

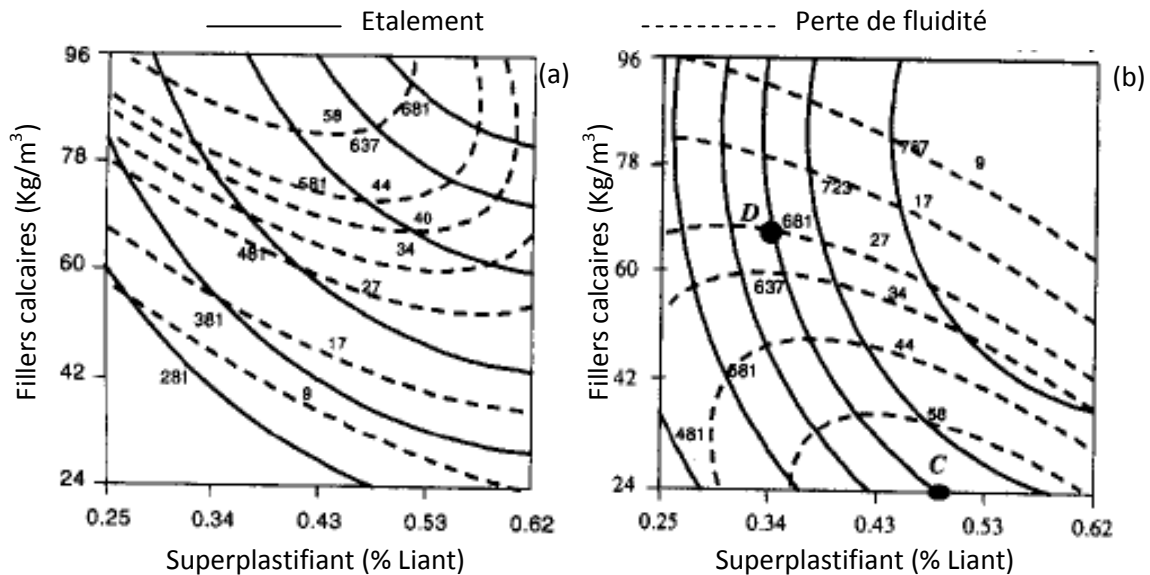


Figure 3.5 : Diagramme de contours de l'étalement à T_0 et de la perte de fluidité à T_{45} pour des mélanges avec fillers calcaires et superplastifiants ($E/L = 0,55$)
(a) Ciment = 290 Kg/m^3 ; (b) Ciment = 360 Kg/m^3 (Ghezal et al., 2002)

Récemment, Wen-Qiang et al. (2016) ont recommandé d'utiliser des taux de fillers calcaires variant entre 150 et 225 Kg/m^3 pour atteindre des propriétés rhéologiques caractéristiques des BAP avec des viscosités plastiques élevées et des seuils de cisaillement réduits. Par ailleurs, une combinaison des fillers calcaires avec de la fumée de silice peut faire croître considérablement le seuil de cisaillement mais réduit, par contre, la viscosité plastique en raison d'un meilleur arrangement des grains du liant.

Toutefois, le dosage en filler doit être optimisé d'une façon minutieuse, car l'utilisation de ces additions peut significativement influencé la thixotropie du mélange (Corinaldesi et al., 2011).

Comme pour le ciment, l'influence de la surface spécifique Blaine (SSB) des fillers calcaires a un effet non négligeable sur la rhéologie des BAP. El Hilali (2009) a conclu dans ses recherches que la viscosité et le seuil de cisaillement des BAP diminuent en augmentant la finesse des additions calcaires. Aussi, la cinétique de diminution de l'étalement est plus prononcée pour les BAP formulés avec des fillers ayant une faible surface Blaine.

A l'échelle du béton, pour un dosage en eau constant, Esping (2008) a observé une augmentation du seuil de cisaillement et de la viscosité avec l'augmentation de la surface spécifique du filler mesurée par la technique BET.

Sur le plan chimique, Nehdi (2000) a spécifié que des variations faibles du dosage en MgO du filler (compris entre 1,75 et 2,86%) peuvent créer des interactions avec certains superplastifiants et causer un accroissement de la viscosité de la pâte de filler.

Les impuretés telles que les argiles ou les graphites présentes dans les fillers réduisent la capacité d'écoulement en raison d'une demande en eau accrue (Michel, 2007) ou encore à cause des interactions avec les adjuvants chimiques (Diederich, 2010).

Haddadou (2015) a trouvé que le dosage optimum des fillers qui satisfait les exigences du BAP dépend de la finesse des fillers ; mais également de la roche mère. Il a conclu que l'étalement et le temps d'écoulement sont inversement proportionnels à la surface spécifique des additions utilisées (figure 3.6). Ce résultat est dû au taux d'absorption qui est proportionnel à la progression de la SSB (figure 3.7). Par ailleurs quand la poudre de marbre est employée, la fluidité est légèrement réduite.

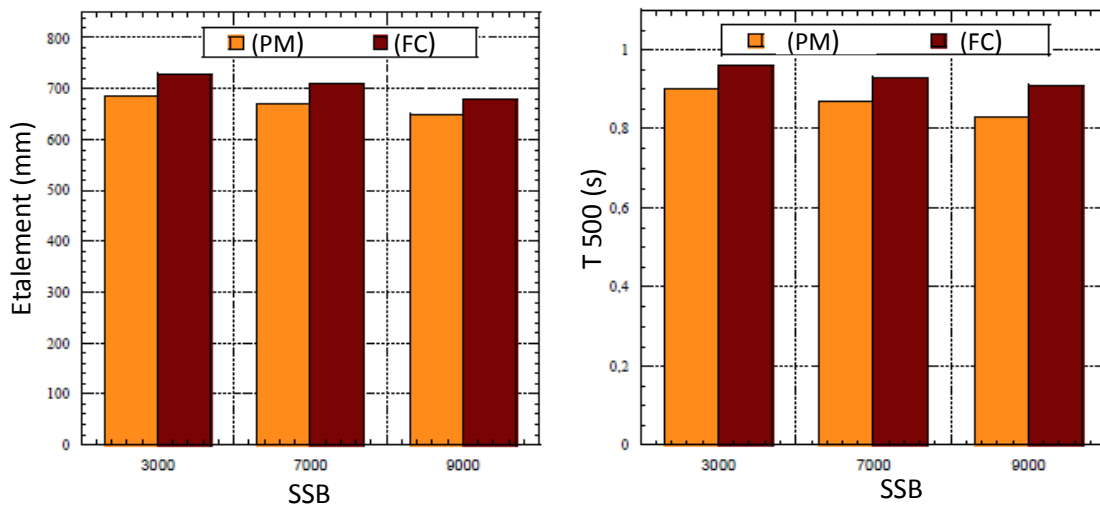


Figure 3.6 : Influence des additions et de leurs SSB sur l'étalement et T₅₀₀ (Haddadou, 2015).

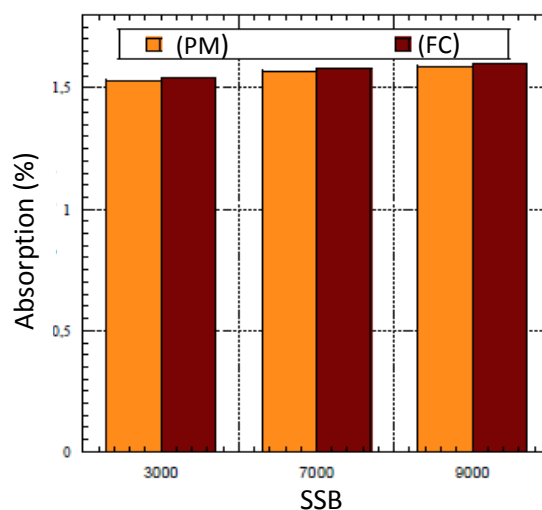


Figure 3.7 : Variation de l'absorption en fonction de la SSB (Haddadou, 2015).

Mucteba et al. (2011) ont comparé l'influence de trois types de roches : les fillers calcaires, la poudre de Basalte et la poudre de marbre, sur le comportement des BAP à l'état frais (figure 3.8). Les auteurs recommandent un taux de substitution de 20% de ciment par ces additions pour avoir les meilleures performances à l'état frais. Ils ont aussi montré l'effet bénéfique des fillers calcaires par rapport aux autres poudres.

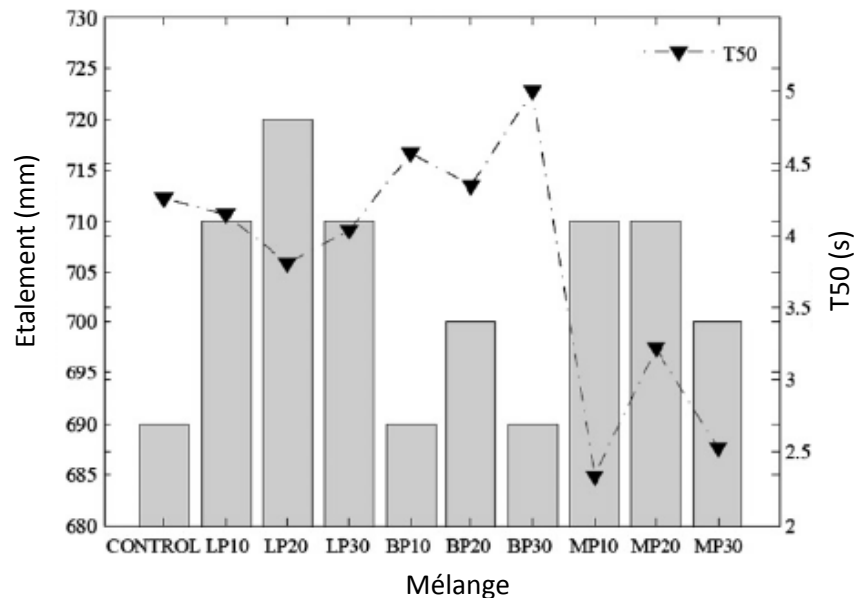


Figure 3.8: Etalement et T_{500} des BAP avec fillers calcaires (LP), poudres de basalte (BP) et poudres de marbre (MP) (Mucteba et al., 2011)

II.2.2. Influence de la pouzzolane naturelle :

La pouzzolane naturelle est issue de roches d'origine volcanique ou sédimentaire ayant une combinaison appropriée. La pouzzolane naturelle n'a pas de propriétés hydrauliques intrinsèques ; mais en présence de la chaux libérée par le clinker au cours de son hydratation, elles forment des hydrates stables semblables à ceux qui sont formés à la suite de l'hydratation du clinker (Dupain, 2000).

La pouzzolane naturelle est employée et commercialisée principalement auprès des cimenteries qui l'utilisent comme ajout actif à des taux de 15 à 20 % dans la fabrication des ciments composés (Park et al., 2005). Habituellement, seules les caractéristiques mécaniques sont vérifiées. La connaissance des performances de cette pouzzolane en termes de rhéologie demeure encore limitée (cf. tableau 3.1).

Oubraham et al. (2015) ont étudié l'influence de la pouzzolane naturelle sur la rhéologie des pâtes. Ils ont remarqué que la substitution du ciment par la pouzzolane n'a pas eu d'effet positif sur les paramètres d'écoulement. En effet, à maniabilité constante, la pouzzolane engendre soit une augmentation du besoin en eau (Colak, 2003) soit une augmentation du dosage en superplastifiant à cause de la présence d'alumine (Al_2O_3) dans la pouzzolane naturelle (Adjoudj, 2015 ; Oubraham et al., 2015).

Adjoudj (2015) a aussi bien observé l'effet négatif de la pouzzolane sur le seuil de cisaillement et la viscosité des mortiers. Par ailleurs, il a remarqué que la pouzzolane

naturelle est compatible avec les superplastifiants à base de lignosulfonates que les polycarboxylates (figure 3.9).

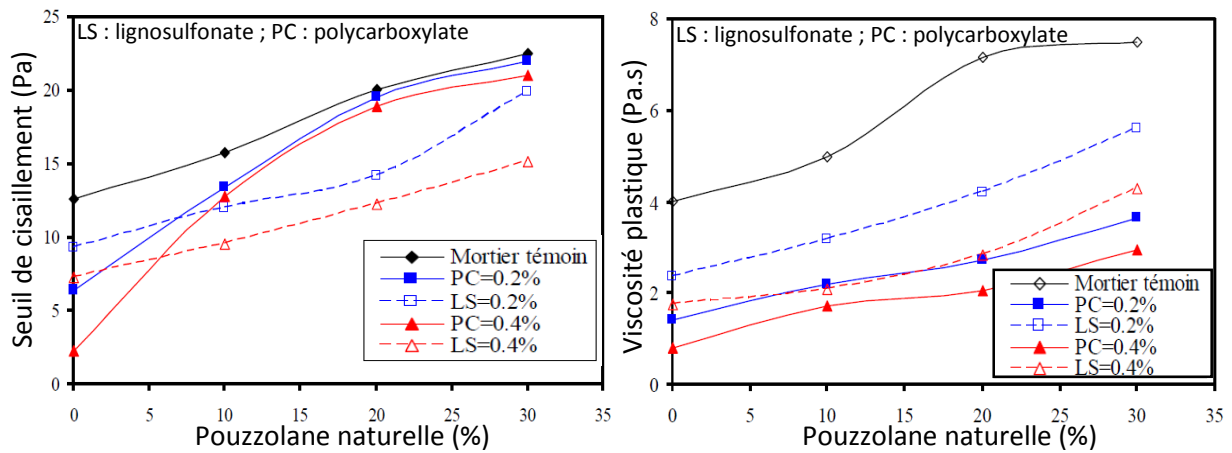


Figure 3.9 : Variation du seuil de cisaillement (a) et de la viscosité plastique (b) des mortiers à la pouzzolane naturelle pour différents types et dosages en superplastifiants (Adjoudj, 2015)

Belaidi et al. (2012) ont observé une amélioration de l’ouvrabilité des BAP en substituant le ciment par de la pouzzolane naturelle pour des taux allant jusqu’à 15%. Cependant, aux taux de 20 et 25% de substitution, les BAP présentent une diminution de l’étalement respective de 55 et 65% par rapport au béton témoin. Par ailleurs, l’accroissement du taux de pouzzolane naturelle est toujours accompagné par une élévation du temps d’écoulement au V-Funnel. Au-delà de 15% de substitution, le blocage est constaté dans la boîte en L et au V-funnel (figure 3.10). Les auteurs expliquent ce résultat par le fait que la surface spécifique de la pouzzolane (4200 g/cm²) est plus élevée que celle du ciment (3000 g/cm²) et par conséquent la demande en eau est plus importante.

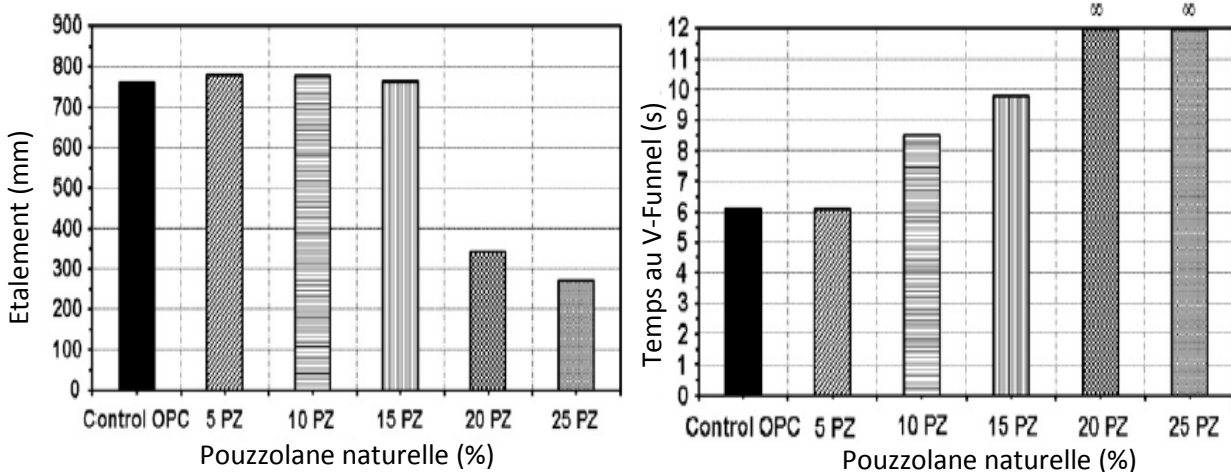


Figure 3.10 : Etalement et temps au V-Funnel en fonction du taux de la pouzzolane (Belaidi et al., 2012)

Kenai et al. (2014) ont constaté qu'une substitution partielle de 15% de ciment par la pouzzolane naturelle ($d = 2.81$, $SSB = 3500 \text{ cm}^2/\text{g}$) cause une diminution de l'ouvrabilité des BAP. Cependant, l'utilisation de cette poudre rend le béton plus homogène.

Boukhelkhal et al. (2015) ont comparé l'influence de plusieurs additions (fillers calcaires, pouzzolane naturelle, laitiers de haut fourneau) sur la fluidité des BAP. Ils ont remarqué que les BAP incorporant la pouzzolane naturelle étaient les moins fluides, les plus visqueux et les plus stables.

Belaïdi et al. (2012) ont essayé d'optimiser la teneur combinée entre la pouzzolane naturelle et la poudre de marbre lorsqu'elles sont substituées au ciment. Ils recommandent d'utiliser 5 à 30 % de poudre de marbre lorsqu'elle est conjuguée avec la pouzzolane naturelle dans la formulation d'un BAP avec un optimum de 5% PN / 15% PM.

Récemment, les mêmes auteurs (Belaïdi et al., 2016) ont aussi montré que la substitution partielle du ciment allant jusqu'à 50% par une combinaison binaire (Pouzzolane naturelle (PN)/Poudre de marbre (PM)) avec un rapport PM/PN = 3 s'est avérée intéressante sur le plan rhéologique du BAP (figure 3.11).

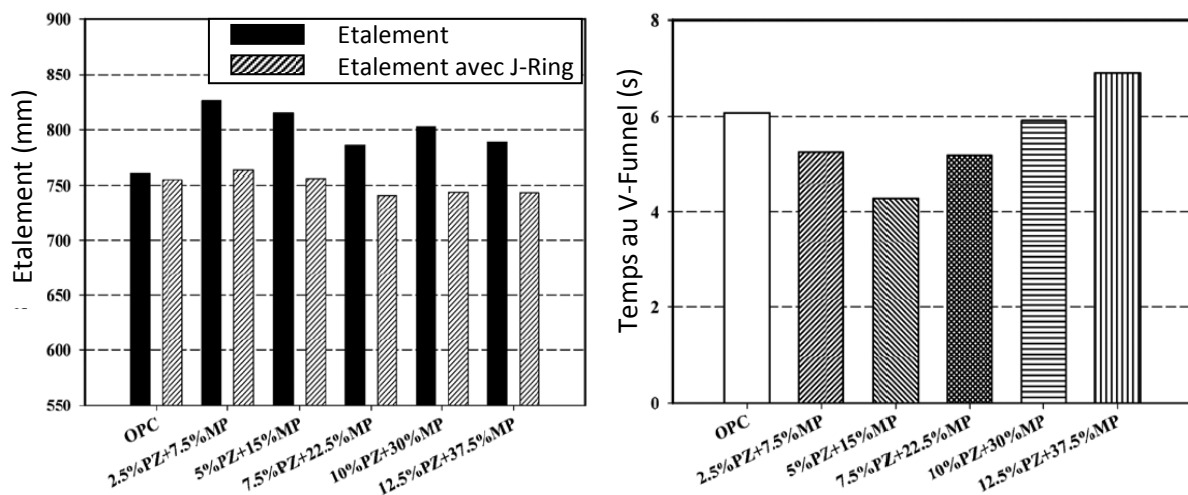


Figure 3.11 : Influence de la pouzzolane naturelle combinée à la poudre de marbre sur la fluidité des BAP (Belaïdi et al., 2016)

Adekunle et al. (2015) ont étudié l'influence de plusieurs additions minérales (fillers calcaires (FC), métakaolin (MT), poudres récupérées des fours de ciment (PFC)) combinés à la pouzzolane naturelle (PN) pour la formulation des BAP. Ils ont constaté que pour un rapport E/L constant, la demande en superplastifiant de la combinaison PN/MT est la plus élevée pour garantir les caractéristiques des BAP. Par ailleurs, les meilleures résistances mécaniques des BAP ont été obtenues avec les combinaisons binaires PN/PFC et PN/FC.

II.2.3. Influence des cendres volantes :

Les cendres volantes sont des particules très fines, qui proviennent de la combustion du charbon et que l'on récupère par les systèmes de dépoussiérage dans les centrales thermiques. Les particules des cendres volantes peuvent avoir des formes sphériques ou angulaires (Aïtcin, 2001).

Dinakar et al. (2013) ont étudié l'influence des cendres volantes sur les propriétés des BAP. Un ciment portland composé déjà de 28% de cendres volantes a été partiellement substitué par 10 à 70% de cendres volantes. Les auteurs ont conclu qu'une substitution de 30 à 50% du ciment utilisé reste idéale pour la formulation des BAP (figure 3.12), alors que les meilleures résistances ont été obtenues pour une substitution de 30%.

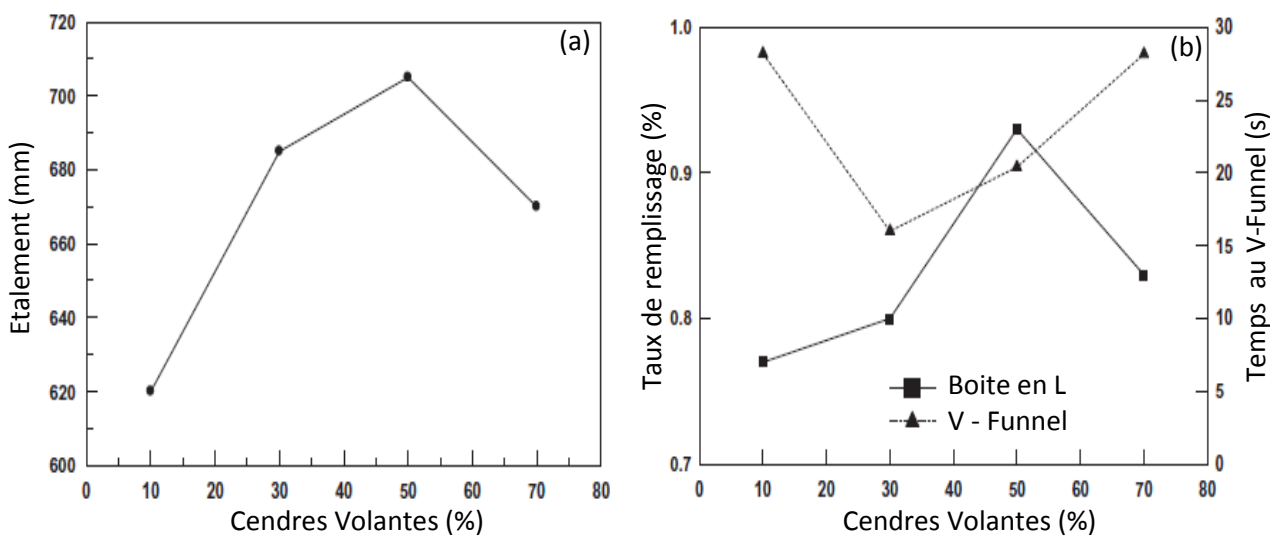


Figure 3.12: Influence des cendres volantes sur les caractéristiques des BAP à l'état frais
(a) Étalement ; (b) Boite en L (Dinakar, 2013)

Amziane et al. (2005) ont remarqué que l'augmentation du taux de substitution du ciment par des cendres volantes variant de 0 à 40% a eu comme conséquence une diminution de la viscosité plastique à cause de la forme sphérique de ces particules qui permet de réduire les frottements entre les particules (figure 3.13).

Toutefois, une légère diminution du rapport E/L peut atténuer l'effet de la forme et augmenter rapidement la viscosité du mélange à cause de la finesse élevée des cendres volantes (figure 3.13). Cet effet semble être amplifié quand les cendres volantes sont riches en calcium (Ponikiewski et al., 2014). Par contre, l'influence du dosage de cendres volantes sur le seuil de cisaillement est moins claire (Amziane et al., 2005).

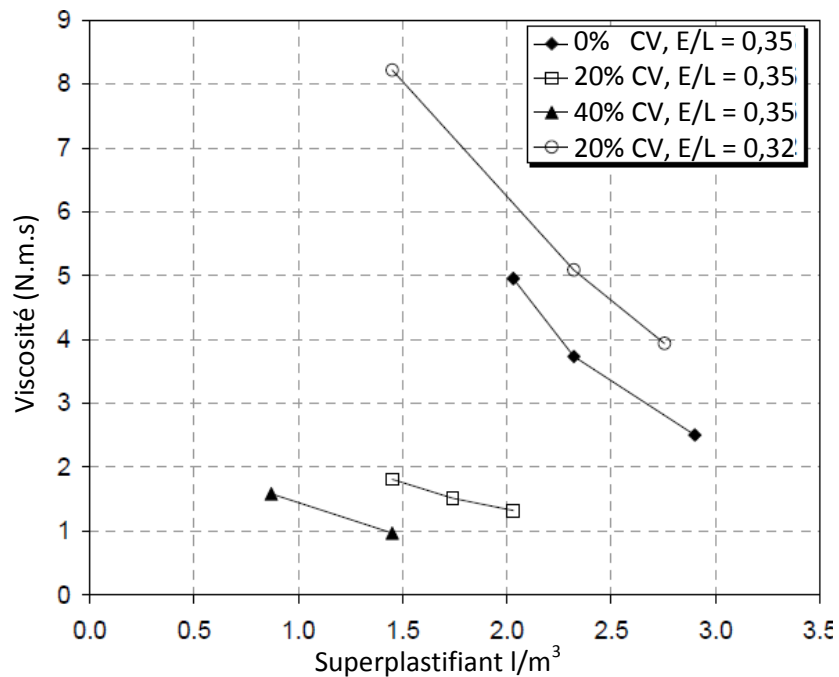


Figure 3.13 : Influence de la combinaison cendres volantes / superplastifiants sur la viscosité plastique des BAP (Amziane, 2005).

Girish et al. (2010) ont utilisé des cendres volantes ayant une finesse Blaine de $4390\text{g}/\text{cm}^2$ pour la formulation des BAP. Un accroissement continu du taux de cendres améliore d'une façon significative les propriétés d'écoulement. Cependant, une plus grande quantité d'eau est nécessaire.

Wen-Chen Jau et al. (2010) ont comparé les cendres volantes (densité = $2,17$; $\text{SSB} = 3600\text{ cm}^2/\text{g}$) avec les laitiers granulés (densité = $2,91$; $\text{SSB} = 4140\text{ cm}^2/\text{g}$) sur la rhéologie des BAP en utilisant le rhéomètre MCR.

Dans cette étude, les auteurs recommandent un taux de 20% en cendres volantes pour obtenir les meilleures caractéristiques rhéologiques.

Leurs résultats ont aussi montré qu'une hausse du taux de substitution du ciment par des cendres volantes de classe F s'accompagne toujours par une augmentation du seuil de cisaillement et une réduction de l'ouvrabilité des BAP à cause d'une absorption accrue de l'eau et des superplastifiants (Wen-Chen Jau et al., 2010 ; Felekoglu et al., 2006). Par contre, l'effet des laitiers est complètement différent sur le seuil de cisaillement où il a été constaté qu'un taux de remplacement de 60% du ciment par ces additions engendre le plus faible seuil de cisaillement; mais la viscosité sera élevée (Wen-Chen Jau et al., 2010).

Dans une autre étude comparative, Corinaldesi et al. (2011) ont constaté que l'utilisation des cendres volantes (FA) a peu d'influence sur la fluctuation des paramètres rhéologiques, au cours de la première heure après le contact eau/liant.

II.2.4. Influence des laitiers de haut fourneau :

Les laitiers de hauts-fourneaux, issus de la transformation du minerai de fer en fonte brute, se présentent, après broyage, sous forme de poudres constituées de SiO_2 , Al_2O_3 , CaO , MgO

et FeO (Younsi, 2011). Cette addition est souvent utilisée dans le BAP pour améliorer sa robustesse (Jolicoeur et al, 2000).

Ali – Boucetta (2014) a trouvé que les laitiers de haut fourneau sont caractérisés par une grande demande en superplastifiants. Cette demande croît avec l'évolution du dosage et de la finesse Blaine des laitiers. Toutefois, l'utilisation du superplastifiant à base de polycarboxylates semble être plus efficace en présence du laitier (Adjoudj, 2015).

Boukendakdji et al. (2009, 2012) ont étudié l'influence du couplage entre le taux de laitiers et le type de superplastifiant sur l'ouvrabilité des BAP. Pour ce faire, les auteurs ont utilisé deux types de superplastifiants : les polycarboxylates et les naphthalènes sulphonatés.

Ils ont remarqué que la substitution partielle du ciment par des laitiers de haut fourneau s'est avérée bénéfique pour les BAP avec les deux superplastifiants. L'ouvrabilité a été améliorée jusqu'à 20% avec un taux optimal de 15% en laitiers (figure 3.14). Cette ouvrabilité peut être maintenue jusqu'à 45 minutes en utilisant les superplastifiants à base de polycarboxylate.

En revanche, l'incorporation des laitiers dans les BAP présente l'inconvénient de réduire les résistances mécaniques au jeune âge ; mais deviennent comparables à celle du béton de référence à long terme (56 et 90 jours).

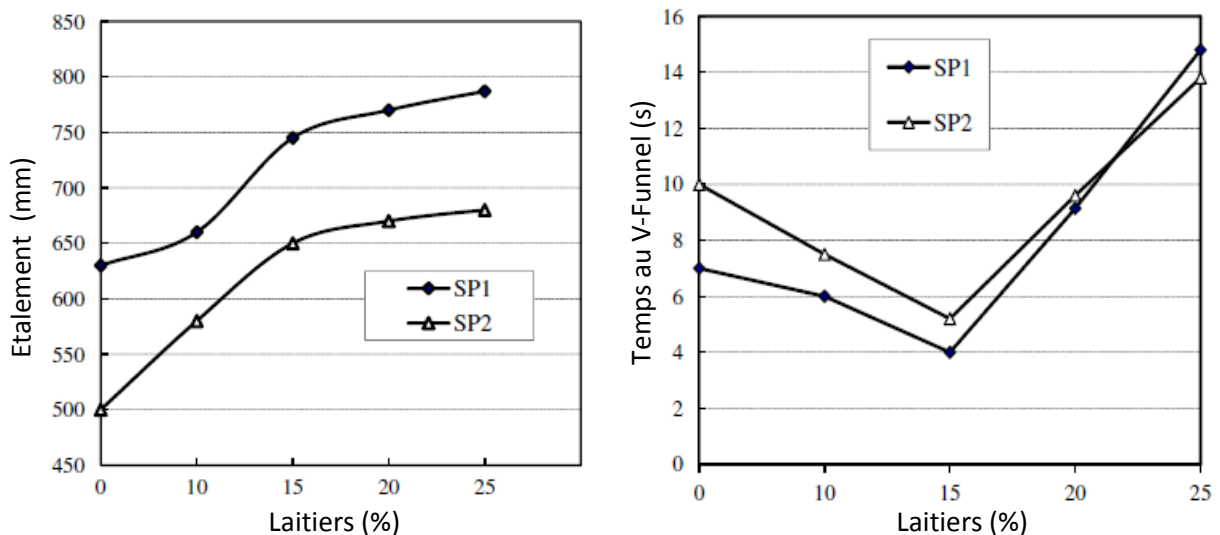


Figure 3.14 : Influence des laitiers de haut fourneau sur les caractéristiques des BAP à l'état frais (Boukendakdji et al., 2012)

Soualhi (2014, et al., 2015) ont trouvé que l'augmentation du taux de laitier engendre une augmentation non linéaire de la viscosité (figure 3.15), due à l'accroissement du rapport ϕ/ϕ^* et donc de la viscosité de la pâte.

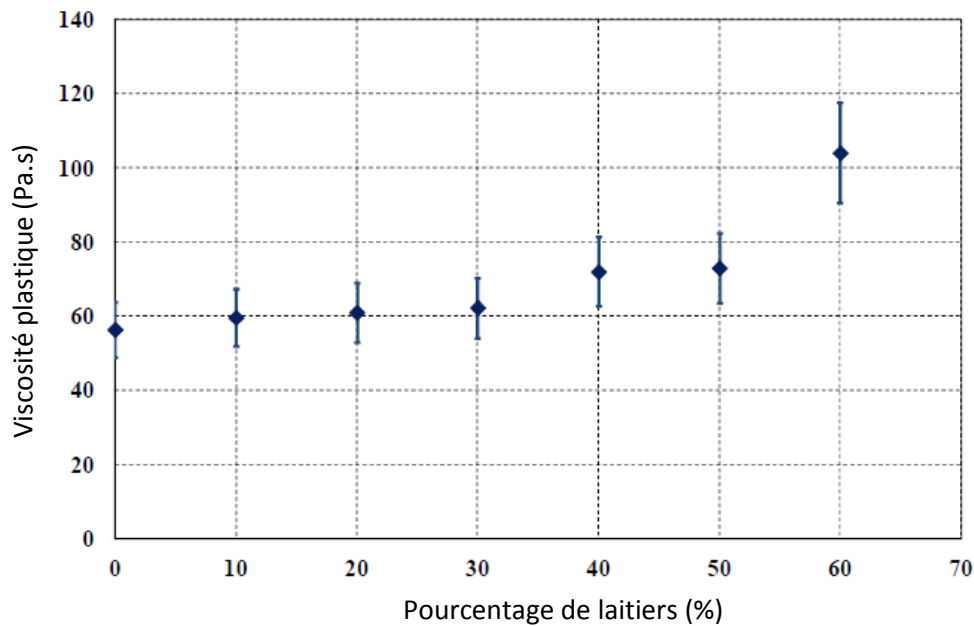


Figure 3.15 : Influence du pourcentage du laitier sur la viscosité du béton (Soualhi, 2014).

L'effet des laitiers peut aussi dépendre de l'interaction entre les caractéristiques physiques (distribution des particules, finesse) du ciment et des laitiers, qui peuvent avoir une grande influence sur la réduction du film d'eau autour des particules. A ce sujet, plusieurs chercheurs (Park et al., 2005 ; Grzeszczyk et al., 2012) ont remarqué que le remplacement du ciment par des laitiers de haut fourneau plus fins peut améliorer la compacité de la poudre qui laisse plus d'eau libre dans le mélange, ce qui a comme conséquence la diminution des paramètres rhéologiques.

Dans ce sens, Kaliprasanna et al. (2015) ont étudié la rhéologie des BAP avec le rhéomètre ICAR en substituant partiellement le ciment par des laitiers plus fins dans une fourchette de 30 à 90%. Ces chercheurs ont conclu que les laitiers permettaient de réduire significativement la viscosité plastique ; mais avaient par contre peu d'influence sur le seuil de cisaillement qui est généralement très faible dans le cas des BAP à cause des superplastifiants.

II.2.5. Influence de la fumée de silice :

La fumée de silice est un coproduit de la fabrication du silicium et de différents alliages, qui sont produits dans des fours à arc électrique où le quartz est réduit en présence de charbon. Durant cette réduction, un composé gazeux « SiO » se forme, s'élève dans la partie supérieure du four, se refroidit, se condense et s'oxyde sous forme de particules ultrafines de silice, qui seront récupérées dans un système de dépoussiérage. Les caractéristiques très particulières de la fumée de silice en font une pouzzolane très réactive à cause de sa très forte teneur en silice, de son état amorphe et de son extrême finesse (Aïtcin, 2001).

Quand la fumée de silice est employée, le seuil minimal du dosage en eau nécessaire pour déclencher l'écoulement et la demande en eau relative deviennent élevées (Khayat et al., 2008).

Khayat et al. (2008) ont aussi remarqué qu'une substitution de 3% du ciment par de la fumée de silice augmente l'adsorption du superplastifiant de 49%. Cette demande importante en superplastifiant est probablement due à la surface spécifique élevée de la fumée de silice et de son affinité pour fixer une grande partie du superplastifiant.

Par ailleurs, les résultats rhéologiques sur des BAP trouvés par Lu et al. (2015) avec le ConTec Viscometer, indiquent que le seuil de cisaillement évolue en fonction du dosage en fumée de silice. Cette évolution devient encore plus significative avec le temps (figure 3.16.a).

La variation de la viscosité plastique est moins claire. Une diminution de la viscosité plastique a été observée lorsque le taux de fumée de silice a augmenté de 0 à 4%. Au-delà de 6% de fumée de silice, la viscosité augmente d'une façon remarquable (figure 3.16.b) (Lu et al., 2015). Wallevik et al. (2011) ont trouvé que la tendance de viscosité change à 5%.

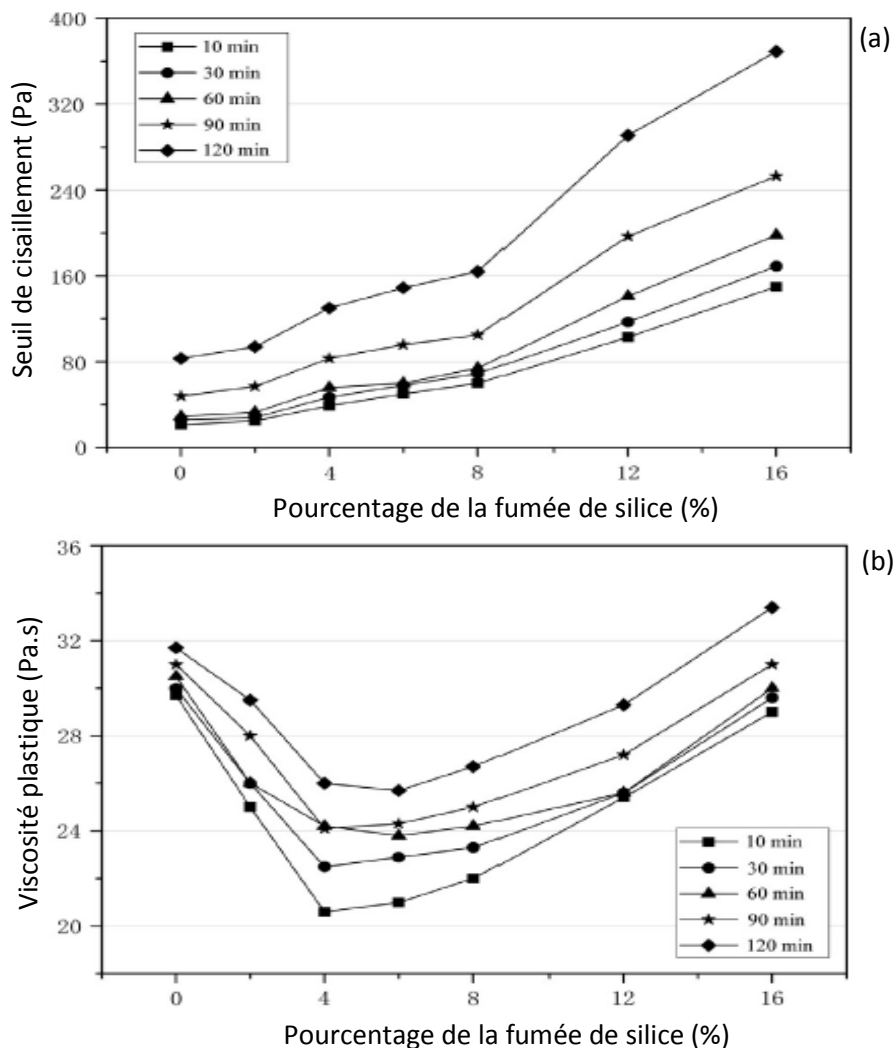


Figure 3.16 : Influence de la teneur de la fumée de silice combinée au temps sur (a) le seuil de cisaillement, (b) la viscosité plastique (Lu et al., 2015)

Adjoudj (2015) a aussi conclu que le seuil de cisaillement augmente linéairement avec l'ajout de la fumée de silice. La valeur du seuil s'accroît de 50 à 70% en substituant le ciment par 20% de fumée de silice et dépasse le double du mélange témoin lorsque le taux de la fumée de silice atteint 30%.

Feys (2009) a constaté que le BAP avec la fumée de silice ne montre pas un comportement rhéoépaississant. Ce constat est dû à la présence de particules plus fines dans la fumée silice qui augmentent le seuil de cisaillement critique. Par contre, les autres additions telles que les fillers calcaires ou la cendre volante influent sur l'intensité du comportement en fonction de leur granularité (Figure 3.17).

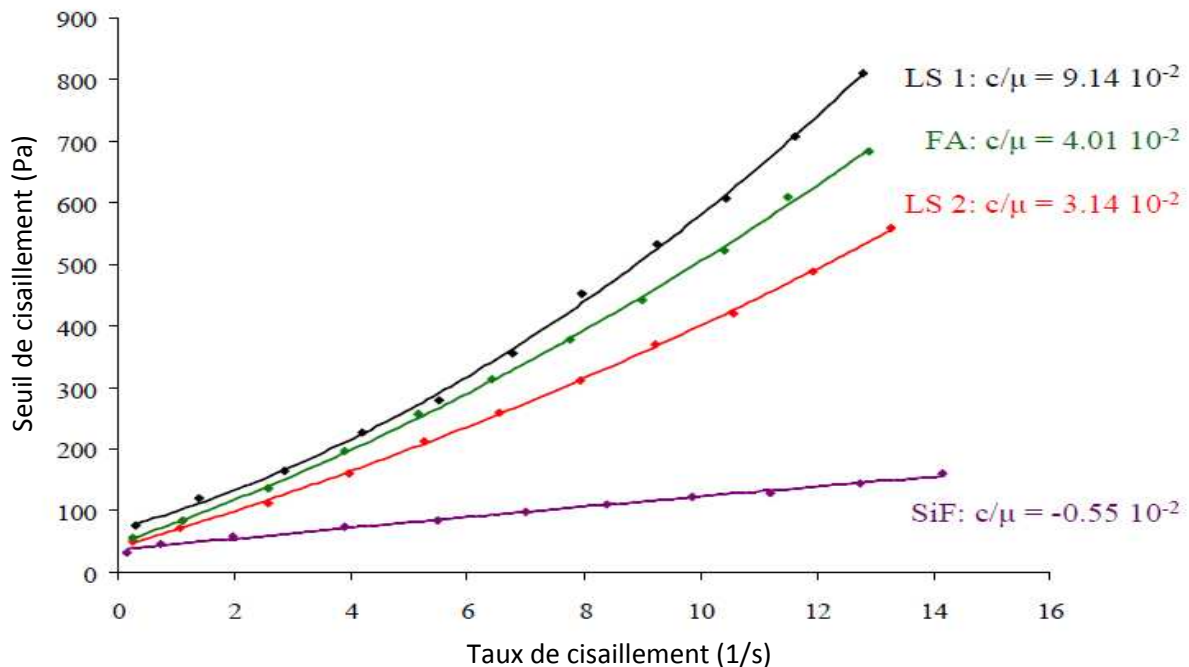


Figure 3.17 : Influence des additions sur la loi de comportement des BAP (Feys, 2009)

II.3. Influence des adjuvants

II.3.1. Influence des superplastifiants (haut réducteur d'eau) :

Le BAP est généralement produit avec les superplastifiants de 3^{ème} génération qui sont à base de polycarboxylate (PCP) ou de l'éther polycarboxylique. Les superplastifiants de 2^{ème} génération à base de sulfonate (polynaphtalène sulfonates (PNS), lignosulfonates, polyméline sulfonates (PMS)) peuvent aussi être employés à des dosages plus élevés (Koehler et al., 2007).

Le superplastifiant permet d'éviter l'agglomération des particules du liant et de libérer l'eau emprisonnée dans ces agglomérats (figure 3.18). Pour un rapport E/L fixé, le superplastifiant permet de rendre le béton plus fluide et plus ouvrable, facilitant ainsi sa mise en place. Pour une consistance ciblée, ce type d'adjuvant permet de réduire le rapport E/L du béton afin d'augmenter les résistances mécaniques à court et long terme.

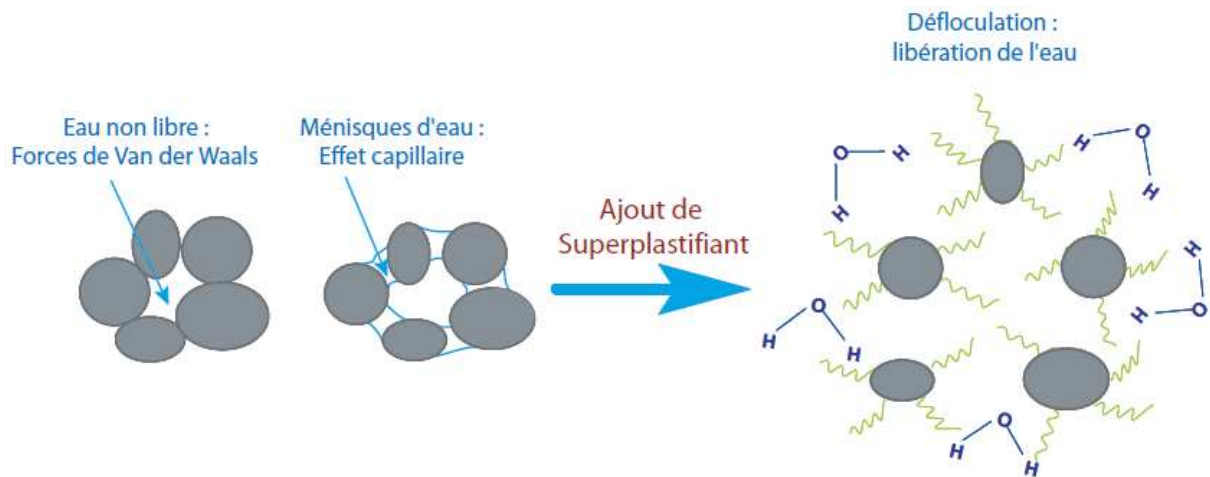


Figure 3.18 : Dispersion des grains de ciment par l'ajout d'un superplastifiant (Yammine, 2007 (a))

Les superplastifiants agissent de deux manières en fonction de leurs structures. Tout d'abord, un équilibre électrostatique est obtenu par neutralisation des charges électriques positives existant à la surface des grains de ciment et de l'addition. Une force répulsive se forme en raison des charges identiques. Cette force provoque une forte dispersion des particules et empêche ainsi la coagulation (Ramachandran et al., 1998).

Pour les superplastifiants, une répulsion par effet stérique appelé aussi l'effet d'encombrement est induit par la présence des macromolécules qui constituent le superplastifiant tapissant les surfaces de particules (Amziane et al., 2011). L'encombrement stérique est donc une force purement répulsive, qui empêche les interactions de Van der Waals de développer une force d'attraction entre les particules (Flatt, 2004). Cet effet se manifeste surtout lorsque la distance entre les polymères diminue (Griesser, 2002) ou pour des superplastifiants ayant des chaînes moléculaires très longues comme les polycarboxylates (Li et al., 2005).

Le dosage en superplastifiant conférant une bonne maniabilité aux BAP doit être proche ou égal au dosage de saturation (Aïtcin, 2001). Lorsque le dosage du superplastifiant est au-delà du point de saturation, la fluidité du liant n'est plus améliorée ; en plus les risques de sédimentation et de retard de prise du ciment augmentent à cause du surdosage en superplastifiant (Benaïcha, 2003).

Plusieurs chercheurs (Schwartzentruber et al., 2006 ; Hsu et al., 1999) ont montré que le moment d'introduction du superplastifiant, au cours du malaxage, joue un rôle sur le dosage de saturation. Si l'introduction est retardée, le dosage de saturation est plus faible car la consommation du superplastifiant par les hydrates sera moins importante.

Dans ce contexte, Nepomuceno et al. (2012) ont constaté que plusieurs additions minérales ont une demande en superplastifiant presque identique. Par contre, la fumée de silice exige bien plus de superplastifiants par rapport aux autres additions.

Sur le plan rhéologique, l'utilisation des superplastifiants s'accompagne principalement par une diminution significative du seuil de cisaillement (Wallevik, 2011). Par contre, leur effet

sur la viscosité est marqué par des résultats souvent contradictoires dans la littérature. A ce sujet, Smeplass (1994) a noté qu'un dosage élevé en superplastifiant a tendance à réduire le seuil de cisaillement ; mais a peu d'impact sur la viscosité plastique.

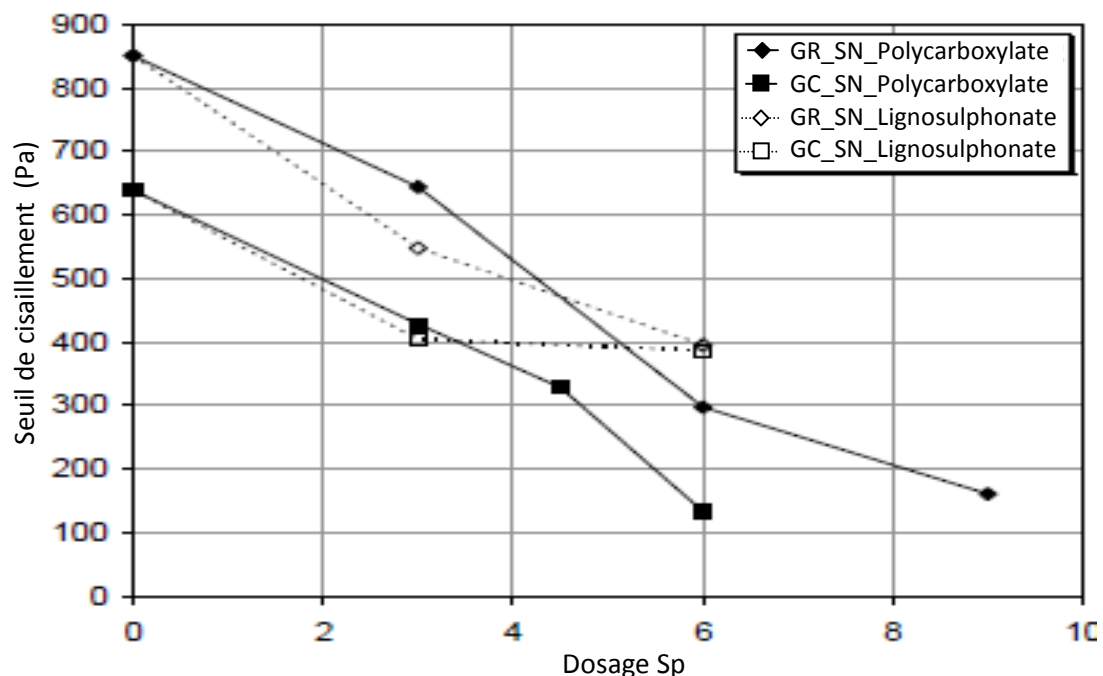
Quant à Messaoudi (2016) qui a étudié l'influence des superplastifiants sur des pâtes autoplçantes, il a trouvé pour des rapports E/L et Ciment/Additions constants que le seuil de cisaillement et la viscosité plastique diminuent toujours avec l'augmentation du dosage des superplastifiants.

L'effet exact du superplastifiant dépend aussi de sa composition chimique. Tattersall (1991) a trouvé que l'utilisation des superplastifiants à base de lignosulphonate dans le béton amène à réduire significativement le seuil de cisaillement et légèrement la viscosité plastique. L'effet est plus prononcé pour de faibles dosages et diminue en augmentant le dosage.

En parallèle, Billberg et al. (1996) ont utilisé des superplastifiants à base de mélamine et de naphtalène. Ils ont trouvé des conclusions similaires à ceux de Tattersall (1991). Cependant, leurs effets est plutôt plus prononcé pour de faibles rapports E/C (Faroug et al., 1999).

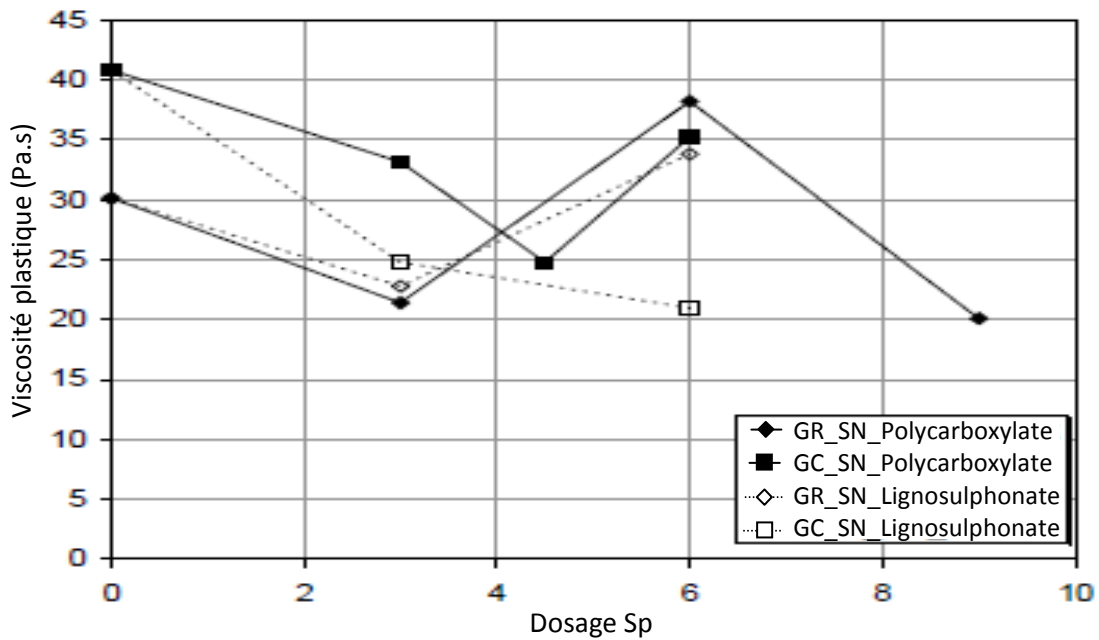
Koehler et al. (2004) ont étudié l'influence des lignosulphonates et des polycarboxylates à des dosages compris dans une fourchette recommandée par le fournisseur. Les auteurs ont trouvé que l'augmentation du dosage en polycarboxylates entraine une diminution presque linéaire du seuil de cisaillement. En revanche, l'effet des lignosulphonates sur le seuil de cisaillement est surtout prononcé pour de faibles dosages (figure 3.19).

Par ailleurs, la variation de la viscosité plastique est surtout fonction du dosage en superplastifiant (figure 3.20).



GR : Gravier Roulés ; GC : Gravier Concassés ; SN : Sable Naturel

Figure 3.19: Influence des superplastifiants sur le seuil de cisaillement des BAP (Koehler, 2004)

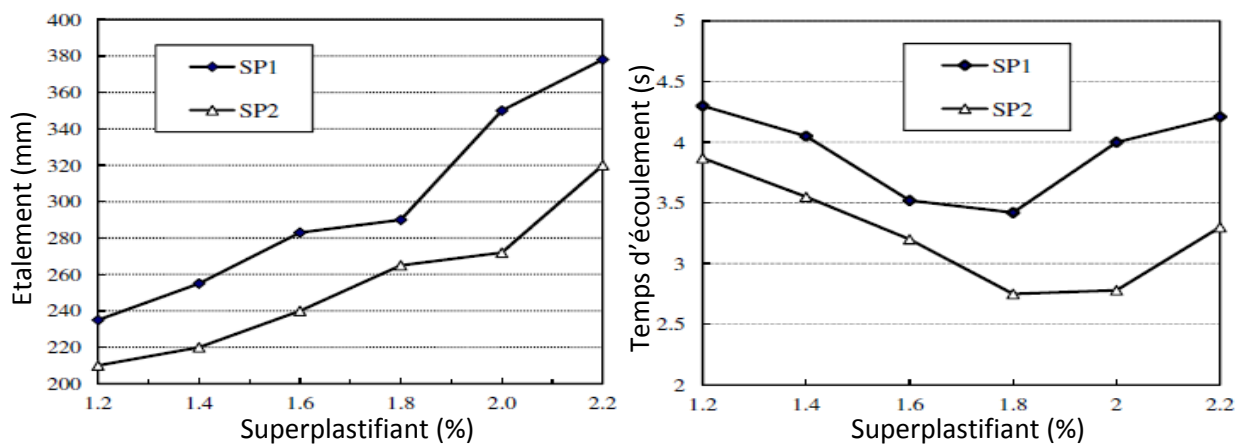


GR : Gravier Roulés ; GC : Gravier Concassés ; SN : Sable Naturel

Figure 3.20: Influence des superplastifiants sur la viscosité plastique des BAP (Koehler, 2004)

Ce résultat est en adéquation avec ceux de Cyr et al. (2003) qui ont trouvé que les superplastifiants à base de polycarboxylate ont un effet plus important pour réduire le seuil de cisaillement. En revanche, l'effet des polycarboxylates est moins important pour réduire la viscosité plastique par rapport aux superplastifiants à base de sulfonates. Ces différences sont plus prononcées pour de faibles rapports E/C (Golaszewski et al., 2004).

Dans une autre étude, Boukendakdji et al. (2012) ont comparé l'effet du superplastifiant à base de polycarboxylate et celui à base de naphthalène sulphonate sur des MAP et BAP. Ils ont trouvé que les polycarboxylates assureraient de meilleurs étalements c'est à dire de meilleurs remplissages ainsi que des résistances plus élevées ; par contre les adjuvants à base de naphthalène sulphonate permettaient de réduire le temps d'écoulement au V-funnel, donc la viscosité en deçà d'une valeur seuil (figure 3.21).



SP1 : polycarboxylate ; SP2 : naphthalène sulphonate

Figure 3.21: Etalement et Temps d'écoulement au V-Funnel des MAP en fonction du type et du dosage en SP (Boukendakdji et al., 2012)

Les performances des superplastifiants sont aussi très influencées par les caractéristiques physiques et chimiques du ciment (Flatt et al., 2001). Par exemple, un ciment ayant une finesse plus élevée ou contenant plus de C_3A exige, en conséquence, des dosages plus élevés en superplastifiants sinon l'ouvrabilité sera pénalisée (Sakai et al., 2003).

D'autres auteurs ont estimé que l'influence du superplastifiant dépend aussi du taux de certains composants du mélange comme le sable. Pour de faible dosage en sable, Banfill (*citée par* Koehler et al., 2004) a supposé que le ciment floculé joue le rôle du sable en séparant les graviers, évitant ainsi les frictions entre eux. En utilisant des superplastifiants, la défloculation des grains de ciment ne permet plus d'assurer ce rôle, ce qui amène à une élévation de la viscosité du béton et une diminution de celle de la pâte.

Par contre, pour des mélanges avec des taux élevés en sable, ce dernier permet d'éloigner les graviers entre eux. Dans ce cas, la diminution de la viscosité de la pâte engendrée par les superplastifiants entraînera automatiquement la baisse de la viscosité du béton.

Sur un plan multi-échelle, Wallevik et al. (2011) ont noté que l'effet des superplastifiants sur la viscosité est plus considérable sur les mortiers ou les pâtes de ciment (figure 3.22). Ce constat est expliqué par le fait que les phénomènes tels que la thixotropie ou la déstructuration sont plus prononcés, surtout pour la pâte. En plus, les réactions chimiques (Formation de l'étringite, C-S-H, ...) peuvent modifier rapidement le comportement rhéologique d'une pâte de ciment en raison de l'absence des agrégats, qui agissent en tant que dispersant très efficaces.

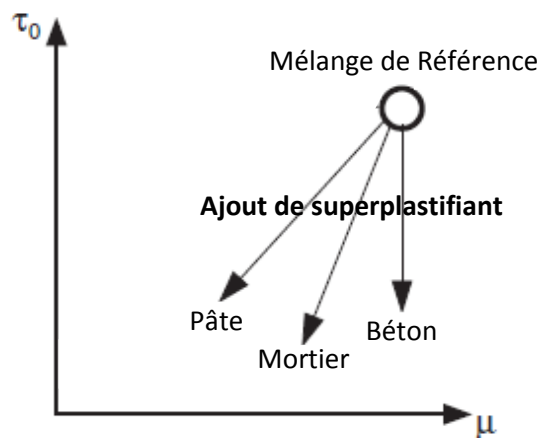


Figure 3.22 : Effet multi-échelle des superplastifiants (Wallevik et al., 2011)

Le temps d'introduction du superplastifiant peut aussi influencer les paramètres rhéologiques. Une introduction différée du superplastifiant de 2 minutes par rapport à l'eau reste plus favorable pour réduire la perte de maniabilité (Chopin, 2003).

Les superplastifiants ont aussi une grande influence sur le comportement rhéoépaississant. Selon Feys (2009), l'augmentation du dosage des superplastifiants réduit considérablement le seuil de cisaillement critique (points entourés d'un cercle bleu sur la figure 3.23), et

augmente l'intensité du comportement rhéoépaississant du BAP qui est représenté par la pente de la courbe au-delà du seuil de cisaillement critique.

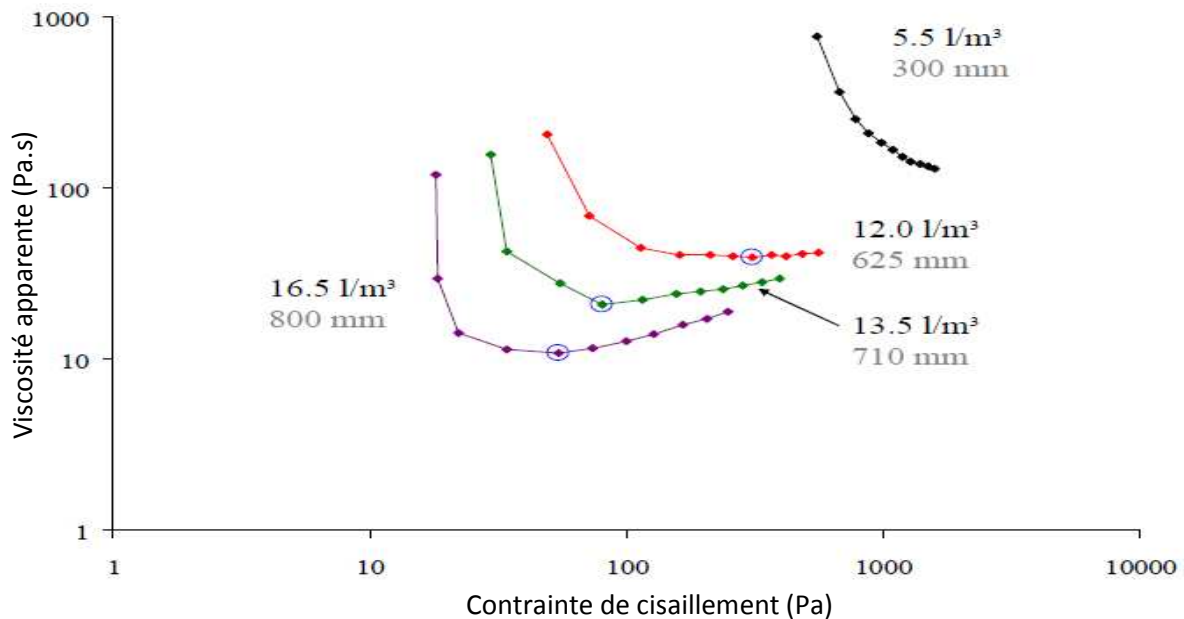


Figure 3.23 : Rhéographe en fonction du dosage des superplastifiants (Feys, 2009)

II.3.2. Influence des agents de viscosité (AV)

Les agents de viscosité sont des produits généralement épaississants ou gélifiants qui augmentent la viscosité du mélange. Les agents de viscosité sont composés de molécules de longues chaînes de polymères qui stabilisent l'eau interstitielle pour la rendre plus visqueuse et collante, empêchant les grosses particules de ségréguer (Pan, 2015).

Les agents de viscosité réagissent selon trois modes d'action (Khayat, 1995):

- l'adsorption où les viscosants adsorbent et fixent les molécules d'eau de la suspension et s'étendent dans tous le mélange,
- l'association où les molécules des viscosants développent des liaisons d'attraction bloquant ainsi le mouvement de l'eau ;
- l'entrelacement qui se produit généralement lorsque la concentration des agents de viscosités devient élevée. Dans ce cas, les chaînes s'entrelacent et s'enchevêtrent provoquant une augmentation de la viscosité (Khayat, 1998).

Il est essentiel de toujours contrôler la compatibilité entre le ciment, les agents de viscosité et les superplastifiants (Mechaymech, 2010).

Comme son nom l'indique, les agents de viscosité ont tendance à augmenter la viscosité des mélanges (Aïssoun, 2015 ; Mechaymech, 2010, Helnan – Moussa, 2009). Aïssoun (2015) a trouvé une bonne corrélation entre le dosage des viscosants et le coefficient « K » du modèle d'Herschel Bulkley ou encore avec la viscosité plastique « μ_{BM} » du modèle de Bingham modifié (figure 3.24). Cela signifie que le caractère visqueux est relié à la quantité des agents de viscosités introduite.

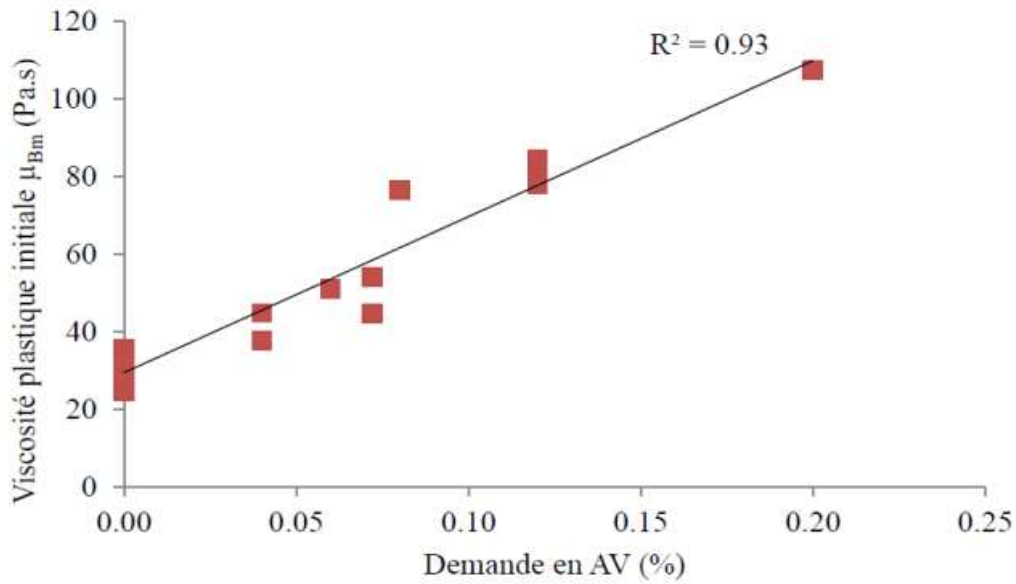


Figure 3.24: Influence des viscosants sur la viscosité plastique des BAP (Aïssoun, 2015)

Messaoudi (2016) a aussi étudié l'influence des agents de viscosité produits en Algérie. Il a noté que ces produits ont tendance non seulement à augmenter légèrement la viscosité mais aussi le seuil de cisaillement des pâtes autoplaçantes (figure 3.25).

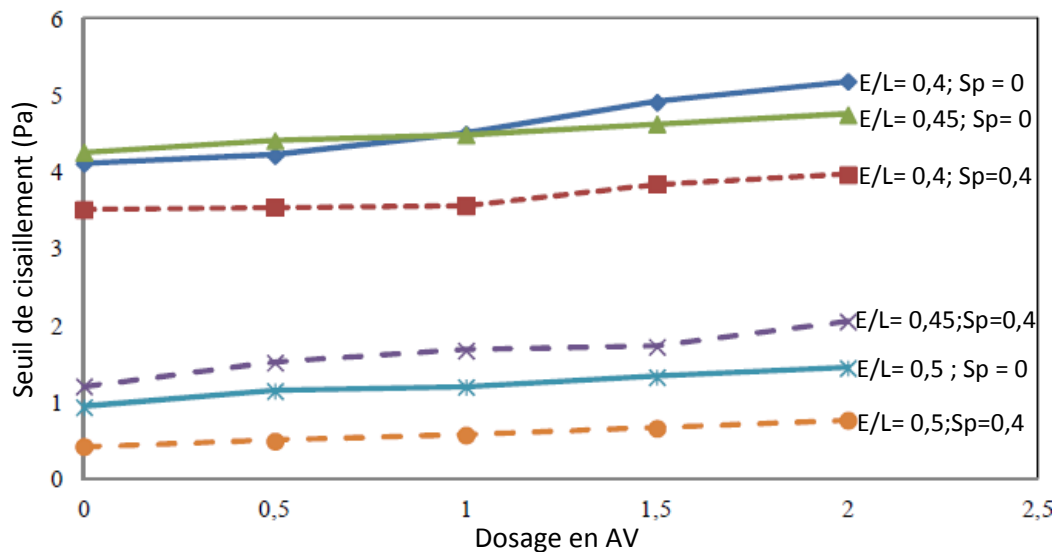


Figure 3.25 : Influence du dosage des agents de viscosité sur le seuil de cisaillement (Messaoudi, 2016)

Nanthagopalan et al. (2010) ont mentionné à contrario, que si le dosage des viscosants est optimisé, ces derniers auront peu d'influence sur le seuil de cisaillement des pâtes. Au-delà de cet optimum, ils augmentent le seuil de cisaillement.

Aïssoun (2015) a trouvé que les agents de viscosités attribuent au mélange un comportement rhéofluidifiant, qui est caractérisé par une diminution de la viscosité apparente avec l'augmentation de la contrainte de cisaillement. A faible taux de

cisaillement, les ponts d'hydrogène et l'enchevêtrement des polymères augmente la viscosité des mélanges. Par contre, pour un taux de cisaillement élevé, les chaînes de polymères tendent à s'aligner et provoquent la diminution de la viscosité. Lorsque le cisaillement s'arrête, les polymères se regroupent rapidement et la viscosité retourne à la valeur initiale.

Ce constat confirme les résultats de Khayat (1998) qui a aussi étudié l'influence des agents de viscosité sur le comportement rhéologique des BAP. Les résultats ont montré qu'en présence d'un viscosant, la viscosité apparente des pâtes de ciment diminue lorsque la vitesse de cisaillement augmente, ce qui est traduit par un comportement rhéofluidifiant (figure 3.26).

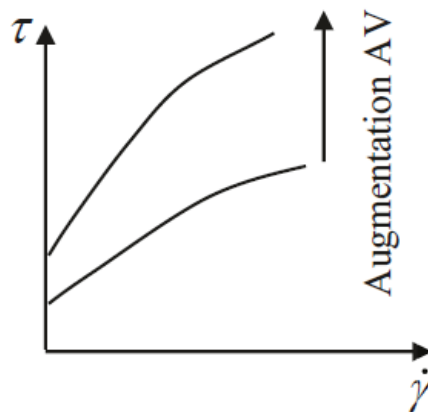


Figure 3.26: Influence des viscosants sur la rhéologie des BAP (Khayat, 1998)

Helnan- Moussa (2009) a remarqué qu'il existe un dosage en agent de viscosité au-delà duquel le BAP passe d'un comportement rhéofluidifiant à un comportement rhéoépaississant. Ce changement de comportement est dû probablement à un effet d'encombrement.

II.4. Influence de l'eau :

L'eau agit comme un lubrifiant entre les particules et facilite leurs glissement les unes sur les autres pour se placer d'une façon optimale (Coussot et *al.*, 1999). Plusieurs auteurs ont montré que l'augmentation du rapport E/L permet de réduire la concentration en solides et donc la résistance à l'écoulement. Cela se traduit par une diminution du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique (Tattersall, 1991 ; Mork, 1996 ; Szecsy, 1997). Par ailleurs, au-delà d'un certain seuil, des problèmes de ségrégation peuvent surgir. Selon Wallevik (2011), l'ajout d'eau nous déplace vers l'origine dans le rhéographe $\tau_0(\mu)$ (figure 3.27).

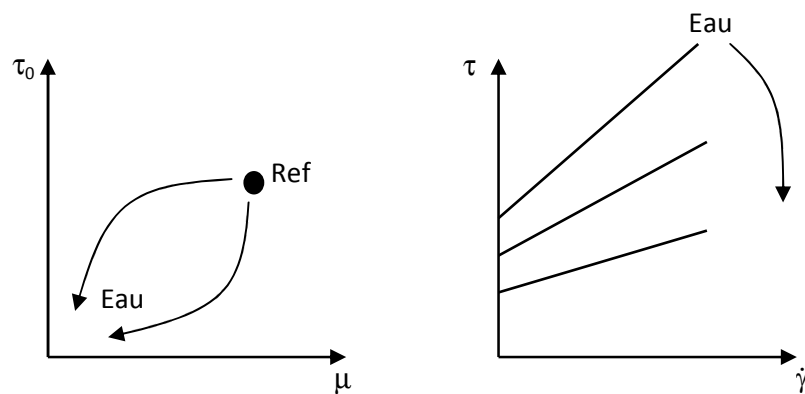


Figure 3.27: Influence de l'eau sur la rhéologie des bétons (Wallevik, 2011).

Par ailleurs, la variation du rapport E/L et notamment des SP peuvent avoir une influence élevée sur la ségrégation dynamique.

Récemment, Gálvez-Moreno et al. (2016) ont trouvé que l'augmentation du rapport E/L a tendance à réduire la viscosité différentielle exprimée par c/μ dans le modèle de Bingham modifié en raison de la diminution de la fraction du volume des matériaux solides du mélange. Cela signifie que le comportement rhéoépaississant des BAP peut être atténué, voir éliminé, avec l'augmentation de la quantité d'eau.

II.5. Influence de l'air occlus :

L'air occlus permet de réduire les valeurs du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique. En effet, les bulles d'air incluses dans la pâte ont un rôle mécanique de « roulement à billes », facilitant ainsi les déplacements entre les différentes couches du fluide, ce qui permet de diminuer ses propriétés résistives vis à vis de l'écoulement (Petit, 2005).

Wallevik et al. (2011) ont cependant constaté que l'air a un effet plus significatif sur la viscosité plastique.

II.6. Influence de la pâte :

Un volume élevé de pâte variant de 330 à 400 litres/m³ est nécessaire pour écarter les granulats les uns des autres et améliorer la déformabilité du béton (Fares, 2009). Ce volume limite par conséquent les interactions entre les granulats - dont la quantité est parallèlement diminuée - et permet de contrôler la fluidité et la viscosité du matériau.

Selon Girish et al. (2010), l'augmentation du volume de pâte dans les BAP provoque une augmentation linéaire de leur fluidité. Il existe cependant un point optimal du volume de pâte, au-delà duquel la fluidité diminue (Pan, 2015), et la ségrégation dynamique augmente (Hernandez et al., 2016). De plus, un volume de pâte trop élevé dans le BAP pourrait aboutir à un retrait important par rapport à celui d'un béton ordinaire (Leemann, 2011).

Nanthagopalan et al.(2009) ont trouvé pour une combinaison granulaire donnée, que l'effet du volume de la pâte est prédominant sur les propriétés du BAP à l'état frais par rapport à E/L (figure 3.28)

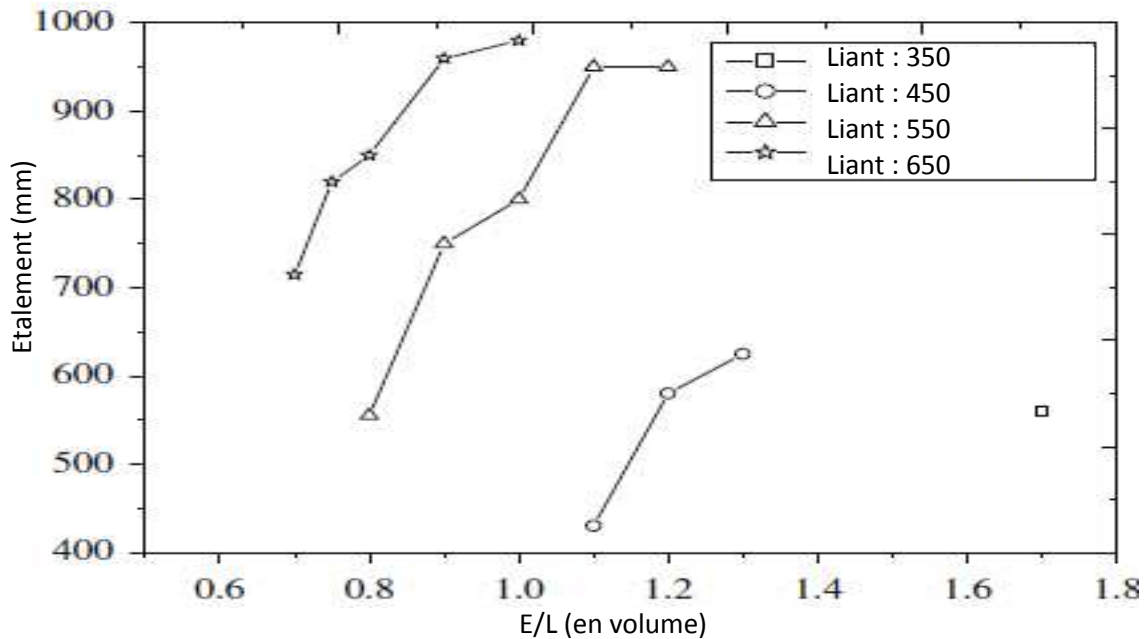


Figure 3.28 : Relation entre l'étalement et le rapport E/L en fonction de la teneur en liant (Nanthagopalan et al., 2009)

Ces mêmes auteurs ont montré qu'un volume minimal de 50 à 70 litres de pâte en excès, en plus du volume de la pâte compacte est essentiel pour aboutir à des BAP qui présentent au moins un étalement de 550 mm (figure 3.29) (Nanthagopalan et al., 2009).

Une relation empirique basée sur l'analyse de régression des données a été déduite.

$$V_{\text{pâte}} = V_v + (\text{Etalement visé} - 321)/4,068 \quad (3.1)$$

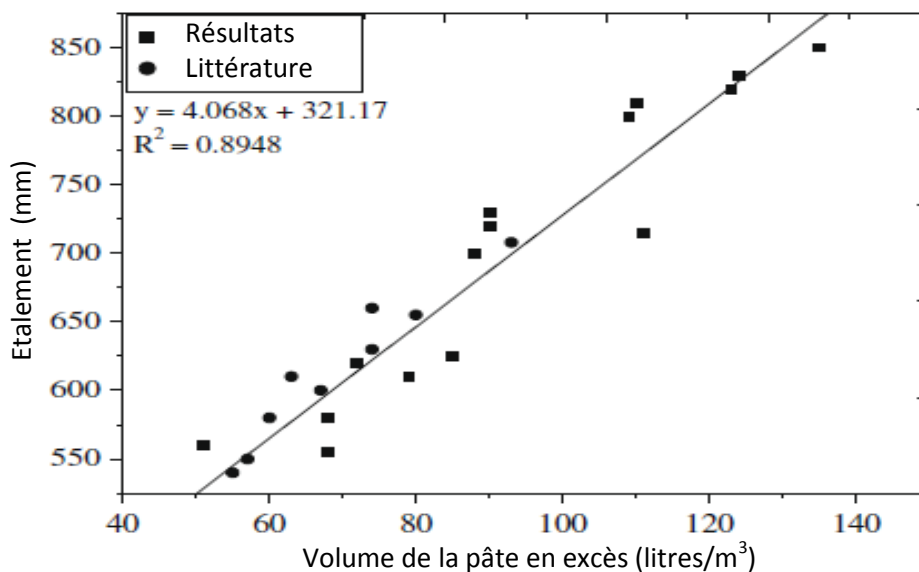


Figure 3.29: Relation entre le volume de la pâte en excès et l'étalement des BAP (Nanthagopalan et al., 2009)

II.7. Influence des granulats

Les caractéristiques et le volume des granulats ont une grande influence sur le comportement rhéologique des BAP. Il est d'ailleurs recommandé, pour un BAP, de réduire le volume et le diamètre maximal D_{max} des gravillons dans un intervalle compris entre 16 et 20 mm afin d'éviter le blocage (AFGC, 2008).

Nanthagopalan et al. (2011) ont trouvé que cet intervalle s'avère même intéressant sur le plan de la compacité. Ces auteurs ont noté que l'utilisation des gravillons dont le $D_{max} = 20$ mm est plus recommandé pour améliorer la compacité par rapport à des granulats dont le diamètre maximal est plus petit ($D_{max} = 12,5$ mm) (figure 3.30).

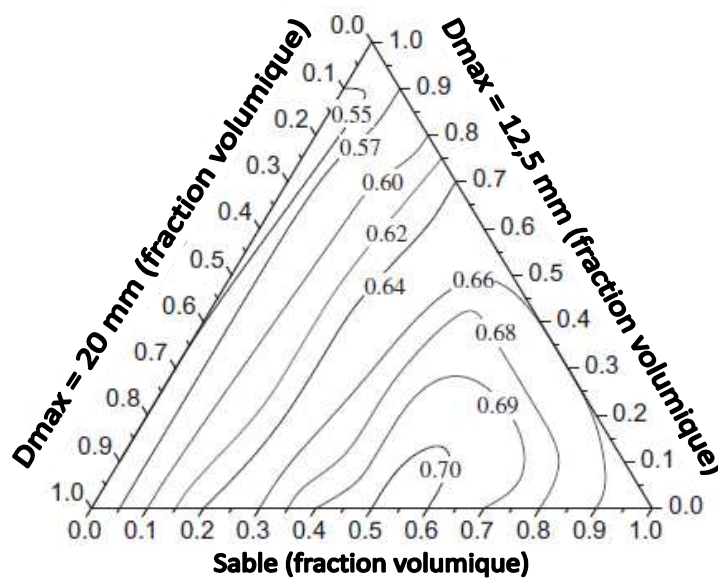


Figure 3.30 : Diagramme ternaire de la compacité en fonction des granulats (Nanthagopalan et al., 2011)

D'un point de vue rhéologique, Hu et al. (2011) ont étudié l'influence du diamètre maximal variant entre 4,75 mm à 19 mm des granulats en utilisant le rhéomètre IBB. Ils ont constaté que le seuil de cisaillement et la viscosité plastique diminuent généralement quand le diamètre maximal des granulats augmente. En effet, quand de plus petits granulats sont utilisés, la surface spécifique devient plus grande, ce qui nécessite généralement plus de pâte et de mortier pour enrober les graviers. Ainsi, le mélange formé avec cette conception sera caractérisé par un seuil de cisaillement et une viscosité plus élevés.

Néanmoins, Khaleel et al. (2011) ont trouvé des résultats complètement différents. Dans leurs travaux publiés, ils ont plutôt mentionné que la fluidité des BAP avait tendance à diminuer avec l'augmentation du diamètre maximal des graviers.

La forme et la texture des granulats ont sans doute une grande influence sur l'ouvrabilité et les paramètres rhéologiques des bétons. Pour Barnes et al. (1989), n'importe quelle déviation d'une forme sphérique a comme conséquence une viscosité accrue. Ce résultat est aussi rapporté par Wallevik et al. (2011) et illustré par la figure 3.31.

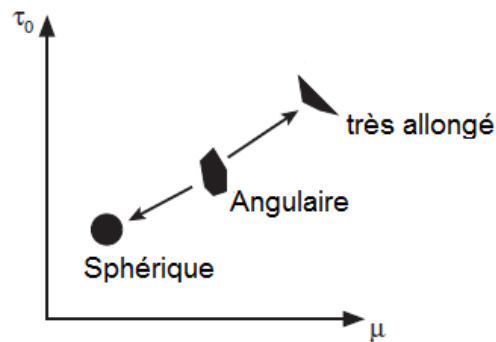


Figure 3.31 : Effet de la forme des granulats sur les paramètres rhéologiques des bétons (Wallevik et al., 2011)

Tattersall (1991) a remarqué que la forme des granulats a plus d'influence sur la viscosité plastique que sur le seuil de cisaillement, et que la texture a aussi un effet non négligeable sur la rhéologie.

Dans ce contexte, Quiroga (2003) a mentionné que les granulats de forme angulaire ou allongée ou ceux de texture rugueuse ont besoin de plus d'eau pour une ouvrabilité donnée par rapport aux granulats de forme roulée ou de texture lisse.

Par ailleurs, la croissance de la fraction granulaire dans un béton engendre une diminution de l'espacement entre les différents granulats, ce qui cause une augmentation de la résistance à l'écoulement et donc des valeurs des paramètres rhéologiques plus élevées (Szecsy, 1997 ; Geïker et al., 2002).

Une autre étude expérimentale (Yamine, 2007 (a)) visant à étudier l'influence de la fraction volumique granulaire ϕ_{G+S} sur la rhéologie des BAP montre l'existence de trois régimes (figure 3.32) :

- pour $\phi_{G+S} > 70$ %, les seuils d'écoulement sont élevés. Les interactions granulaires sont probablement dominées par des contacts de types frictionnels, ce qui rend le béton moins fluide (comme dans un béton traditionnel).
- pour $60 < \phi_{G+S} < 70$ % , les bétons sont dans un régime de transition où effets hydrodynamiques et contacts frictionnels se partagent la domination du comportement ; les seuils de cisaillement évoluent fortement.
- pour $\phi_{G+S} < 60$ % les seuils sont faibles et à priori les interactions hydrodynamiques sont dominantes et annulent presque les contacts directs. Les contacts granulaires seraient lubrifiés du fait d'un volume important de pâte comme dans un béton autoplaçant. C'est la raison pour laquelle la fraction volumique de la pâte des BAP est fixée entre 33 et 40%.

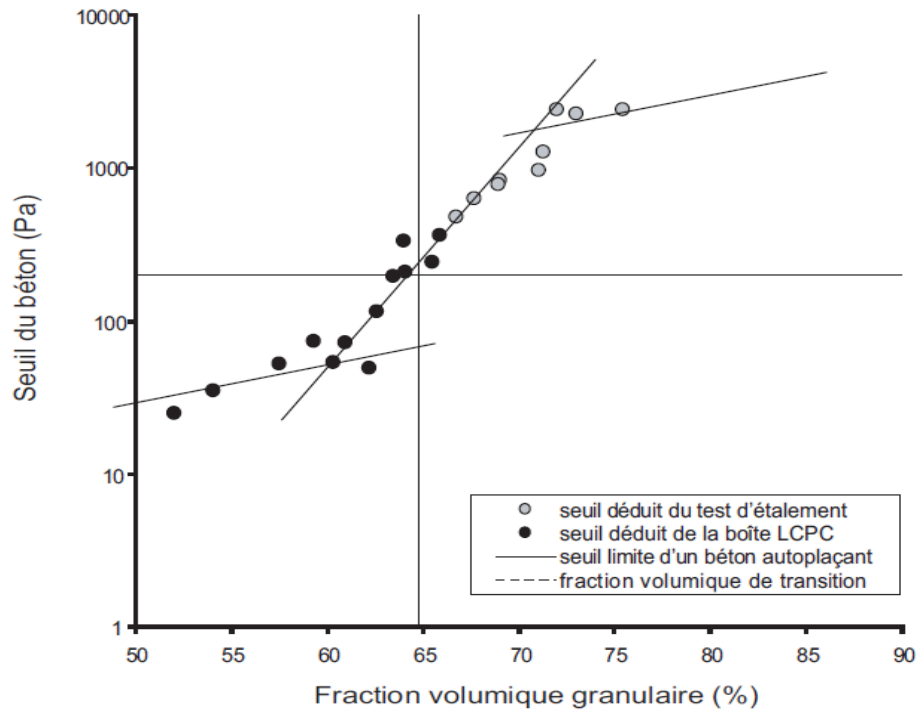


Figure 3.32: Seuil du béton en fonction de la fraction volumique granulaire (Yamine, 2007).

Il suffit donc de retirer un petit volume du squelette granulaire pour faire passer le comportement rhéologique d'un régime dominé par les frictions entre grains (fortement dissipatives) à un régime dominé par le comportement de la pâte de ciment et les interactions hydrodynamiques engendrées par la présence des granulats. Dans la pratique, ceci revient à transformer un béton de consistance traditionnelle en un béton autoplaçant (Yamine, 2007, b).

Hu (2005) a comparé plusieurs rapports Sable/Ciment (S/C) sur des bétons ayant un même dosage en graviers. Les résultats trouvés ont indiqué que lorsque le rapport S/C est élevé, le seuil de cisaillement et la viscosité le seront aussi. Ce phénomène a été attribué à l'amplification des frottements au niveau du mortier qui ont réduit la fluidité du mélange. Dans une autre recherche, Hu et *al.* (2011) ont confirmé que l'élévation du volume des graviers dans le béton augmentent les valeurs des paramètres rhéologiques surtout le seuil de cisaillement. Cette influence s'intensifie quand le taux de sable est élevé dans le mélange (figure 3.33).

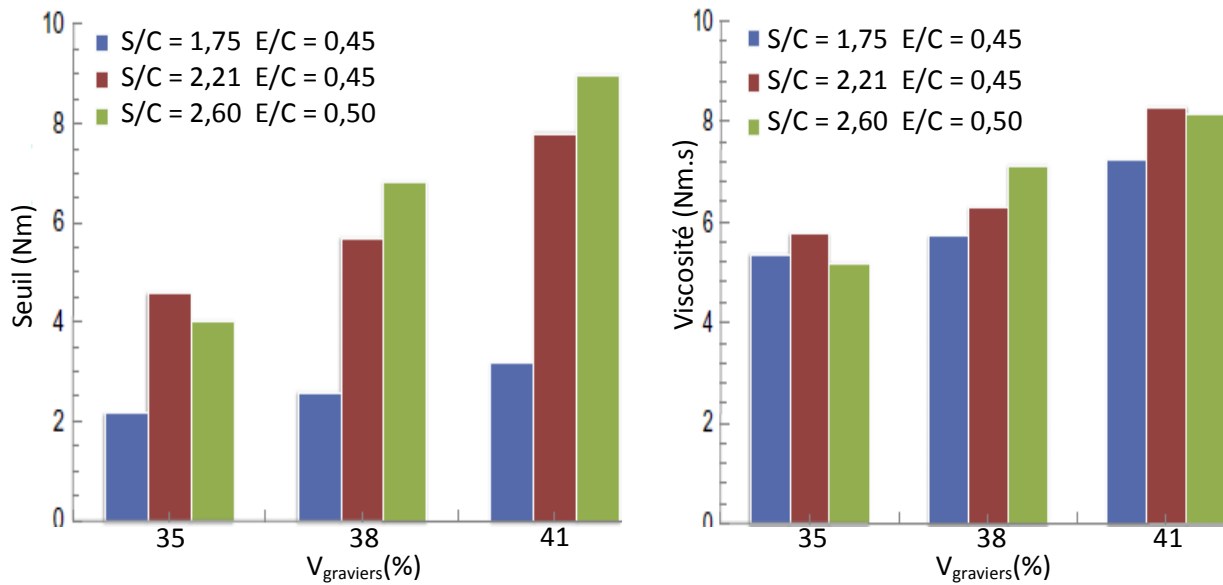


Figure 3.33 : Influence du volume des graviers sur les paramètres rhéologiques des BAP (Hu et al., 2011)

En trouvant des résultats similaires, Khaleel et al. (2014) ont expliqué ce constat par le fait qu'une élévation du nombre des graviers augmente alternativement la probabilité des frottements entre ces particules, et influe négativement sur l'étalement et la capacité de passage. Une friction élevée des particules est toujours signe d'une augmentation du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique.

Toutefois, l'ouvrabilité peut être améliorée par l'optimisation du rapport G/S. Des valeurs optimales du rapport G/S existent pour réduire le seuil de cisaillement et la viscosité plastique (Szecsy, 1997). Il est clair qu'un travail d'optimisation est nécessaire, afin d'aboutir à un rapport G/S qui répond aux exigences souhaitées, puisqu'un rapport G/S optimum pour le seuil de cisaillement n'est souvent pas celui recommandé pour la viscosité plastique (Koehler, 2004).

Ainsi, de l'augmentation du rapport G/S résulte la diminution du dosage en sable nécessaire pour combler les vides entre les graviers, ce qui a tendance à augmenter la résistance à l'écoulement et à déstabiliser le mélange (Hernandez et al., 2016).

Tattersall (1991) a aussi précisé que l'optimum du rapport G/S dépend aussi du rapport E/C. En effet, la diminution du rapport G/S s'accompagne d'une augmentation du dosage en eau pour maintenir la même fluidité.

Quiroga (2003) a aussi montré l'importance de la distribution granulaire sur le plan rhéologique. Il a précisé qu'une distribution granulaire continue et uniforme nécessite moins d'eau pour obtenir une ouvrabilité donnée par rapport aux distributions granulaires discontinues qui conduisent à des bétons fermes ou susceptibles à la ségrégation.

Nanthagopalan et al. (2011) ont étudié la possibilité de formuler des BAP en utilisant un sable de concassage (sans apport de sable de rivière). Les auteurs ont noté une présence élevée de fines qui augmente le besoin en eau. Toutefois, ils ont noté que les fines présentes dans le sable de concassage contribuent à améliorer la compacité du mélange.

Dans ce contexte, Quiroga (2003) a remarqué que l'augmentation des fines dans le sable conduit à une demande plus élevée en superplastifiant pour maintenir une certaine ouvrabilité. Cette demande devient significativement élevée lorsque le pourcentage des fines dépasse 15% de la masse du sable.

Koehler et al. (2008) ont aussi étudié l'influence du taux et des types de fines présentes dans le sable sur la demande en superplastifiant et sur la viscosité des BAP. Les auteurs ont conclu que ces micro-fines présentes dans le sable devront être considérées comme des poudres et doivent être prises en considération dans le volume de la pâte.

Ces mêmes auteurs ont aussi confirmé que l'augmentation du taux de fines, quel que soit leurs natures, s'accompagne toujours par une demande plus élevée en superplastifiant pour une ouvrabilité fixée (figure 3.34) et une augmentation de la viscosité. La diminution du rapport E/P, compensée par l'augmentation du volume de pâte par l'apport des fines du sable, était partiellement responsable de cette augmentation de la demande en superplastifiant.

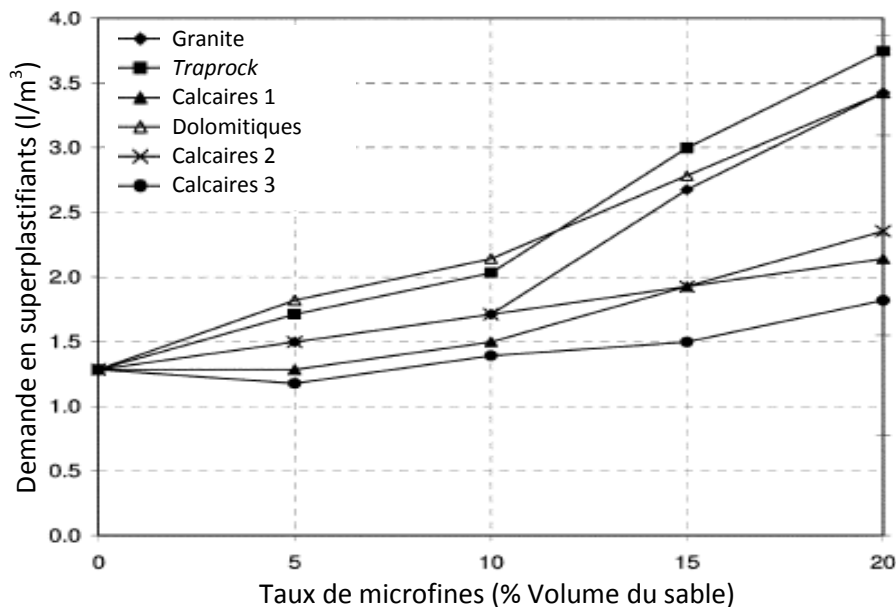


Figure 3.34 : Influence des microfines du sable sur la demande en superplastifiant (Koehler et al., 2008).

Les caractéristiques de ces fines (surface spécifique, forme, valeur du bleu de méthylène) sont responsables de la demande en superplastifiant (figure 3.35 (a)) et de la fluctuation de la viscosité (figure 3.35 (b)). Une valeur du bleu de méthylène élevée ou une grande surface spécifique des fines sont des signes d'une viscosité accrue. Koehler et al. (2008) ont aussi remarqué que la présence d'argile dans les fines du sable (confirmée par la valeur du bleu) a aussi augmenté la demande en superplastifiant, sans pour autant affecter la qualité du béton.

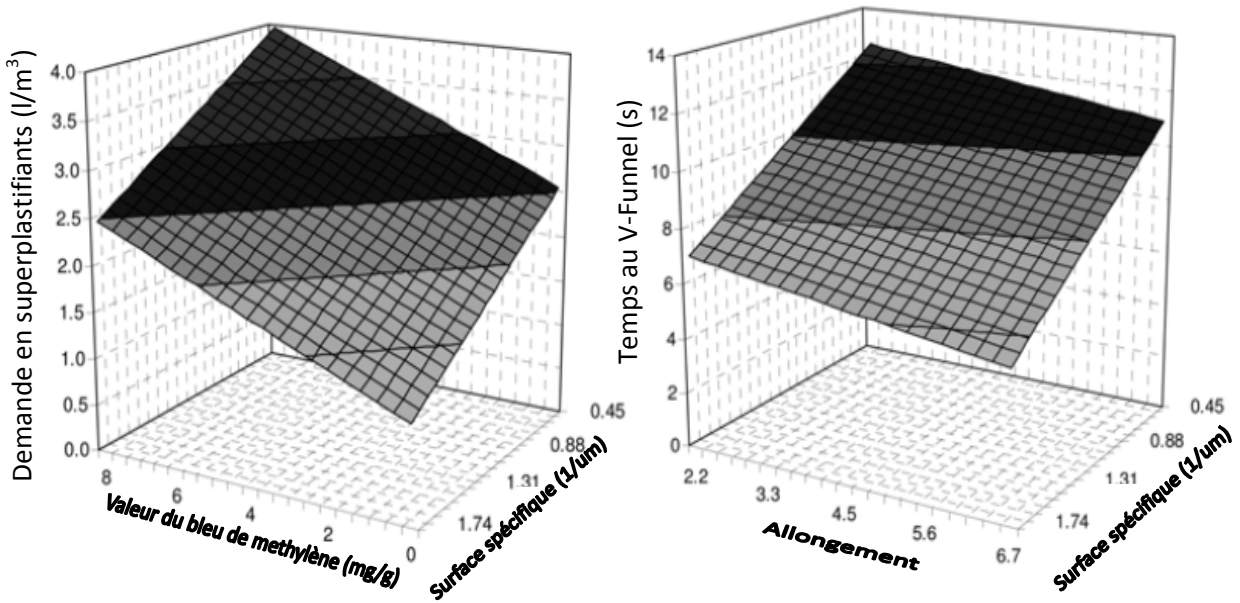


Figure 3.35: Influence des caractéristiques des micro-fines du sable sur (a) la demande en superplastifiants (a) et (b) sur la viscosité (pour un taux de fines 15%)(Koehler et al., 2008).

Bouziani (2013) a étudié l’influence de trois types de sable (concassé (CS), de dune (DS) et de rivière (RS)) sur les propriétés des BAP. Il a trouvé que les sables de concassage et de dune ont tendance à diminuer l’étalement même s’ils ont un effet bénéfique sur le plan de la stabilité et de la capacité de passage à la boîte en L (figure 3.36). Ces résultats ont été expliqués par le taux d’absorption et le taux de fines élevé dans ces deux sables.

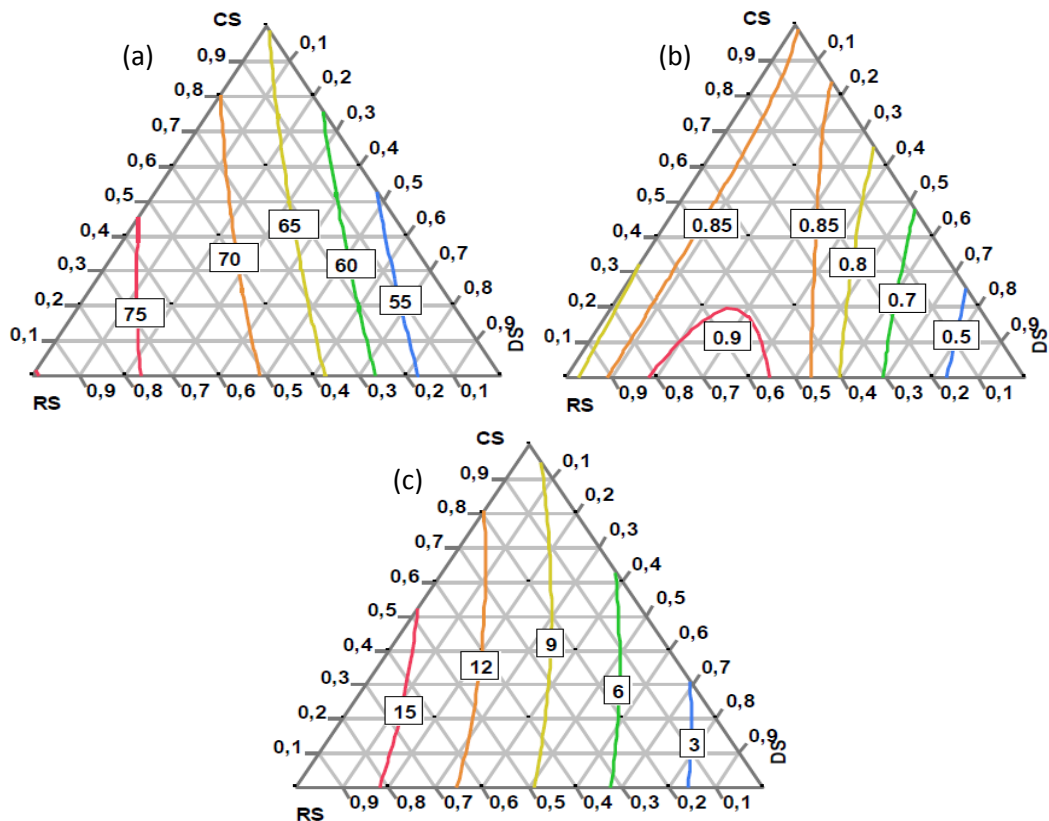


Figure 3.36 : Diagrammes ternaires : (a) de l’étalement, (b) H_2/H_1 et (c) de stabilité des BAP en fonction du type de sable (Bouziani, 2013)

Sur un autre plan, Güneyisi et al. (2016) ont remarqué que l'utilisation des granulats recyclés tend à améliorer la fluidité des BAP et réduire les paramètres rhéologiques. Au-delà d'un taux de 50% de granulats recyclés, cette amélioration est moins importante à cause de l'angularité des granulats.

Sur un plan comportemental du béton, Naadia et al. (2004, 2013) ont remarqué que le comportement rhéoépaississant qui caractérise souvent le BAP est plutôt associé à la pâte ; mais devient de plus en plus marqué en augmentant la taille maximale des granulats (figure 3.37). Les granulats par leurs propriétés (compacité, granulométrie) ne peuvent qu'amplifier ou atténuer cet état par leur arrangement dans la matrice cimentaire.

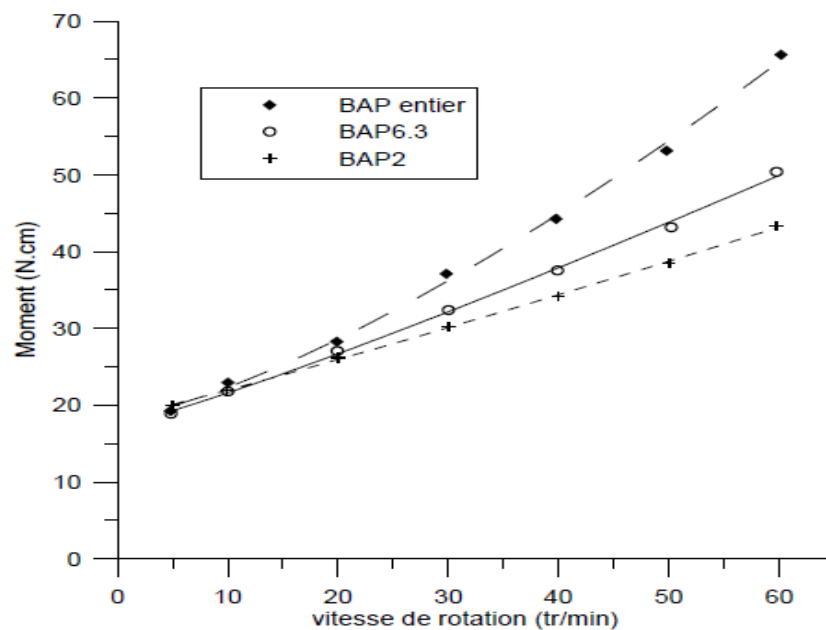


Figure 3.37: Couple nécessaire en fonction du D_{\max} et de la vitesse imposée (Naadia et al., 2004)

Ce constat n'a pas été confirmé par les travaux de Feys (2009), qui a trouvé que l'intensité du comportement rhéoépaississant (exprimé par « n » du modèle d'Herschel-Bulkley) diminue en augmentant la taille maximale des granulats. Par ailleurs, le volume des agrégats n'a pas eu d'influence sur la variation du comportement rhéoépaississant des BAP qui est plutôt dominé par le volume de la pâte.

En revanche, Güneyisi et al. (2016) ont trouvé que le caractère rhéoépaississant diminue graduellement en augmentant le pourcentage des granulats recyclés.

III. Influence des paramètres extrinsèques au béton:

III.1. Influence du temps de malaxage :

Lowke et al. (2005) ont précisé que le malaxage passe par trois phases (figure 3.38):

1. La phase de dispersion où les forces interparticulaires sont élevées dans un premier temps à cause de la tension superficielle de l'eau et de la pression capillaire à l'intérieur de la phase liquide, ce qui nécessite une énergie élevée du malaxeur. Mais au cours de cette phase, ces

forces interparticulaires se dissipent et la fluidité augmente clairement avec l'augmentation de la dispersion de l'eau et du superplastifiant.

2. La deuxième phase présente le temps de stabilisation. Dans cette phase, le temps de malaxage est optimal et assure une dispersion totale du superplastifiant, ce qui engendre une fluidité maximale. Dans cette phase, l'énergie du malaxeur a tendance à se stabiliser.

3. Un malaxage plus long provoque une diminution de la fluidité à cause de l'augmentation progressive des surfaces qui nécessite une demande en eau et en superplastifiant plus importante.

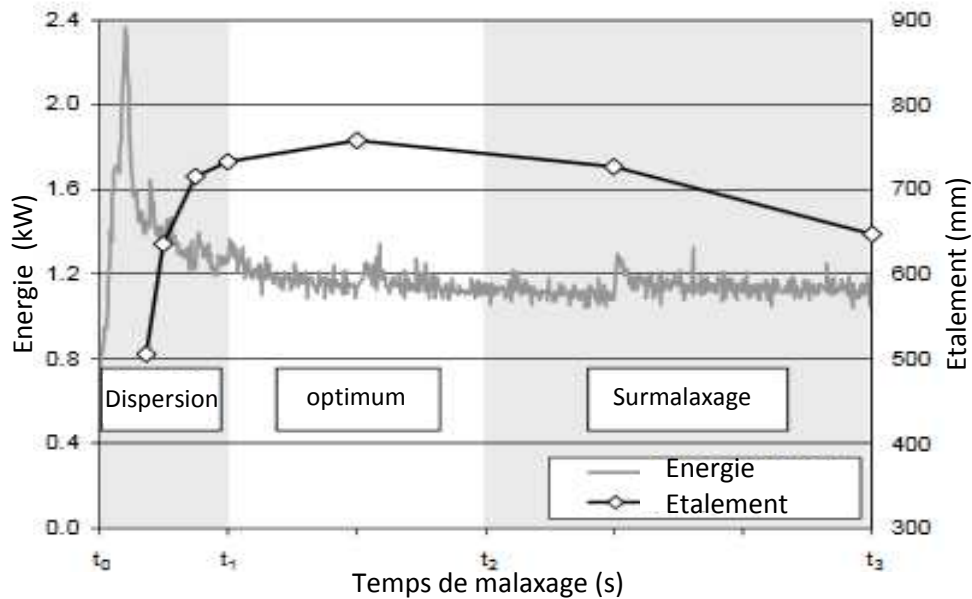


Figure 3.38 : Effet du temps de malaxage (Lowke et al., 2005)

Dils et al. (2012) proposent un temps de stabilisation au environ de 4 min pour obtenir les meilleurs caractéristiques des BAP à l'état frais. Néanmoins, ce temps reste proportionnel à la concentration solide relative (ϕ/ϕ_{max}) et inversement proportionnel au dosage relatif aux superplastifiants (Sp/Sp^*) (Chopin et al., 2004).

III.2. Influence du malaxeur:

La puissance et la taille du malaxeur peuvent avoir une grande influence sur le comportement rhéologique du béton frais (Chopin, 2003). Wallevik et al. (2011) ont comparé la rhéologie des BAP identiques, mais préparés avec différents mélangeurs dont une bétonnière et deux malaxeurs à axe vertical de marque Gustav Eirich et de contenances différentes (50 et 150 litres) (figure 3.39). Les volumes des BAP préparés sont de 25 litres pour la bétonnière, 40 litres pour le petit malaxeur et 100 litres pour le grand malaxeur.

Les auteurs ont remarqué que les BAP confectionnés avec la bétonnière étaient plutôt fermes et nécessitaient de doubler le dosage en superplastifiant pour garantir les propriétés des BAP.

Par ailleurs, le malaxeur Gustav Eirich de contenance 150 litres a donné une plus faible viscosité plastique « μ » pour l'ensemble les mélanges. Cela implique que plus grande est la

taille du malaxeur, plus les viscosités des BAP seront faibles (Wallevik et al., 2011), et plus le temps de stabilisation sera réduit (Chopin, 2003).

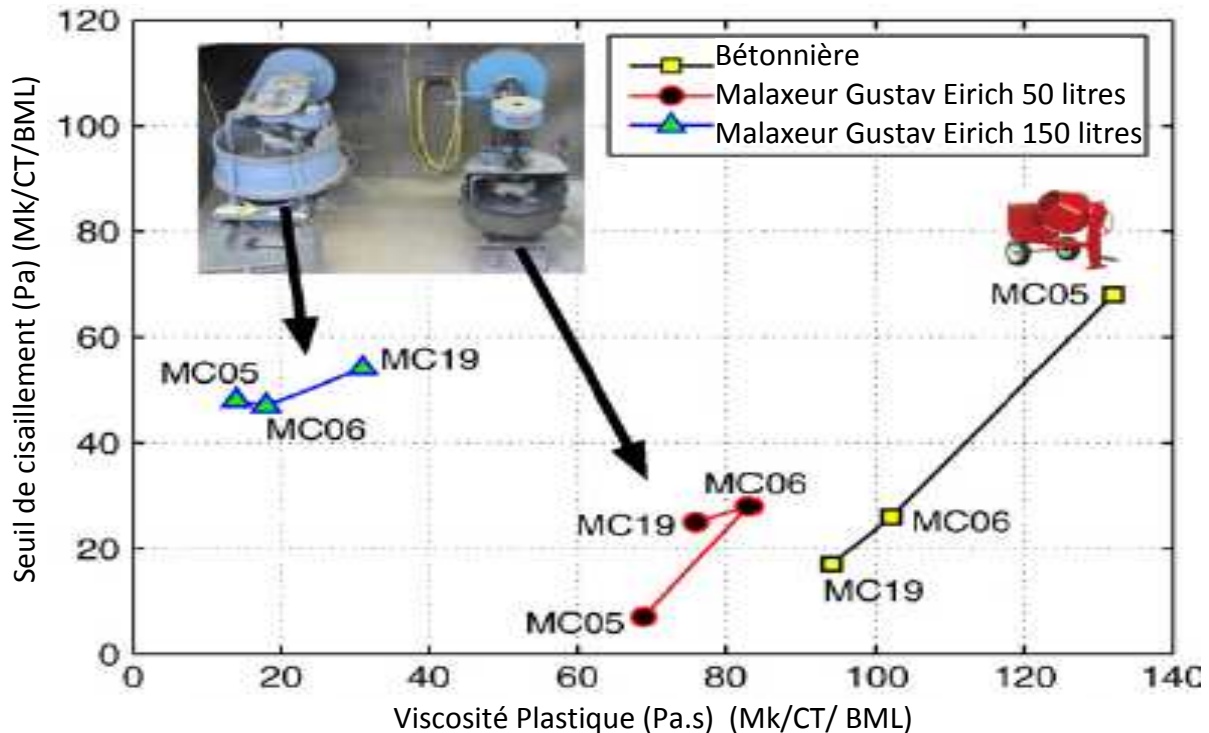


Figure 3.39: Effet du type de malaxeur sur le comportement rhéologique des BAP (Wallevik, 2011)

III.3. Influence de la température dans la fourchette 0 et 40°C (proche de la T° ambiante) :

Généralement, une élévation de la température au-delà de la température ambiante accélère la vitesse de formation des hydrates. Cette croissance des hydrates diminue la fluidité du mélange à cause de la formation des microstructures incassables par la puissance du malaxeur. Cela se traduit par un accroissement du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique. Cet effet est plus accentué lorsque E/C décroît (Li et al., 2004).

Pour les BAP, l'effet de la température dépend significativement de l'agent de viscosité utilisé (Helnan-Moussa, 2009), de la structure moléculaire du superplastifiant (Brameshuber et al., 2003, Petit, 2005) et de sa teneur (Ghafoori et al., 2010). Par contre, le dosage de saturation des superplastifiants ne dépend que légèrement de la température (Fernández-Altable et al., 2006).

Ainsi, l'élévation de la température accélère l'adsorption des superplastifiants sur les grains de ciment, ce qui peut augmenter la fluidité du mélange et réduire la viscosité plastique (Petit, 2005). Cette adsorption est plus importante pour des températures supérieures à 21°C (Jolicoeur, 1997). La fluidité dépendra donc de la teneur en superplastifiant.

Helnan – Moussa (2009) a détecté deux zones distinctes de la viscosité plastique des BAP délimitées par une température critique de 24°C. Il a remarqué que la viscosité plastique diminue entre 11.3° et 24°C puis augmente entre 24° et 30.7°C. Par contre, le seuil de cisaillement augmente quand la température augmente et présente un maximum à 21°C. Il a

aussi noté que l'effet des agents de viscosité est plus accentué pour des températures inférieures à 24°C (Figure 3.40)

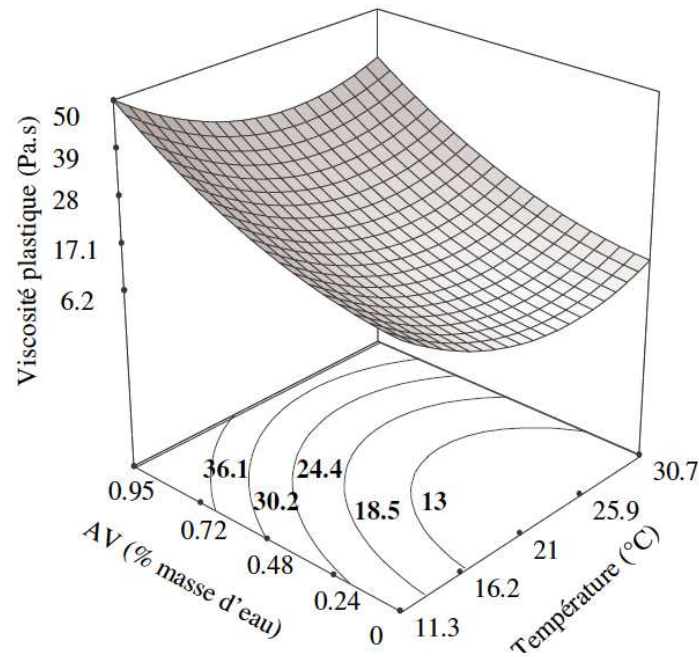


Figure 3.40: Surfaces et courbes iso-réponses de viscosité plastique en fonction de la température et du dosage en agent de viscosité (Helnan-Moussa, 2009).

Ghafoori et al. (2010) ont aussi montré que les caractéristiques des BAP à l'état frais sont affectées par la température. A des températures élevées, l'influence se manifeste sous forme d'une diminution significative de l'étalement (figure 3.41), d'une augmentation substantielle de la viscosité plastique et d'une amélioration de la stabilité dynamique des BAP. Dans ce cas, une remédiation par un pourcentage en superplastifiant supplémentaire est recommandée pour éviter cette perte de maniabilité. Par ailleurs, les températures inférieures à 21°C augmentent légèrement l'étalement des BAP et ont peu d'influence sur la viscosité du mélange.

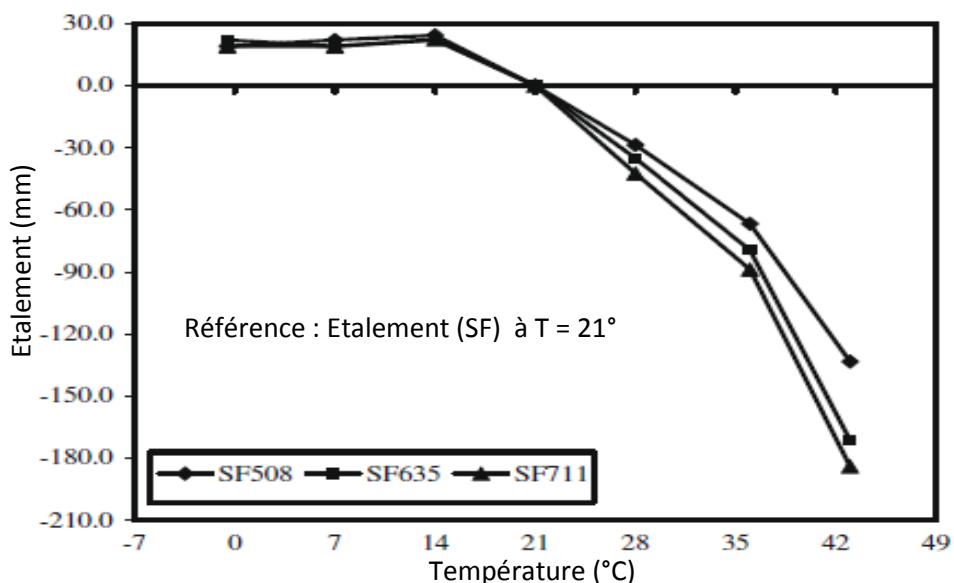


Figure 3.41: Influence de la température sur la fluidité des BAP (Ghafoori et al., 2010).

III.4. Influence du facteur temps :

Avec le temps, du fait de l'avancement de la réaction d'hydratation, la quantité d'hydrates augmente. La formation d'ettringite s'accroît et amène à une rigidification de la suspension par accroissement de la concentration en solides impliquant une élévation exponentielle des valeurs du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique au cours des premières heures.

La présence de superplastifiants dans les BAP, inhibant certains sites réactifs par adsorption sur les grains du liant, conduit à un effet de retard. Cependant, même si les réactions chimiques sont ralenties, la formation continue d'hydrates engendre une augmentation exponentielle des valeurs des grandeurs rhéologiques avec le temps (figure 3.42) (Petit, 2005).

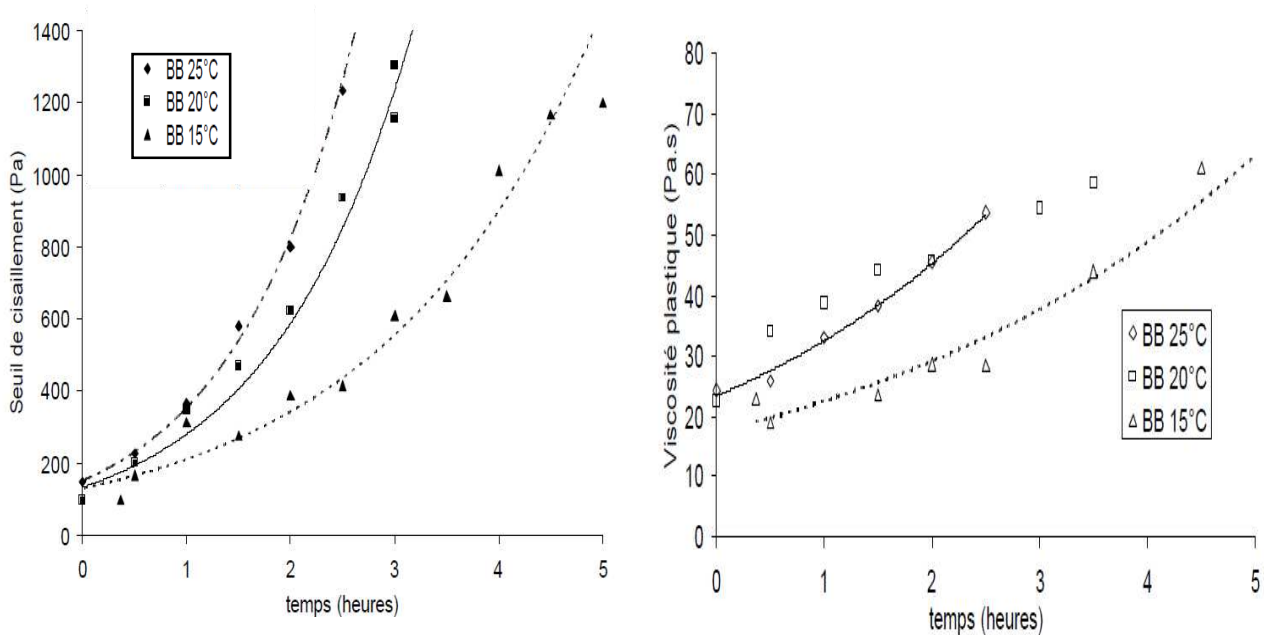


Figure 3.42 : Variation (a) du seuil de cisaillement et (b) de la viscosité plastique des BAP en fonction du temps et de la température (Petit, 2005).

IV. Conclusion

La synthèse bibliographique a montré que tous les facteurs intrinsèques ou extrinsèques au béton peuvent influencer significativement les grandeurs rhéologiques des BAP. Ces facteurs et leurs effets sur les paramètres rhéologiques sont récapitulés dans le tableau 3.2. Cette synthèse est une espèce d'outil qui guide l'expérimentateur dans sa formulation au laboratoire et particulièrement pour faire face aux éventuels imprévus. Elle a donc permis d'une part l'orientation de nos choix, dans le cadre du programme que nous présentons dans les chapitres qui suivent et résume d'autre part, les tendances les plus importantes ayant une relation directe avec le comportement rhéologique des BAP.

Tableau 3.2. Influence des paramètres intrinsèques et extrinsèques du béton sur ses propriétés rhéologiques.

	Seuil de cisaillement	Viscosité plastique
Dosage en ciment	↘	↘
Finesse du ciment	↗	↗
Fillers calcaires	↘↗	↗
Pouzzolane naturelle	↗	↗
Laitier de haut fourneau	↘↗	↗
Cendres volantes	↘	↘↗
Fumée de silice		
dosage faible	↘	↘
dosage élevé	↗	↗
Superplastifiants	↘	↘↗
Agents de viscosité	↗	↗
Eau	↘	↘
Air	↘	↘
Gravier	↗	↗
Sable	↘↗	↘↗
Fines du sable	↘↗	↗
Temps de malaxage	↘↗	↘↗
Température	↗	↗
Temps	↗	↗

CHAPITRE 4

Mise au Point d'une Méthodologie de Formulation des BAP

I. Introduction.....	111
II. Le modèle d'empilement compressible (MEC)	111
III. Le logiciel RENE – LCPC	113
IV. L'apport de la norme NF EN206/CN	114
V. Méthode proposée pour la formulation des BAP	116
IV. Conclusion	140

I. Introduction :

La réduction de la teneur en liant tout en maintenant le caractère autoplaçant des BAP reste le principal objectif à atteindre dans le cadre de ce travail, pour pouvoir diminuer à la fois le coût de la production et les incidences sur l'environnement. Cependant, la formulation des Eco-BAP à faible taux de liant reste un challenge, puisque toutes les caractéristiques recherchées dans les BAP dépendent essentiellement d'un volume élevé de la poudre.

Il faut savoir que, pour produire des bétons écologiques ou les éco-bétons, il est nécessaire de réduire le volume du ciment Portland utilisé ou encore optimiser le squelette granulaire. Toutefois, pour les éco-BAP, il est recommandé de substituer partiellement le ciment portland par des additions minérales afin de maintenir un volume de liant suffisant pour assurer les critères de déformabilité et de capacité de passage.

Il est clair que la formulation des éco-BAP a suscité l'intérêt de nombreux chercheurs qui ont développés plusieurs méthodes de formulation. Une nouvelle approche simple est proposée dans ce travail tout en s'inspirant de méthodes existantes. Cette démarche prend en considération les caractéristiques intrinsèques des matériaux utilisés ; en vue d'éviter l'utilisation d'abaques ou des formules empiriques, de la littérature, qui sont souvent inadaptés pour les matériaux, sujets de notre étude.

Cette approche est tributaire de la compacité du squelette granulaire dont la matrice est obtenue en utilisant un modèle théorique basé sur l'empilement des classes granulaires poly-dispersés et de leurs interactions, en vue d'optimiser le squelette granulaire du mélange à partir des courbes granulométriques de matériaux granulaires. Le modèle d'empilement compressible (MEC) développé par Sedran et al. (1994), implémenté dans le logiciel RENE LCPC (Sedran et al., 1994 et 2000) et qui met en avant la compacité réelle en fonction de l'indice de serrage est intégré dans l'approche proposée. De plus, les exigences normatives relatives aux teneurs minimales ou maximales, en fonction des classes d'exposition, sont aussi prises en considération dans la démarche proposée.

II. Le modèle d'empilement compressible (MEC) :

Le modèle d'empilement compressible (MEC), développé au LCPC, permet de prédire la compacité réelle d'un mélange à partir de la compacité de chaque classe monodimensionnelle dont il est constitué, de la distribution granulaire du composite et de la connaissance de l'énergie de sa mise en place. Toutefois, le modèle met aussi en avant la notion de compacité virtuelle qui est définie comme la compacité maximale théorique que l'on pourrait atteindre en arrangeant, au mieux, l'empilement grain par grain (Sedran, 1999). Les perturbations locales dans l'empilement des grains d'une certaine taille, du fait de la présence des grains d'une autre taille sont de deux ordres (de Larrard, 1999):

• *Effet de desserrement :*

Cet effet se manifeste lorsque, dans un empilement de gros grains, se trouvent quelques grains fins isolés qui ne sont pas suffisamment petits pour pénétrer dans les vides laissés par les gros grains (figure 4.1).

- *Effet de paroi :*

Cet effet apparaît dans le cas où quelques gros grains (1) isolés sont immergés dans des grains fins dominants (2) ; il existe alors une certaine quantité de vides dans l'empilement des grains 2, localisée à l'interface avec les grains 1 (figure 4.1).

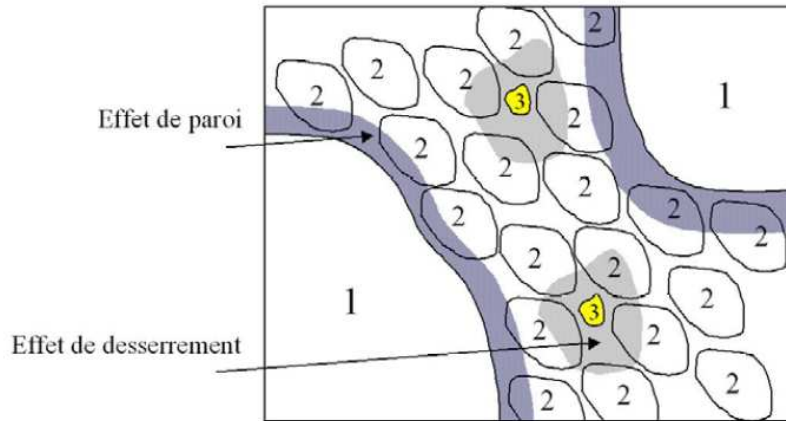


Figure 4.1: Exemple de cas d'effets de paroi et de desserrement (El Barrak, 2005)

En tenant compte de ces deux types d'interactions, la compacité virtuelle γ_i d'un mélange à n classes, s'exprime par l'équation 4.1:

$$\gamma_i = \frac{\beta_i}{1 - \sum_{j=1}^{i-1} [1 - \beta_i + b_{ij}\beta_i(1 - 1/\beta_i)]y_j - \sum_{j=i+1}^n [1 - a_{ij}\beta_i/\beta_j]y_j} \quad (4.1)$$

γ_i compacité virtuelle du mélange constitué de n classes,

β_i compacité résiduelle (la compacité maximale que pourrait atteindre des particules d'une façon arrangée) de la classe dominante i de diamètre d_i .

β_j compacité résiduelle des classes autres que la classe dominante de diamètre d_i .

y_i proportion volumique des classes autres que la dominante de diamètre d_i .

a_{ij} coefficient de desserrement de la classe dominante i par les classes j de plus petits diamètres que d_i .

b_{ij} coefficient d'effet de paroi de la classe dominante i par les classes j de plus gros diamètres que d_i .

Les coefficients d'interaction (a_{ij} et b_{ij}) dépendent du diamètre des fractions de grains limitrophes et peuvent être calculés par les deux équations 4.2 et 4.3 (de Larrard, 1999):

$$a_{ij} = \sqrt{1 - (1 - d_j/d_i)^{1,02}} \quad (4.2)$$

$$b_{ij} = 1 - (1 - d_i/d_j)^{1,5} \quad (4.3)$$

La compacité du mélange quelle que soit la classe dominante, vérifie l'équation 4.4 :

$$\gamma = \inf(\gamma_i) \quad \text{avec } 1 \leq i \leq n \quad (4.4)$$

La compacité réelle ne peut pas être directement déterminée par cette formule car elle dépend aussi du mode de serrage ou de mise en place, exprimé par un indice de serrage « K » (ou de compaction) défini par l'équation implicite 4.5 :

$$K = \sum_{i=1}^n K_i = \sum_{i=1}^n \frac{\frac{\phi_i}{\phi_i^*}}{1 - \frac{\phi_i}{\phi_i^*}} = \sum_{i=1}^n \frac{y_i/\beta_i}{\frac{1-\phi_i}{\phi_i} \gamma_i} \quad (4.5)$$

Où ϕ_i et ϕ_i^* sont respectivement la compacité réelle et la compacité maximale de la tranche granulaire d'indice i.

Le tableau 4.1 regroupe les différents indices de serrage K, correspondant à différents protocoles de mise en place pour un remplissage à sec.

Tableau 4.1 : Indices de serrage K en fonction des protocoles de mise en place

Procédé de remplissage	Déversement (Cintre, 1988)	Piquage avec tige (Khanta et al. 1993)	Vibration (de Larrard, 1999)	Vibration + pression 10 kPa (de Larrard, 1999)	Empilement virtuel
K	4,1	4,5	4,75	9	infini

Connaissant la compacité virtuelle et l'indice associé au protocole de compaction utilisé, la compacité expérimentale d'un matériau peut être déterminée (Sedran, 1999).

III. Le logiciel RENE – LCPC :

Le logiciel René – LCPC, basé sur le modèle d'empilement compressible, a fait l'objet d'une validation dans le domaine du calcul de la compacité des mélanges granulaires avec une erreur de calcul inférieure à 1% par rapport à l'expérience (Sedran et al., 2000).

Cet outil informatique permet de calculer la compacité d'un mélange granulaire quelconque à partir des proportions massiques de chaque constituant et de caractéristiques facilement accessibles à l'expérience :

- la compacité expérimentale de l'empilement de chaque constituant pris individuellement,
- la masse volumique de chaque constituant,
- la distribution granulaire de chaque constituant,
- l'indice de serrage (K_i) et l'effet de paroi associés à la mesure de ces compacités.

Pour une utilisation optimale du logiciel RENE LCPC, il est recommandé de séparer les gravillons et les sables en tranches de rapport diamètre maximum sur diamètre minimum inférieur ou égal à 4 (Sedran et al., 2000).

Le principe de calcul du logiciel est illustré sur l'organigramme de la figure 4.2.

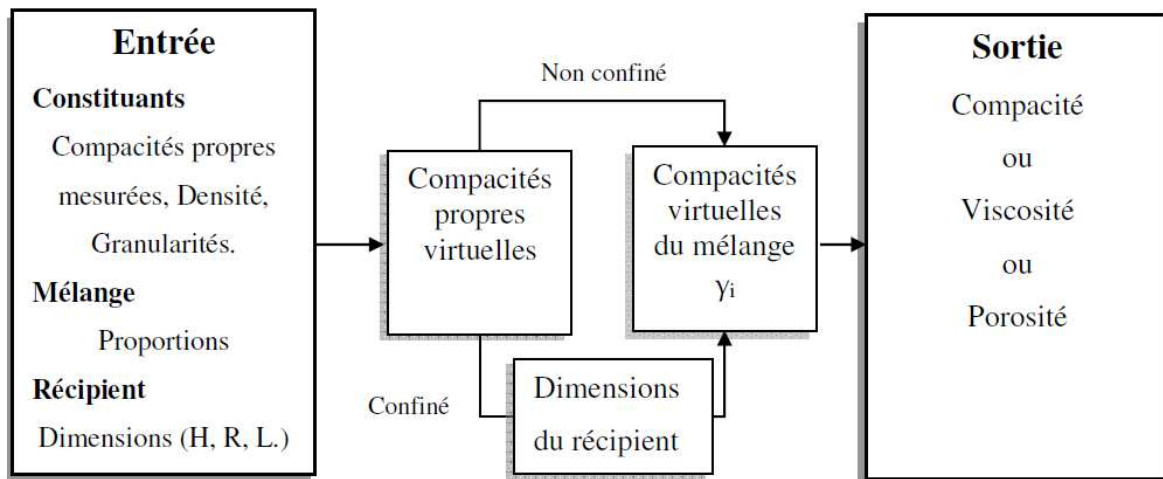


Figure 4.2 : Méthodologie du logiciel René-LCPC (Sebaïbi, 2010)

IV. L'apport de la norme NF EN206/CN :

Depuis la publication de la norme EN 206-1 en 2000, relative au béton et à ses constituants, le contexte normatif a beaucoup évolué pour être intégré finalement dans la nouvelle norme NF EN 206/CN publié en décembre 2014. Cette norme s'est substituée à la NF EN 206-1/CN de novembre 2012 qui, elle-même remplaçait le 2^{ème} tirage de la norme NF EN 206-1 d'avril 2004.

La norme NF EN 206/CN porte sur de nombreux aspects comme la prise en considération de la notion de béton auto-plaçant (NF EN 206-9), une actualisation des additions, l'introduction des bétons d'ingénierie, en plus de la prise en compte des normes de calculs et des normes d'exécution.

Les enjeux écologiques et environnementaux de l'heure ont conduit l'industrie du béton, à trouver de nouvelles alternatives qui favorisent la formulation de bétons à faibles impacts environnementaux. La norme EN 206/CN, prescrit aussi la possibilité d'utiliser des additions en tant que liant, ou encore la possibilité d'utiliser des granulats recyclés.

Ce nouveau texte normatif, relatif aux ouvrages en béton, prend aussi en compte leur durabilité en s'appuyant sur la notion de classes d'expositions, comme établi préalablement dans la norme EN 206-1 (tableau 4.2). Ce critère est pris en compte avant la fabrication du béton, lors du choix des matériaux ainsi que dans la détermination des limites de certains constituants dans la composition du mélange en fonction de la classe d'exposition.

Lors de l'utilisation des additions minérales, la norme introduit la notion de liant équivalent qui intègre avec le dosage minimal en ciment, l'effet des additions en fonction de leur nature (coefficient k). Le liant équivalent est défini par l'équation (4.6):

$$L_{\text{equi}} = C + k.A \quad (4.6.)$$

Où C : la masse du ciment, A : la masse de l'addition utilisée.

La valeur maximale de la quantité d'addition par mètre cube de béton, prise en compte dans le liant équivalent est définie par le rapport $A/(A+C)$. Si une plus grande quantité d'addition est utilisée, l'excédent ne doit pas être pris en compte ni pour le calcul du dosage minimal en liant équivalent, ni pour le calcul du rapport E/L_{equi} .

Un des points essentiels de cette nouvelle norme est la prise en compte du coefficient k pour les CEM I et CEM II/A, alors qu'elle était prescrite, dans les anciennes versions de la norme, uniquement pour le CEM I ($k=0$ avec un ciment autre que le CEM I). Cependant, les taux de substitutions maximaux restent dépendants du type de ciment et de la classe d'exposition (tableau 4.2).

D'un autre côté, la teneur en eau effective (efficace) selon la norme NF EN 206/CN est la différence entre la quantité d'eau totale contenue dans le béton frais et la quantité d'eau absorbable par les granulats. Dans le cas des granulats traditionnels, l'eau absorbable est marginale (entre 0,1 et 2 % en proportion massique).

Tableau 4.2 : Teneurs exigées en fonction des classes d'exposition (NF EN 206-1/CN)

		Classe d'exposition	$E_{\text{eff}}/L_{\text{équi}}$ maximal	Classe de résistance minimale	$L_{\text{équi}}$ minimum (kg/m ³)	Teneur minimale en air (%)
Classes d'exposition	Aucun risque	X0	-	-	150	-
	Corrosion induite par carbonatation	XC1	0,65	C20/25	260	-
		XC2	0,65	C25/30	260	-
		XC3	0,60	C25/30	280	-
		XC4	0,60	C25/30	280	-
	Corrosion induite par les chlorures	XD1	0,60	C25/30	280	-
		XD2	0,55	C30/37	330	-
		XD3	0,50	C35/45	350	-
	Corrosion induite par les chlorures	XS1	0,55	C30/37	330	-
		XS2	0,55	C30/37	330	-
		XS3	0,50	C35/45	350	-
	Attaque gel/dégel	XF1	0,60	C25/30	280	-
		XF2	0,55	C25/30	300	4
		XF3	0,55	C30/37	315	4
		XF4	0,45	C30/37	340	4
	Attaque chimique	XA1	0,55	C30/37	330	-
		XA2	0,50	C35/45	350	-
		XA3	0,45	C40/50	385	-

V. Méthode proposée pour la formulation des BAP :

L'écoulement des bétons autoplaçants dépend, en grande partie, des propriétés de la pâte ; mais peut être aussi fortement perturbé par la distribution des granulats et donc par leur compacité qui contrôle généralement le seuil de cisaillement du mélange. Ainsi, pour obtenir la meilleure maniabilité du béton, il est non seulement nécessaire d'optimiser la distribution granulaire, mais aussi les caractéristiques rhéologiques du liant.

L'algorithme de la méthode proposée pour la formulation des BAP, suit ce principe et repose sur les modèles d'empilement, qui sont certainement les méthodes les plus évoluées à l'heure actuelle. Le principe de la démarche ressemble partiellement à celui proposé dans les travaux de Sebaïbi et al. (2013), exposé dans le chapitre 2, tout en apportant plusieurs améliorations. Pour rappel, Sebaïbi et al. (2013) ont développé une méthode de formulation pour des micro - BAP en se basant sur la méthode chinoise et la norme EN 206-1 où le ciment portland de type « CEM I » et la fumée de silice sont utilisées pour assurer des résistances mécaniques élevées. Néanmoins, plusieurs inconvénients existent dans la méthode de Sebaïbi et al. (2013):

- Le principal défaut réside dans la détermination du dosage en ciment. En effet, le dosage en ciment est calculé sur la base d'une relation empirique proposée dans la méthode chinoise (Su et al., 2001) :

$$C = \frac{f_c}{0,14} \quad (4.7)$$

Où : C : représente le dosage en ciment (kg/m³)

f_c : la résistance à la compression (MPa),

Cette formule estime que le dosage en ciment, qui doit être obligatoirement de type CEM I, est uniquement fonction de la résistance souhaitée. Elle ne prend en considération ni d'autres types de ciment, ni le taux des additions qui peuvent se substituer au ciment.

Maintenant, il est largement admis que la résistance ne dépend pas uniquement du dosage en ciment, mais de plusieurs paramètres comme : le dosage en eau et en air, la qualité des granulats, etc.

D'un autre côté, l'équation (4.7) précitée, **oblige** à choisir une résistance « f_c » très élevée pour avoir suffisamment de liant équivalent exigé par la norme, et de pâte pour des critères de fluidité. Cependant, pour un béton de résistance moyenne ($f_c \leq 40$ MPa), cette formule peut fournir de faibles quantités de pâte, insuffisantes pour assurer les critères de fluidité et de capacité de passage aux bétons autoplaçants et surtout des liants équivalents largement inférieurs à ceux exigés par la norme.

- Pour le rapport E/C, les auteurs se sont basés uniquement sur un abaque (Su et al., 2003) qui ne peut pas être utilisée de manière universelle,
- Pour des raisons de résistance, la méthode impose l'incorporation de la fumée de silice avec un taux maximal de 10% recommandé par la norme 206-1, sans prévoir une quantité d'eau supplémentaire, pourtant nécessaire pour le mouillage de ces fines ($E/C = E/L$). Cette approche aboutit à des bétons ayant des viscosités très élevées responsables de la perte de

leur fluidité et du caractère autoplaçant. En plus, cette méthode ne peut être appropriée que lorsque d'autres additions minérales sont utilisées, surtout à des taux élevés,

- La démarche est destinée à la formulation de micro-BAP ($D_{\max} = 10 \text{ mm}$), et ne prend pas en considération l'absorption des granulats, ce qui peut rendre la quantité d'eau de gâchage insuffisante pour assurer la fluidité recherchée. De plus, pour un $D_{\max} = 10 \text{ mm}$, les normes que ce soit la 206-1 ou la 206/CN, obligent d'apporter des corrections sur la teneur du liant (+10%) ; ce qui n'a pas été pris en considération dans cette démarche,
- Le dosage de saturation du superplastifiant par rapport au ciment est considéré identique à celui de l'addition choisie ; ceci n'est pas compréhensible puisque les deux poudres ne possèdent, ni la même composition chimique, ni la même surface spécifique,
- La démarche se base sur des calculs massiques. La transformation vers une formulation volumique aboutit à un volume largement inférieur au mètre cube (1 m^3). Il est par conséquent nécessaire de corriger cette formulation, ce qui rend le mélange peu économique après correction.

Les principales différences entre les deux méthodes sont résumées dans le tableau 4.3.

Tableau 4.3 : Principales modifications apportées par la méthode proposée

Paramètres	Méthode de Sebaïbi et <i>al.</i> (2013)	Méthode proposée
Granulats		
	Micro BAP Mélange binaire	BAP Mélange ternaire
Pâte		
Ciment	Ciment Portland (CEM I)	Ciment Portland composé (CEM II/A) Le CEM II/A a été utilisé pour des raisons environnementales, économiques et aussi à cause de sa disponibilité dans la région.
Additions minérales	Dosage du ciment est basé sur une relation empirique proposée dans la méthode chinoise. Adaptée pour la fumée de silice (FS) Dosage selon la norme EN 206-1	Dosage en fonction de la norme EN206/CN. Adaptée pour l'ensemble des additions Dosage calculé analytiquement et répond aux exigences de la norme
Eau	E/C : En utilisant un abaque (Su et al, 2003) E/FS : Selon la norme EN 206-1	E/C en fonction de la norme EN 206/CN E/A est déterminé expérimentalement par des essais d'étalement au mini – cône
Adjuvant	Dosage forfaitaire par rapport au liant.	Dosage en fonction des fines présentes dans le mélange

V.1. Démarche de la méthode de formulation proposée :

Etape 1 : Détermination du dosage des différents granulats

Dans la première étape, les graviers et le sable sont proportionnés en fonction de leurs densités apparentes. Les masses des différents agrégats sont majorées par un facteur de compactage (facteur de compacité) « PF », en vue de mettre en exergue l'augmentation de la densité des agrégats qui sont compactés, à cause du processus de mélange.

Ce facteur de compacité reste le paramètre clé de la méthode proposée, car il permet de déterminer le spectre granulaire qui contrôle à son tour le volume du liant. PF est donc défini comme le rapport entre la compacité de l'empilement granulaire compacté par vibration et la compacité du squelette à l'état empilé sans compactage (voir équation 4.8).

$$PF = \frac{C_{\text{après compactage}}}{C_{\text{avant compactage}}} \quad (4.8)$$

Les compacités avant et après compactage des mélanges seront calculées en utilisant le logiciel RENE LCPC. La proportion des différents granulats peut être calculée ensuite par les équations (4.9) et (4.10) :

$$M_g = PF \cdot \rho_g \cdot \left(1 - \frac{V_s}{V_{\text{agr}}}\right) \quad (4.9)$$

$$M_s = PF \cdot \rho_s \cdot \frac{V_s}{V_{\text{agr}}} \quad (4.10)$$

Où M_s et M_g : masses respectives du sable et des graviers (kg),

ρ_s et ρ_g : masses volumiques apparentes respectives du sable et des graviers (kg/m^3),

V_s/V_{Aagg} : représente le rapport volumique entre le sable et le volume total des agrégats.

Le logiciel RENE LCPC estime les compacités pour des combinaisons granulaires en pourcentage massiques. Déterminer les teneurs des différents granulats amène donc à utiliser les équations (4.11) et (4.12):

$$M_s = \frac{\rho_s}{\rho_g} (P_F \cdot \rho_g - M_g) \quad (4.11)$$

$$M_g = \frac{\rho_g}{\rho_s} (P_F \cdot \rho_s - M_s) \quad (4.12)$$

Dans le cas particulier $G/S = 1$, les teneurs des granulats seront calculés par l'équation 4.13.

$$M_s = M_g = P_F \cdot \frac{\rho_s \cdot \rho_g}{\rho_s + \rho_g} \quad (4.13)$$

Etape 2 : Choix du dosage en ciment et du rapport E/C

Le dosage minimal du ciment dépend du liant équivalent alors que le rapport E/C maximal est fonction du rapport $E_{\text{eff}}/L_{\text{equi}}$. Ces deux paramètres dépendent essentiellement des classes d'exposition établies selon la norme NF EN 206/CN.

A ce titre, il est important de noter que notre démarche donne la priorité au comportement du béton à l'état frais. La résistance et la durabilité du béton restent des paramètres sujets à vérification.

Etape 3 : Calcul du dosage des superplastifiants

Le dosage des superplastifiants est celui de la saturation. Il peut être déterminé de deux manières simplifiées : la méthode dite du mini-cône ou les méthodes basées sur l'écoulement au cône de Marsh.

L'avantage de la méthode du mini-cône est qu'elle nécessite peu de matériau (200 g) ; mais le comportement de la pâte est étudié de façon statique. Tandis que, l'essai au cône de Marsh requiert beaucoup plus de matériau (1800 g), et le coulis est évalué en condition dynamique.

Le dosage de saturation des superplastifiants est déterminé séparément pour les coulis de ciment et pour les coulis des additions. Si plusieurs additions sont utilisées, il est nécessaire de déterminer le dosage de saturation du superplastifiant nécessaire pour disperser chaque addition prise séparément. Par ailleurs, si la teneur des fines présentes dans le sable est élevée (> 5%), il devient aussi indispensable de déterminer le dosage de saturation de l'adjuvant lorsqu'il est combiné avec les fines du sable.

$$M_{Sp} = a\%C + b\%M_A + c\%M_{\text{fines sable}} \quad (4.14)$$

Où M_{Sp} : représente la masse du superplastifiant,
 $a\%$, $b\%$, $c\%$: dosage de saturation du superplastifiant respectives en fonction de la poudre de ciment, de l'addition utilisée et des fines présentes dans le sable.

La quantité d'eau apportée par les adjuvants E_{Sp} en fonction de l'extrait sec est aussi calculée.

$$E_{Sp} = (1 - m\%)M_{Sp} \quad (4.15)$$

Où $m\%$: représente le pourcentage de l'extrait sec du superplastifiant.

Toutefois, il est nécessaire de s'assurer au préalable de la compatibilité entre le superplastifiant et les différentes poudres utilisées.

Etape 4 : Calcul du dosage des additions minérales

La quatrième étape consiste à déterminer le volume des additions minérales comme les fillers calcaires, les pouzzolanes naturelles, ou autres poudres qui peuvent être utilisées comme liants. Cette poudre a pour rôle d'augmenter le volume de la pâte et participe à combler les vides granulaires et à améliorer la fluidité du matériau ainsi que sa stabilité.

Cette étape passe d'abord par le calcul du volume de la pâte d'addition qui devra être ajoutée au mélange. Ce volume est calculé par l'équation (4.16).

$$V_{PA} = 1 - V_G - V_S - V_C - V_{Ec} - V_{Sp} - V_{air} \quad (4.16)$$

Avec : V_G , V_S , V_C , V_{Ec} , V_{Sp} et V_{air} : les volumes respectifs des graviers, sable, ciment, eau nécessaire pour le ciment et celui de l'air occlus considéré à 2%.

V_{PA} : est le volume de la pâte des additions (Volume des additions + Volume d'eau nécessaire pour l'addition). L'équation (4.16) peut être aussi écrite de la manière suivante :

$$V_{PA} = 1 - \frac{M_G}{1000 \cdot d_G} - \frac{M_S}{1000 \cdot d_S} - \frac{C}{1000 \cdot d_C} - \frac{M_{Ec}}{1000 \cdot d_{Ec}} - \frac{a\%C + b\%M_A + c\%M_{\text{fines sable}}}{1000 \cdot d_{Sp}} - V_{\text{air}} \quad (4.17)$$

Avec : M_G , M_S , C , M_{Ec} : les masses respectives des graviers, sable, ciment, eau nécessaire pour le ciment.

Et $a\%$, $b\%$, $c\%$: dosages de saturation du Sp respectifs en fonction de la poudre de ciment, de l'addition utilisée et des fines présentes dans le sable.

Par ailleurs, le volume de la pâte des additions est égale à :

$$V_{PA} = V_A + V_{EA} \quad (4.18)$$

Avec V_A et V_{EA} : les volumes respectifs de l'addition et de l'eau nécessaire pour l'addition.

On aura donc :

$$V_{PA} = \frac{M_A}{1000 \cdot d_A} + \frac{E_A}{1000} \quad (4.19)$$

Avec :

$$E_A = \frac{E_A}{M_A} \cdot M_A \quad (4.20)$$

Où : E_A est l'eau nécessaire pour la pâte d'addition qui en fonction du rapport massique E_A/M_A (c.à.d. E/A)

Le rapport E/A (ou E_A/M_A) est déterminé expérimentalement de telle façon que la fluidité de la pâte d'addition soit égale à la fluidité de la pâte de ciment. Pour ce faire, une série d'essais d'étalement au mini-cône sont réalisés sur des pâtes d'addition en variant le rapport E/A jusqu'à l'obtention d'un étalement identique à celui d'une pâte de ciment avec un rapport E/C choisi dans l'étape 2.

Le volume de la pâte sera donc égal à :

$$V_{PA} = \frac{M_A}{1000 \cdot d_A} \cdot \left(1 + \frac{E}{A} \cdot d_A\right) \quad (4.21)$$

Où M_A et d_A : sont respectivement la masse et la densité de l'addition.

La masse du liant peut être calculée par la résolution du système d'équations (4.17) et (4.21). L'eau E_A nécessaire pour la pâte d'addition, sera ensuite déduite par l'équation (4.20).

Etape 5 : Ajustement de l'eau de malaxage

La quantité de l'eau de gâchage est la somme de la quantité d'eau nécessaire pour le ciment et les additions tout en déduisant l'eau apportée par les adjuvants après avoir déterminé les différents dosages de saturation (S_p). L'eau absorbée par les granulats doit être aussi intégrée dans l'eau totale.

$$E_T = E_C + E_A - E_{SP} + E_{ABS} \quad (4.22)$$

Quant à l'eau efficace (effective), définie par la norme 206 comme étant la différence entre la quantité d'eau totale contenue dans le béton frais et la quantité d'eau absorbée par les granulats, elle est présentée par l'équation (4.23).

$$E_{Eff} = E_C + E_A - E_{SP} \quad (4.23)$$

Etape 6 : Confection et essais de caractérisation des BAP

En accord avec la littérature relative aux différentes démarches de formulation des BAP, il est toujours nécessaire de procéder par des gâchées d'essai afin de vérifier la qualité du béton formulé en réalisant des essais de :

- fluidité au cône d'Abrams,
- d'écoulement au V-Funnel,
- de capacité de passage à la boîte en L ou au J-Ring,
- de stabilité au tamis,

Si les résultats des essais de contrôle de qualité mentionnés ci-dessus montrent que le mélange ne répond pas aux exigences d'un béton autoplaçant, des ajustements de la formule doivent être faits.

A titre d'exemple, si le mélange montre une faible fluidité, la valeur du PF pourra être réduite pour augmenter le volume de pâte et améliorer la fluidité ; ou si le BAP est instable, il est recommandé de réduire soit le dosage en eau soit le dosage en superplastifiant.

L'organigramme de la démarche est récapitulé dans la figure 4.3.

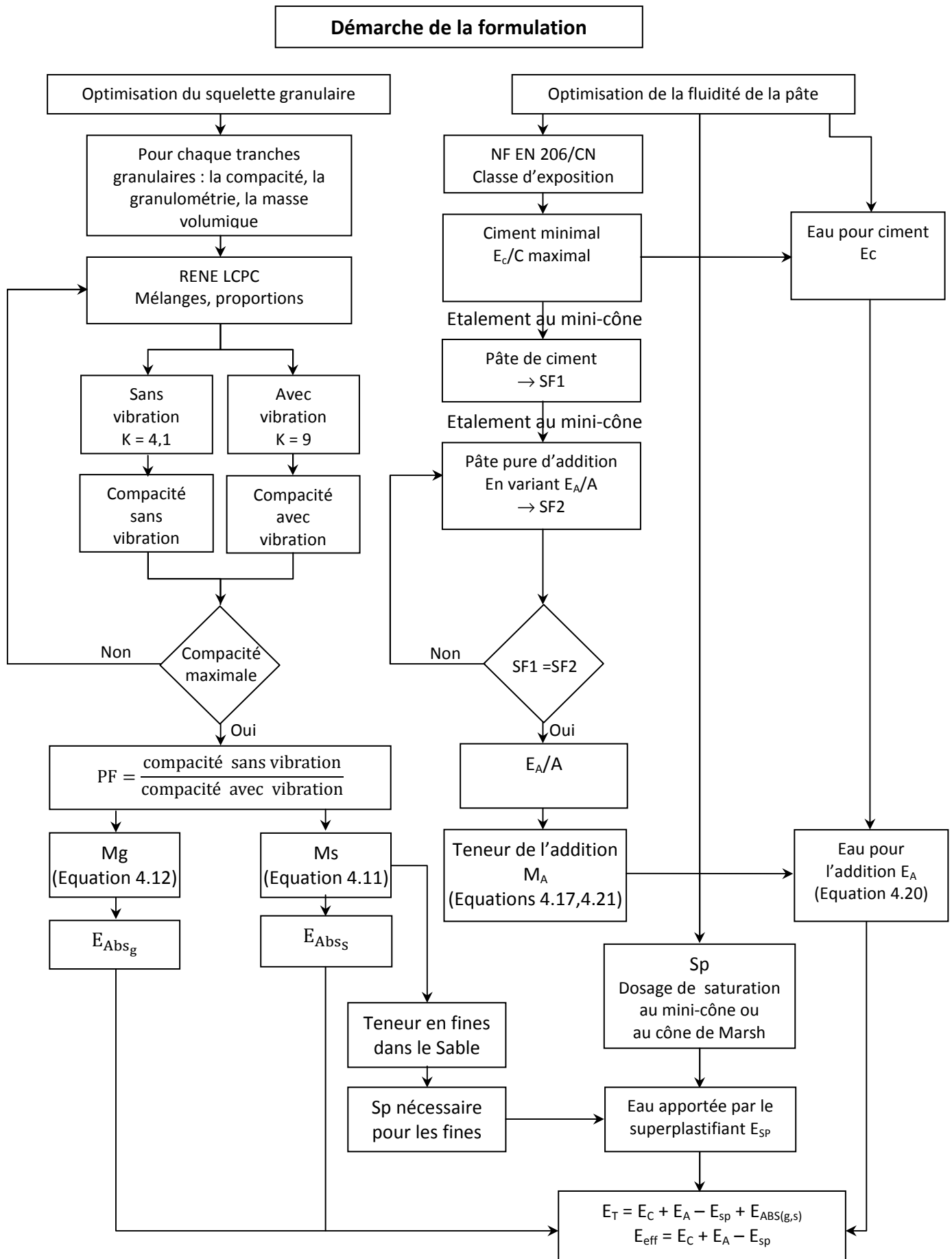


Figure 4.3. : Organigramme de la méthode proposée pour la formulation des BAP

V.2. Méthode de malaxage

Le malaxage est réalisé à l'aide d'un malaxeur à axe vertical de marque « Controls » avec une capacité de malaxage de 90 l et une puissance de 2 kW.

La durée totale du malaxage est de cinq (5) minutes. Cette durée est choisie afin de permettre à l'adjuvant d'être plus efficace et d'assurer une meilleure défloculation des particules fines. Toutefois, l'introduction du superplastifiant ne doit jamais se faire sur des granulats secs, autrement dit avant l'introduction d'une partie de l'eau car il pourra être absorbé par les agrégats et le sable et devient inefficace avec le ciment et les additions. Il doit être ajouté avec la dernière partie d'eau.

La première quantité d'eau introduite aura pour rôle le mouillage des granulats pour assurer une meilleure adhésion avec la pâte. La deuxième partie de l'eau ajoutée par la suite, aura pour rôle de fluidifier le mélange dont une partie sera consommée avec le temps par les réactions d'hydratation. La procédure de malaxage est décrite par la figure 4.4.

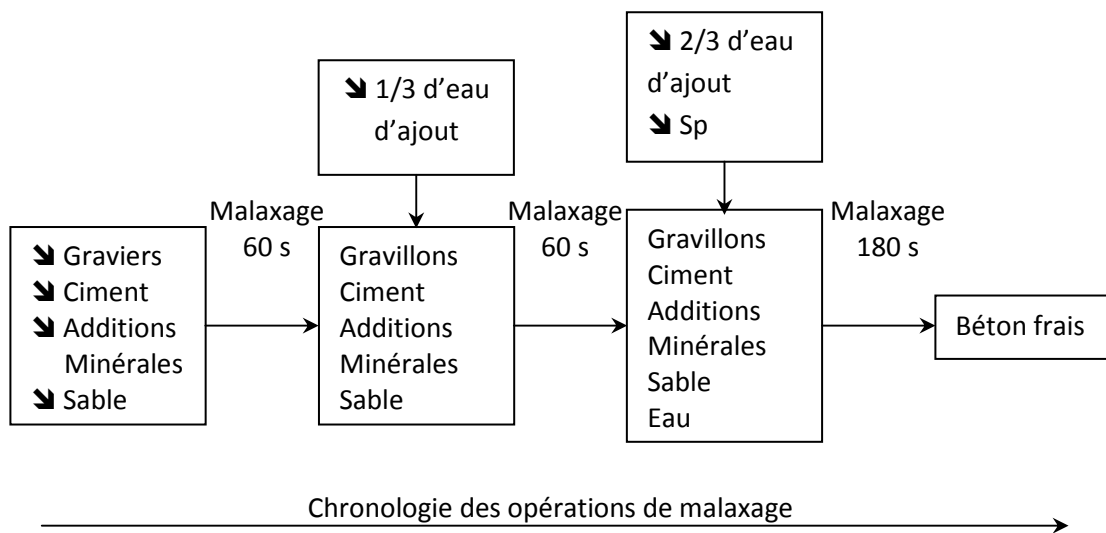


Figure 4.4 : Procédure de malaxage

Les essais de caractérisation de la norme 206/CN, sont réalisés directement après la confection du béton frais, c'est-à-dire à $t = 4$ minutes du contact eau / liant.

V.3. Méthodes expérimentales :

V.3.1. Détermination de la compacité du ciment :

Le protocole d'essai pour mesurer la compacité des poudres est fondé sur la détermination de la demande en eau pour une consistance normale mesurée par la sonde de Vicat selon la norme EN 196-2 (Lecomte et *al.*, 2006 ; Sedran et *al.*, 2007). L'essai consiste à réaliser des mesures d'enfoncement de la sonde de Vicat pour différentes teneurs en eau, jusqu'à la détermination de la quantité d'eau « M_{e6} » nécessaire pour obtenir une hauteur $h = 6$ mm (entre le fond du moule et l'extrémité de la sonde), selon les indications de la norme EN 196-3.

Dans un souci de limiter le nombre d'essais, il est possible de déduire la quantité d'eau M_{e6} par interpolation à partir de deux points encadrant la consistance normale (figure 4.5).

Cependant, pour minimiser l'erreur, les points A et B devront vérifier les conditions suivantes :

$$h_A \leq 30 \text{ mm}$$

$$h_B \geq 2 \text{ mm}$$

$$M_{eB} - M_{eA} \leq 5 \text{ g}$$

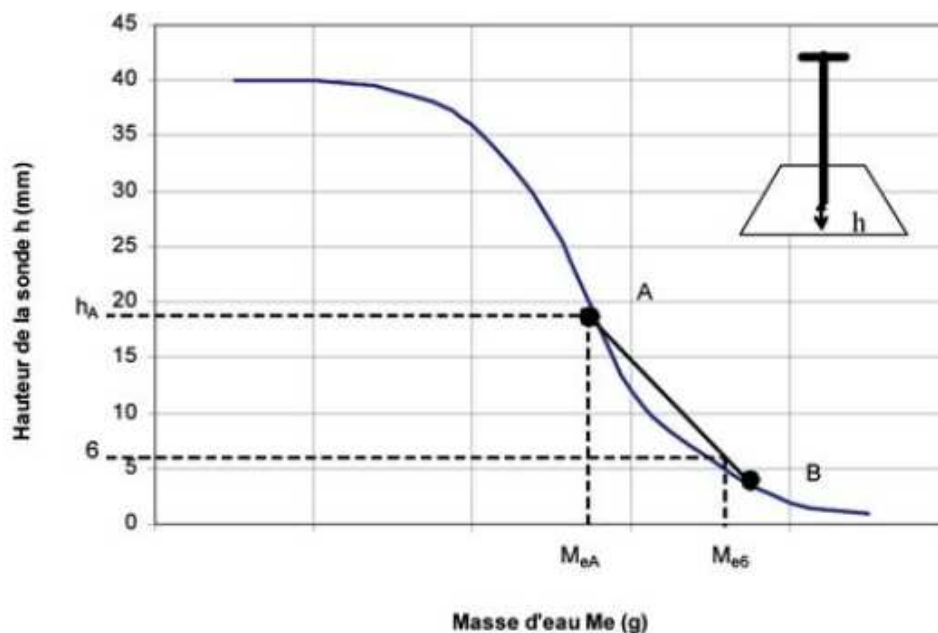


Figure 4.5 : Évolution de l'enfoncement de la sonde en fonction du dosage en eau

On peut alors déterminer la compacité du ciment par l'équation 4.24 :

$$\Phi_c = \frac{1}{1 + d_c \cdot \frac{M_e}{M_p}} \quad (4.24)$$

Où : $M_e = M_{e6}$ représente la masse d'eau totale ajoutée,

d_c est la densité réelle du ciment,

M_p est la masse du ciment (500 g).

La compacité du ciment peut aussi être mesurée en présence d'un superplastifiant. Dans ce cas, la présence de l'adjuvant conduit à un comportement différent et amène à la formation d'une pâte trop fluide avant la fin du malaxage (la sonde tombe directement au fond du moule). Dans ce cas, le cycle de malaxage reste toujours celui fixé par la norme EN 196-3 ; mais un second cycle de malaxage identique au premier doit être imposé au matériau d'apparence sèche (Lecomte et al., 2006).

Toutefois, la masse d'eau totale ajoutée (M_e) retenue pour la formule (4.24), représente l'eau d'ajout plus l'eau de l'adjuvant.

V.3.2. Détermination de la compacité des additions minérales :

Pour les additions minérales, le principe de la méthode consiste à repérer le rapport E/(C+A) qui conduit à la consistance normale, d'abord en présence d'un mélange de 10% de ciment et 90% de l'addition, puis en présence de 20% de ciment et 80% de l'addition. La compacité correspondante est ensuite extrapolée pour trouver la compacité de l'addition seule.

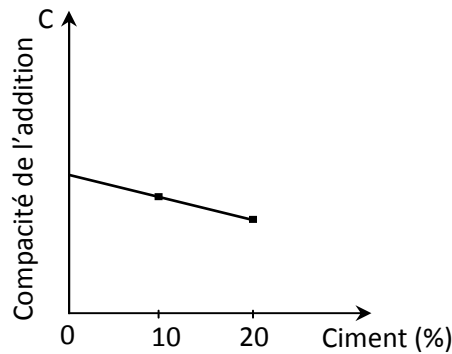


Figure 4.6 : Exemple de détermination de la compacité de la poudre

La compacité Φ_{mel} pour un mélange binaire est calculée par la relation suivante :

$$\Phi_{\text{mel}} = \frac{1}{1 + (y_c d_c + y_A d_A) \cdot \frac{M_e}{M_p}} \quad (4.25)$$

Avec : $M_p = M_c + M_A$

$M_e = M_{e6}$

y_c et y_A : représentent respectivement le pourcentage volumique du ciment et de l'addition minérale utilisée ($y_c + y_{\text{Add}} = 1$),

d_c et d_A : sont respectivement la densité du ciment et de l'addition minérale.

Ces compacités permettent au logiciel RENE LCPC de calculer la compacité de la pâte en considérant un indice de serrage K égal à 4,8 (Lecomte et al., 2006).

V.3.3. Détermination de la compacité des granulats :

La compacité des granulats est mesurée en utilisant la méthode d'essai n°61, développée au laboratoire central des ponts et chaussées (LCPC, 2004).

La compacité du sable est mesurée sur un échantillon de 3 kg dans un cylindre de dimensions 16×60 cm, fixé sur une table à secousses (figure 4.7).

Deux modes de compaction ont été utilisés : sans et avec vibration. Dans le mode sans vibration (sans compactage), l'échantillon est au repos, par contre dans le mode avec vibration (avec compactage), l'échantillon est comprimé avec un piston de 20 kg créant une pression de 10 kPa tout en y exerçant cent (100) secousses.

La compacité est alors exprimée par la relation (4.26) :

$$C_S = \frac{3}{\rho_S \cdot V_S} \quad (4.26)$$

Où ρ_s est la masse volumique réelle du sable exprimée en kg/m^3 et V_s le volume final de l'échantillon en m^3 .



Figure 4.7: Banc d'essai pour déterminer la compacité des granulats.

La mesure de la compacité expérimentale des graviers s'effectue comme pour les sables ; mais sur un échantillon de 7,5 kg. La compacité est donc calculée par la formule 4.27 :

$$C_g = \frac{7.5}{\rho_g \cdot V_g} \quad (4.27)$$

Où ρ_g est la masse volumique réelle du gravier exprimée en kg/m^3 et V_g le volume final de l'échantillon en m^3 .

Ces compacités permettent au logiciel RENE LCPC de calculer les compacités virtuelles β_i des classes élémentaires en considérant un indice de serrage K égal à 4,1 dans le mode sans vibration (Cintre, 1988) et $K = 9$ dans le mode avec vibration (de Larrard, 1999). Les compacités β_i sont considérées uniformes sur l'étendue de la classe.

V.3.4. Détermination du dosage de saturation du superplastifiant :

Le dosage de saturation du superplastifiant est déterminé par le test de Kantro (1980). La démarche consiste à faire des essais d'étalement pour un mélange initialement ferme, auquel on ajoute du superplastifiant par doses graduelles en utilisant un mini-cône de dimensions proportionnelles à celle du cône d'Abrams (19, 38 et 57mm). Chaque essai correspondant à une préparation nouvelle.

Le dosage de saturation correspond à celui qui permet d'assurer à la pâte un effet de fluidité optimal, c'est-à-dire pour lequel l'étalement n'augmente plus significativement. Le suivi de la consistance dans le temps permet aussi de vérifier la compatibilité liant-superplastifiant.

La détermination du dosage de saturation a été réalisée selon une démarche similaire pour le ciment et pour les additions minérales. Toutefois, le dosage de saturation n'est pas indépendant du rapport E/L qui doit être fixé préalablement au plus proche du rapport qui sera considéré par la suite pour la formulation du béton.



Figure 4.8 : détermination du dosage de saturation

V.3.5. Caractérisation des BAP :

a. Essais de caractérisation à l'état frais :

A l'état frais, le contrôle des BAP a été effectué à l'aide des quatre principaux essais qui permettent de caractériser ces bétons vis-à-vis de la fluidité (essai d'étalement au cône d'Abrams), de la viscosité (essai d'écoulement au V-Funnel), de la capacité de passage (essai de la boîte en L) et de la ségrégation (essais de stabilité au tamis) (Annexe).

Ces essais recommandés dans un premier temps par l'association française de génie civil, ont été normalisés en 2010 (NF EN 206 – 9) puis intégrés dans la nouvelle norme NF EN 206/CN, récemment en 2014.

b. Essais rhéologiques :

En plus des essais normalisés et recommandés pour les BAP qui permettent d'évaluer l'ouvrabilité et la stabilité des BAP, des mesures des caractéristiques rhéologiques ont été effectuées à l'aide d'un rhéomètre à géométrie vane. L'appareillage utilisé ainsi que la démarche expérimentale sont présentés dans le chapitre suivant dédié spécialement à l'étude rhéologique.

c. Essai mécanique :

La résistance à la compression des BAP n'est sujette qu'à une vérification, vue la compacité optimisée et le dosage du liant élevé.

Les essais de compression à 28 jours sont réalisés sur des éprouvettes cylindriques de dimensions 11x22 cm. L'utilisation de ces dimensions est justifiée par la norme NF P 18-400 qui précise que les dimensions des corps d'épreuve doivent être choisies en fonction du diamètre maximal des granulats entrant dans la composition du béton et qu'un cylindre 11x22 cm ne peut être utilisé pour la caractérisation mécanique que lorsque le $D_{\max} \leq 16\text{mm}$. Le remplissage des moules utilisés est réalisé en une seule fois. Il est aussi exempt de tout type de vibration et tout choc extérieur. Les moules remplis de béton sont entreposés au laboratoire. Après 24 heures, les éprouvettes sont démoulées et placées dans un bain thermostatique réglé à 20 °C et conservées jusqu'à l'échéance des essais.

L'essai de compression est réalisé après rectification des deux surfaces extrêmes des éprouvettes cylindriques. La valeur de la résistance à la compression est la moyenne arithmétique des résultats obtenus sur au moins trois (3) éprouvettes.

V.4. Matériaux utilisés :**V.4.1. Ciment :**

Dans le cadre de notre travail, nous avons choisi de travailler avec un ciment portland composé à la pouzzolane naturelle CEM II/A-P 42.5 largement disponible dans notre région, produit par la société des ciments de Béni-Saf (S.C.I.B.S.). Ce choix a aussi été motivé par des raisons écologiques qui incitent à favoriser l'utilisation des ciments composés et par la demande du secteur socio-économique d'une démarche de formulation validé sur des combinaisons CEM II/Additions disponibles dans notre région en présence de superplastifiants.

Les propriétés physico-chimiques du ciment sont regroupées dans le tableau 4.4. Certaines données présentées sont celles fournies par le fabricant.

Tableau 4.4 : Propriétés physico-chimiques du ciment

Type de ciment CEM	II
Classe	42.5
Réactivité	N
Clinker	80 – 94%
Pouzzolane	6 – 20%
Masse volumique absolue (g/cm ³)	3,032
Surface spécifique Blaine SSB (cm ² /g)	3650
% massique de clinker	85
% massique d'addition	12
Consistance %	26,32
Début de prise (min)	140
Composition de Bogue de clinker (% massique)	
C ₃ S	52.63
C ₂ S	23.68
C ₃ A	8.66
C ₄ AF	10.71
Gypse (% massique)	3
Compacité expérimentale (sans adjuvant)	0,553
Compacité expérimentale (avec adjuvant)	0,611
< 63 μm (%)	95.99
SiO ₂	27.17
Al ₂ O ₃	5.47
Fe ₂ O ₃	3.17
CaO	57.20
MgO	1.01
SO ₃	2.27
K ₂ O	0.49
Na ₂ O	0.19
Free CaO	1.91
Cl	0.006
P ₂ O ₅	0.18
TiO ₂	0.43
Perte au feu (LOI)	1.91

V.4.2. Les additions minérales :

a. Les fillers calcaires :

Dans notre étude, les fillers calcaires utilisés sont de classe 0/125 μm , issus de concassage des roches de la carrière de l'ENG. Ces fillers calcaires sont principalement constitués d'oxyde de calcium avec une concentration massique d'environ 53%. Les essais au bleu ont montré que les fillers sont dépourvus d'argile. Les propriétés physico-chimiques des fillers calcaires sont regroupées dans le tableau 4.5.

Tableau 4.5 : Propriétés physico – chimiques des fillers calcaires.

Caractéristiques	Teneur
Masse volumique [g/cm^3]	2.7
SSB [cm^2/g]	5122
Compacité expérimentale (sans adjuvant)	0.586
Compacité expérimentale (avec adjuvant)	0.647
< 63 μm (%)	72.51
CaO	52.63
SiO ₂	0.06
Al ₂ O ₃	0.29
Fe ₂ O ₃	0.22
MgO	0.84
SO ₃	0.02
K ₂ O	0.01
Na ₂ O	0.08
Free CaO	-
Cl	0.005
P ₂ O ₅	0.02
TiO ₂	0.02
Perte au feu (LOI)	42.77

L'analyse MEB des fines calcaires est représentée sur la figure 4.9. Ces fines se présentent sous la forme d'une poudre non-abrasive caractérisée par une structure rhomboédrique.

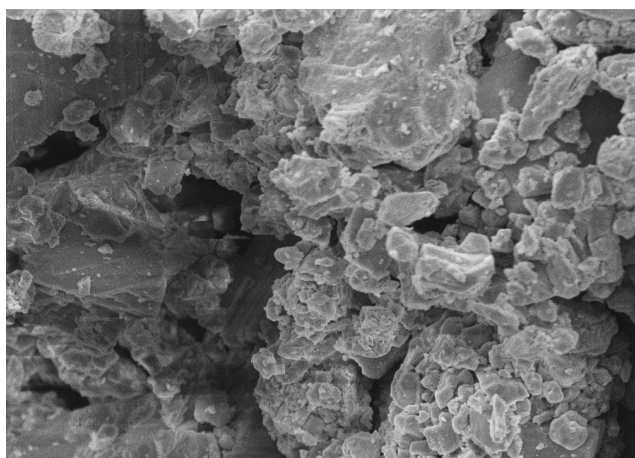


Figure 4.9 : Observation par MEB des fillers calcaires (agrandissement x5000)

b. La pouzzolane :

La pouzzolane naturelle utilisée est d'origine volcanique. Elle est extraite du gisement volcanique dans la région de Béni-Saf (Aïn Temouchent). Cette pouzzolane est fournie sous forme de roches concassées de type pierre ponce et scories.

Pour pouvoir l'utiliser comme addition dans nos mélanges, nous avons d'abord procédé à son étuvage à 105°C pendant 24 heures afin d'éliminer toute humidité résiduelle et faciliter son broyage. Par la suite, nous l'avons broyé puis recueilli le passant au tamis de 125µm. Les propriétés physico – chimiques de la pouzzolane sont regroupées dans le tableau 4.6.

Tableau 4.6 : Propriétés physico – chimiques de la pouzzolane naturelle.

Caractéristiques	Teneur
Masse volumique [g/cm ³]	2.775
SSB [cm ² /g]	4225
Compacité expérimentale (sans adjuvant)	0.573
Compacité expérimentale (avec adjuvant)	0.600
< 63 µm (%)	64.74
SiO ₂	37.84
Al ₂ O ₃	14.74
Fe ₂ O ₃	14.1
CaO	5.34
MgO	3.03
SO ₃	0.25
K ₂ O	0.73
Na ₂ O	0.75
Free CaO	-
Cl	0.05
P ₂ O ₅	0.68
TiO ₂	3.37
LOI	4.57

L'analyse MEB de la pouzzolane est représentée sur la figure 4.10. La morphologie de la pouzzolane ressemble nettement à celle des fillers calcaires.

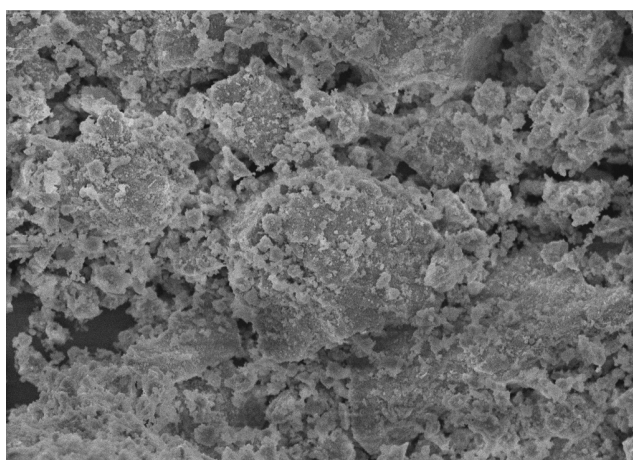


Figure 4.10 : Observation par MEB de la pouzzolane naturelle (agrandissement ×5000).

L'analyse chimique révèle aussi que la pouzzolane contient des dosages plus élevés en silice et alumine par rapport aux autres poudres. Elle présente aussi la teneur la plus élevée en oxyde de magnésium, composé qui a une influence notoire sur la viscosité des matériaux cimentaires et qui peut créer des problèmes de compatibilité avec l'adjuvant superplastifiant (Nehdi, 2000 ; Diederich, 2010).

Les essais de compacité des poudres montrent que la demande en eau du ciment est plus élevée que celle des additions minérales. Ce résultat montre que les additions minérales sont plus compactes que le ciment portland. Les finesses Blaine plus élevées des additions pourraient l'expliquer.

Les distributions granulométriques des poudres utilisées, obtenues par laser, sont représentées sur la figure 4.11.

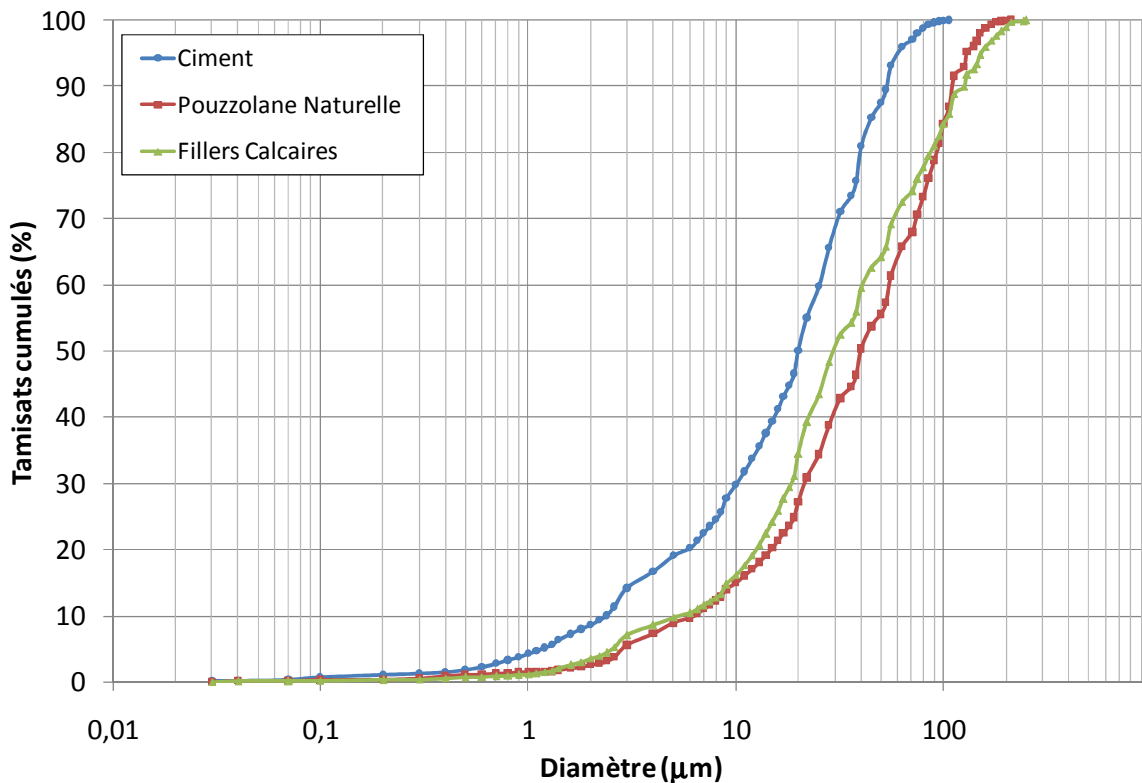


Figure 4.11 : Analyse granulométrique des poudres.

L'analyse granulométriques des additions montre que les fillers contiennent 72.5 % de fines (passant à 63 μm), alors que la pouzzolane est constituée de 66% de fines.

Au regard des résultats des coefficients d'uniformité et de courbure (C_u équation 4.28 et C_c équation 4.29, voir aussi tableau 4.7), les courbes granulométriques des poudres étudiées présentent une distribution bien graduée.

$$C_u = \frac{d_{60}}{d_{10}} \quad (4.28)$$

$$C_c = \frac{d_{30}^2}{d_{10} \cdot d_{60}} \quad (4.29)$$

Toutefois, Diederich (2010) a trouvé une relation entre la compacité et le coefficient d'uniformité pour les additions calcaires. En effet, plus le coefficient d'uniformité est élevé, meilleure est la compacité obtenue ; ce qui explique partiellement les résultats de la compacité des additions sans adjuvants.

Tableau 4.7 : Coefficient d'uniformité et de courbure des différentes poudres.

	Ciment	Fillers Calcaires	Pouzzolane
C _U	3.22	4.51	4.38
C _c	1.66	1,50	1,35

Par ailleurs, la connaissance de la surface spécifique d'une poudre est importante car elle contrôle la demande en eau, nécessaire pour le mouillage de l'ensemble des particules et représente la surface exposée aux adjuvants chimiques. A ce titre, nous notons que les fillers calcaires sont caractérisés par la plus grande surface spécifique.

V.4.3. L'adjuvant superplastifiant :

Dans notre étude, le superplastifiant haut réducteur d'eau choisi, de dénomination commerciale SUPERFLOW 2000 R de la société TEKNA, est un produit adapté pour les bétons fluides prêts à l'emploi avec un effet retardateur. Notre choix pour cet adjuvant s'est principalement basé sur des recherches antérieures dans lesquelles le TEK - SUPERFLOW 2000 R a montré son efficacité pour des applications BAP et surtout pour sa compatibilité avec le ciment utilisé.

Cet adjuvant, de deuxième génération, est un polymère linéaire constitué de la répétition d'un même motif composé d'un groupement naphthalène sur lequel est greffée une fonction sulfonate. Pour cette famille d'adjuvants, la répulsion est d'origine électrostatique (Hot, 2013). Il se présente sous la forme d'un liquide brun avec une plage de dosage comprise entre 0,5 et 2% en masse de poudre.

Les propriétés de ce produit, fournis par le fabricant sont résumées dans le Tableau 4.8.

Tableau 4.8 : Propriétés de l'adjuvant utilisé.

Dénomination	TEK - Superflow 2000 R
Molécule principale	Polynaphtalène Sulfonate (PNS)
Etat	Liquide
Densité à 20°C (g/cm ³)	1,2
pH à 20°C	9 – 10
Extrait sec (%)	35
Teneur en chlorures (%)	≤ 1

V.4.4. Les granulats :

Les granulats concassés utilisés proviennent de la carrière Djebel Abiod de Sidi Abdelli qui appartient à l'Entreprise Nationale des Granulats (E.N.G.). Ce choix est dicté par le fait que c'est cette carrière qui approvisionne principalement la région de par l'importance de son gisement et de sa production. Ces granulats calcaires concassés sont commercialisés dans les classes granulaires suivantes : sable 0/4 et gravillons de classes 4/8, 8/16 et 16/25.

Pour notre programme expérimental, le diamètre maximal des granulats est égal à 16 mm. Les caractéristiques des granulats sont regroupées dans le tableau 4.9 et la figure 4.12 représente leurs analyses granulométriques, conformément à la norme NA 2607.

Tableau 4.9 : Propriétés des granulats utilisés.

Caractéristiques des granulats	Sable 0/4	Gravier 4/8	Gravier 8/16
Masse volumique apparente (kg/m ³) (NA255)	1560	1350	1350
Masse volumique absolue (kg/m ³) (NA255)	2580	2660	2600
Equivalent de sable (%) (NA 455)	77		
Module de finesse	3,08	-	-
Teneur en fines (< 80 µm)	12,39	-	-
Teneur en fines (< 63 µm)	11,02	-	-
Coefficient d'absorption (%) (NA 255)	1,6	1,3	0,5
Essai de propreté (impuretés) (%) (NA 463)		1,53	1,07
Essai Los Angeles (%) (NA 458)	-	$\frac{4 - 6,3}{27}$	$\frac{6,3-10}{29}$
Compacité expérimentale	0,636	0,563	0,567

L'ensemble des granulats ont des coefficients d'absorption d'eau assez faible (largement inférieurs à 5%), ce qui indique que ce matériau a une faible porosité intragranulaire. Toutefois, les quantités d'eau absorbées par tous les granulats seront prises en compte lors de la formulation des BAP de façon à maîtriser l'eau efficace.

Le sable est caractérisé par un équivalent de sable qui respecte les exigences d'usage dans des bétons de qualité courante ($70 \leq ES \leq 80$).

L'analyse de la résistance à la fragmentation par choc montre que les graviers répondent aux exigences de la norme P 18-541 qui exige des valeurs maxima tolérées inférieures à 40 %.

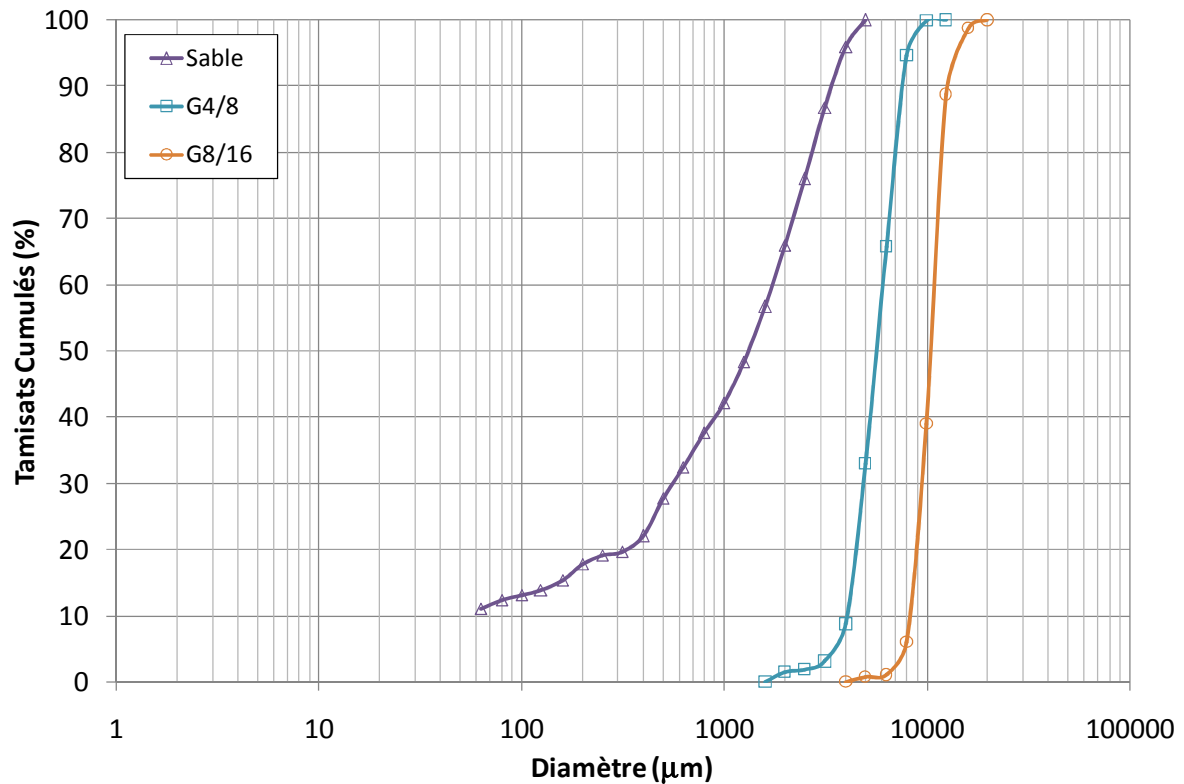


Figure 4.12 : Courbes granulométriques des granulats de l'ENG (Djebel Abiod).

L'analyse granulométrique révèle que la granulométrie des gravillons est serrée. Cependant, elle est plus étendue pour le sable. Nous remarquons aussi que le sable est plutôt grossier avec un module de finesse de 3,08. Il contient une teneur en fines élevée de l'ordre de 12,4% de particules de tailles inférieures à 80 µm dont presque la totalité (90%) est inférieure à 63 µm (11% du sable).

Les sables sont aussi caractérisés par leur dimension D (taille maximale) qui est inférieure ou égale à 4 mm puisque la valeur du passant à cette dimension est égale à 96%, soit un taux nettement supérieure à 85 %. Il est composé de 19.6% de particules de tailles inférieures à 0,315 mm et 28,8% de particules de tailles comprises entre 0,315 mm et 1,25 mm et de 51.6% de particules de tailles supérieures à 1,25 mm.

L'analyse granulométrique du sable sous forme de tranches est représentée sur la figure 4.13, alors que les compacités expérimentales (moyenne de trois essais) des différentes sous-classes granulaires sont résumées dans le tableau 4.10.

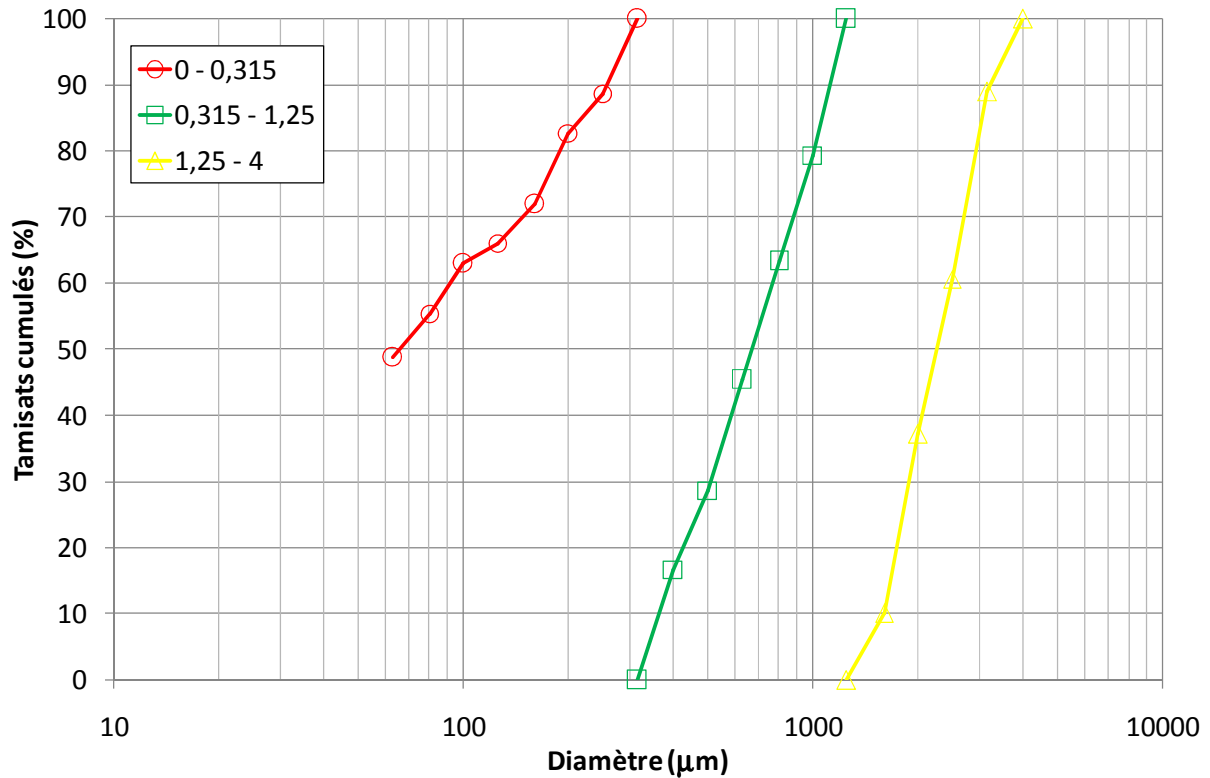


Figure 4.13 : Analyse granulométrique du sable en tranches polydisperses.

Tableau 4.10 : Compacités des sous-classes granulaires.

	0 – 0,315	0,315 – 1,25	1,25 – 4	4 – 8	8 - 16
M_{Vabs}	2632	2658	2698	2660	2600
Compacité sans vibration	0.515	0.561	0.539	0.537	0.525
β_i	0.568	0.620	0.577	0.563	0.531
Compacité avec vibration	0.629	0.594	0.576	0.546	0.535
β_i	0.684	0.664	0.620	0.577	0,544

Les résultats ne montrent pas une différence significative entre les compacités sans vibration des différentes tranches. Par contre, la compacité avec vibration dépend du diamètre de la sous-classe granulaire et devient plus élevée quand les dimensions des particules diminuent. Cela est principalement dû à l'effet de paroi qui est plus important pour les gros grains.

V.5. Application de la démarche de formulation:

V.5.1 Détermination du dosage des différents granulats :

Les mesures de compacités expérimentales des différentes fractions granulaires ont été utilisées pour optimiser le squelette granulaire, c'est-à-dire celui qui garantit la compacité maximale. Le squelette principal est défini en associant le sable 0-4 mm (20% 0-0,315 + 29% 0,315-1,25 + 51% 1,25-4) avec les gravillons 4-8 mm et 8-16 mm.

Les résultats obtenus avec le modèle d'empilement compressible par le logiciel RENE LCPC, et illustrés sur la figure 4.18, montrent que la compacité augmente au fur et à mesure que le pourcentage du sable s'accroît. La compacité optimale entre les granulats se manifeste lorsque la teneur en sable varie entre 50 et 60% de la teneur des agrégats (la compacité varie entre 0,781 et 0,785). Dans cette fourchette, le facteur de compactage oscille entre 1,117 et 1,122.

Une régression linéaire permet d'obtenir des courbes représentant les résultats des compacités obtenus pour des rapports sable sur granulats variant de 0 à 100% (figure 4.14). Ces courbes permettent de déterminer directement le PF en fonction du pourcentage massique en sable.

$$PF = \frac{y_1}{y_2} \quad (4.30)$$

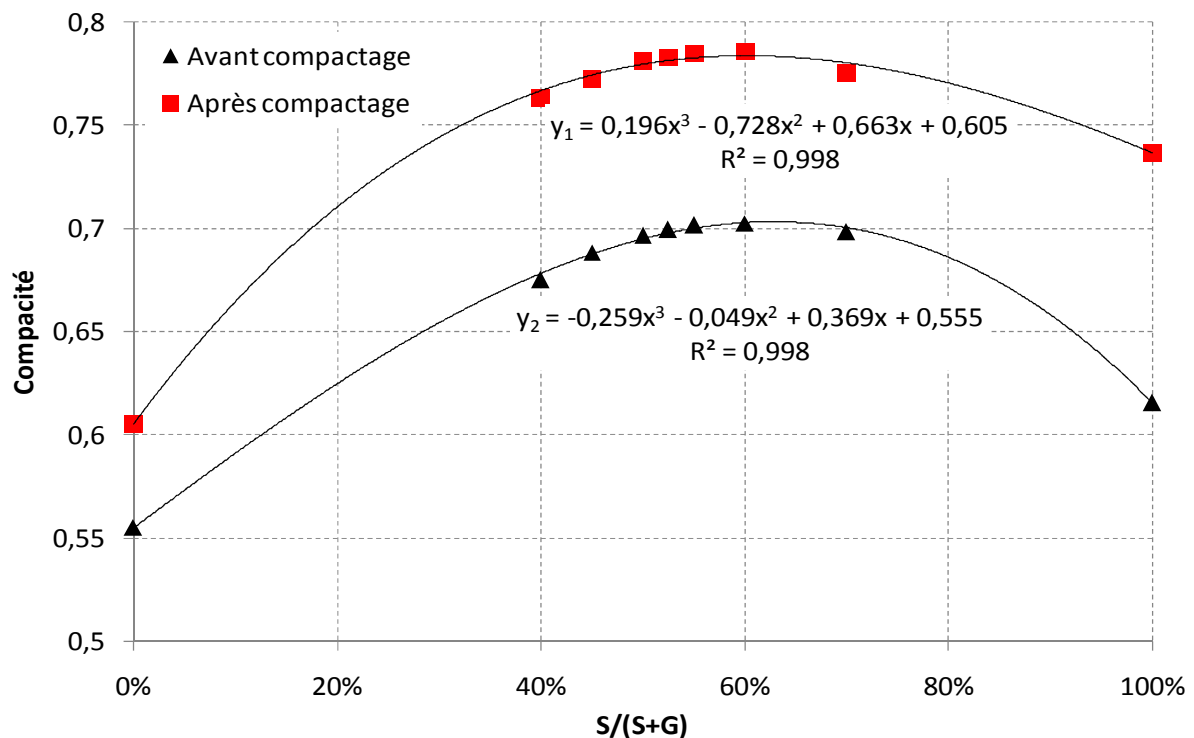


Figure 4.14: Evolution de la compacité en fonction de la teneur du sable (G4-8/G8-16 = 1)

L'optimisation granulaire passe aussi par l'étude de la combinaison entre les deux classes granulaires 4/8 et 8/16. Les résultats regroupés dans le tableau 4.11 montrent que la combinaison de graviers composée de 1/3 de G4/8 et 2/3 G8/16 a permis d'améliorer la compacité.

Tableau 4.11 : Compacité du squelette granulaire en fonction du rapport G4-8/G8-16

Mélange avec G/S = 1 et G4-8/G8-16 =	0.5	1	2
Compacité : Mode sans vibration (K = 4.1)	0.697	0.693	0.685
Compacité : Mode avec vibration (K = 9)	0.782	0.776	0.769
Facteur de compactage « PF »	1.12	1.12	1.12

Par ailleurs la plus faible compacité a été obtenue quand la classe 4/8 représente les 2/3 des gravillons. Cela est probablement dû à des effets de desserrement qui s'amplifient pour cette combinaison, surtout que le sable utilisé est grossier et comporte 6 classes monodimensionnelles en commun avec le gravier 4/8, ce qui rend le taux de cette tranche assez élevé.

Ainsi, pour un facteur de compactage de 1.12, les masses des différents granulats sont égales à :

$$M_s = M_g = 1,12 \cdot \frac{\rho_s \cdot \rho_g}{\rho_s + \rho_g} = 1,12 \cdot \frac{1560 \cdot 1350}{1560 + 1350} \approx 810 \text{ kg}$$

On aura donc : $M_{g4/8} = 270 \text{ Kg}$ et $M_{g8/16} = 540 \text{ Kg}$

V.5.2 Choix du dosage en ciment et du rapport E/C :

Pour notre étude, nous avons choisi de formuler des BAP pour des ouvrages adaptés à un environnement courant de classe « XC » où la corrosion peut être induite par carbonatation, et aussi pour des ouvrages exposés à des chlorures ayant une origine autre que marine qui correspond à la classe « XD1 » selon les spécifications de la norme NF EN 206/CN.

Le choix de ces classes d'exposition est d'abord motivé par l'environnement de notre région. A ce titre, nous rappelons que les bétons de classe « XC1 » sont utilisés pour les planchers et les voiles intérieurs. Ceux de la classe « XC2 » sont utilisés pour les fondations armées. Par contre, il est recommandé d'utiliser des bétons de classe « XF1 » pour les voiles exposés à la pluie (NF EN 206/CN).

Le choix de la classe « XD1 » est motivé par un travail de recherche initié au laboratoire EOLE sur la durabilité des bétons exposés aux ions chlorures.

Pour l'ensemble de ces classes, la norme NF EN 206/CN préconise un dosage minimal en ciment de 280 kg/m^3 . Néanmoins, quand le concept du coefficient « k » est appliqué, c'est la teneur minimale en liant équivalent qui doit être égale à 280 kg/m^3 et le rapport $E_{\text{eff}}/L_{\text{equi}}$ ne doit pas dépasser 0,60.

Cependant, ces valeurs sont définies pour un $D_{\text{max}} = 20 \text{ mm}$. La quantité du liant à ajouter ou à enlever est fonction de la dimension maximale supérieure du plus grand granulats. Pour un $D_{\text{max}} = 16 \text{ mm}$, la quantité du liant ajoutée doit être de 5%. Dans ce cas, la teneur du liant équivalent doit être au moins égale à 294 kg/m^3 .

Pour des raisons de sécurité et surtout dans un souci de respecter le rapport $E_{\text{eff}}/L_{\text{qui}}$ maximal préconisé par la norme, nous avons utilisé un dosage en ciment de 350 kg/m^3 , qui est généralement la teneur minimale exigée par les cahiers de charges.

Par ailleurs, la norme 206/CN ne donne aucune valeur du coefficient «k» pour la pouzzolane, dans ce cas, k sera considéré comme nul.

Pour les fillers calcaires utilisés qui sont de catégorie A, le coefficient k considéré est de 0,25. Puisque les classes étudiées ne tolèrent que 10% de fillers calcaires avec le CEM II/A, l'excédent de l'addition ne doit être pris en compte, ni pour le dosage minimal du liant équivalent, ni pour le calcul du rapport E/L_{equi} .

V.5.3. Calcul du dosage des superplastifiants :

Les résultats présentés sur la figure 4.15 indiquent que le dosage de saturation du superplastifiant (PNS) est autour de 1,25 % pour les fillers calcaires, 1,4% pour le ciment et 1,5% pour la pouzzolane en extrait liquide, soit respectivement 0,43, 0,49 et 0,52% en extrait sec.

Il est donc clair que les dosages de saturation du superplastifiant diffèrent en fonction des poudres utilisées et ne leur offrent pas forcément la même fluidité (figure 4.15).

Nous avons aussi considéré que le dosage de saturation du superplastifiant utilisé est de 1,25% pour les fines du sable puisqu'elles sont de même origine que les fillers calcaires utilisés.

Cependant, nous avons constaté que des problèmes de ségrégation peuvent se manifester pour les pâtes d'addition quand le dosage du superplastifiant dépasse celui de la saturation.

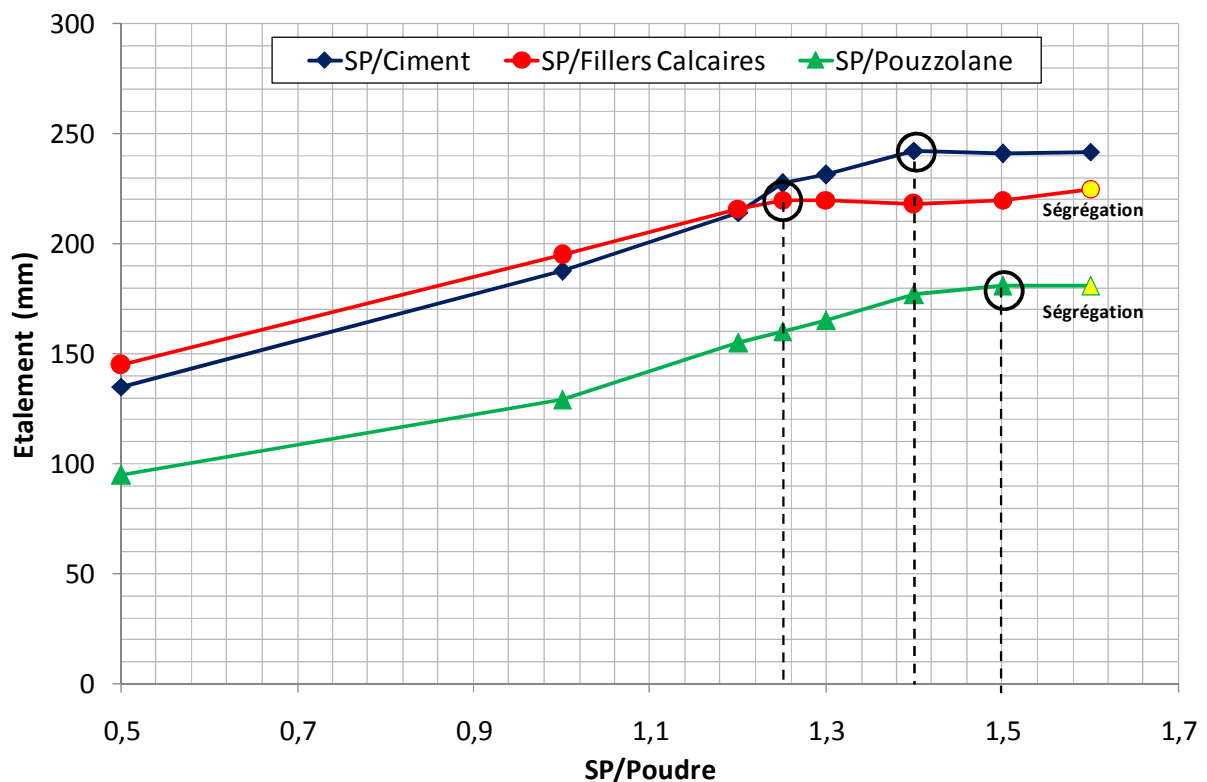


Figure 4.15 : Dosage de saturation du superplastifiant en fonction des poudres

Toutefois, nous avons remarqué que le dosage de l'adjuvant nécessaire pour disperser les fines présentes dans le sable équivaut à environ 0.3% du dosage nécessaire au liant. Cela se traduit par un passage du dosage du superplastifiant d'une moyenne de 1,4% à environ 1,7% si nous le calculons uniquement en fonction de la masse du liant.

V.5.4. Calcul du dosage des additions minérales :

Dans notre étude, nous nous sommes intéressés à deux types d'additions minérales : les fillers calcaires et la pouzzolane naturelle. Le calcul de la teneur des additions minérales passe par les formules (4.17) et (4.21).

Il est nécessaire cependant, de déterminer expérimentalement, au préalable à l'aide du mini-cône, le rapport E/F et E/Pz qui permettent d'avoir respectivement une pâte pure de fillers et de pouzzolane qui a la même consistance et la même fluidité que celle d'une pâte pure de ciment. Les résultats obtenus sont illustrés sur les figures 4.16 et 4.17.

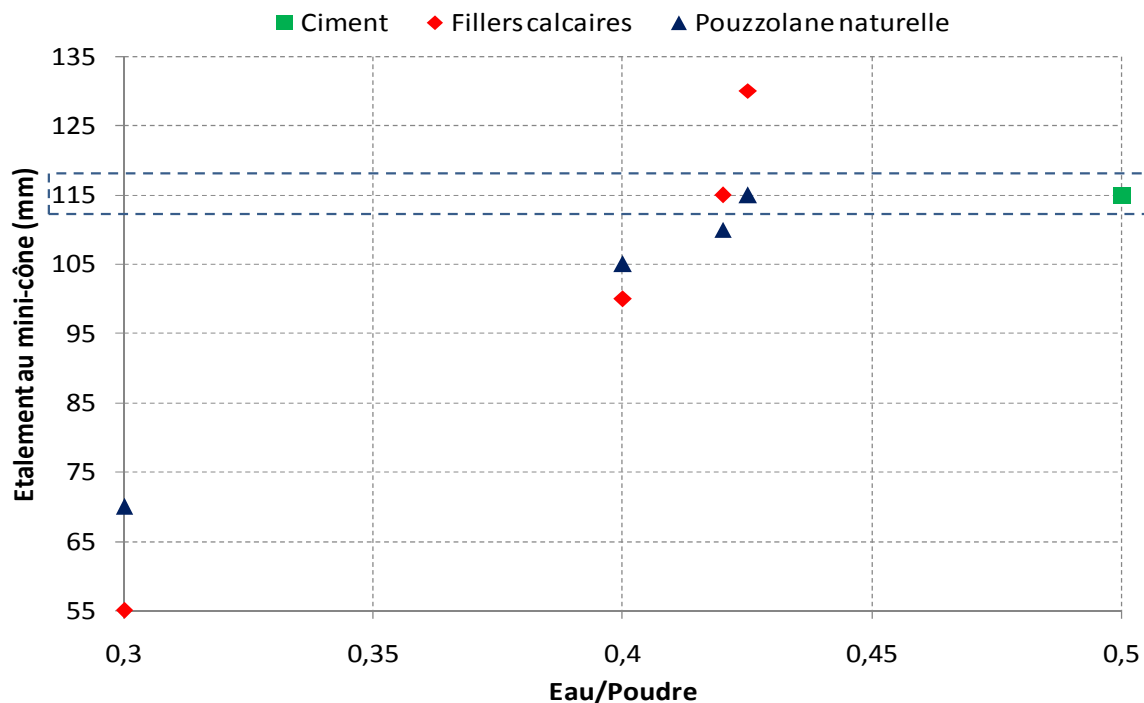


Figure 4.16 : Etalement en fonction du rapport E/P pour les poudres étudiées



Ciment : E/C = 0,5

Fillers Calcaires : E/F = 0,42

Pouzzolane E/Pz = 0,425

Figure 4.17 : Etalement de la pâte de ciment, des fillers calcaires et de la pouzzolane (115 mm)

Le calcul a fait ressortir que si les fillers calcaires sont utilisés, leur masse serait presque égale à 110 kg. Par ailleurs, si la pouzzolane naturelle est utilisée, sa masse serait de 101,5kg.

V.5.5. Ajustement de l'eau de malaxage

Afin de déterminer les quantités d'eau totale et efficace, des pourcentages d'absorption des différents granulats, mentionnés sur le tableau 4.10 sont pris en considération.

Par ailleurs, la formulation calculée du BAP avec fillers calcaires a présenté une faible ségrégation, ce qui a nécessité de corriger la formulation en réduisant légèrement le dosage en eau.

Les formulations de référence ainsi que les résultats de leur caractérisation sont regroupés dans le tableau 4.12.

Tableau 4.12 : Formulations de référence.

Constituants	Avec Fillers Calcaires	Avec Pouzzolane
Ciment	350	350
Fillers calcaires	110	00
Pouzzolane naturelle	00	101,5
Sable 0/4	810	810
Gravier 4/8	270	270
Gravier 8/16	540	540
Eau	210	210
Sp	7.7	7.6
E/L	0.45	0.46
$L_{equi}(C + kA)$	377.5	350
E_{eff}/L_{equi}	0.58	0.60
Caractérisation		
Etallement (mm)	710	676
H_2/H_1 (Boite en L) (%)	91	84.3
Stabilité au tamis (%)	8,08	2.3
V-Funnel (s)	7,5	17.5

VI. Conclusion :

Dans ce chapitre, une méthode de formulation basée sur des travaux antérieurs a été développée. Cette méthode se distingue par l'optimisation du squelette granulaire en se basant sur la méthode d'empilement compressible implémenté dans le logiciel RENE LCPC. La démarche proposée a permis d'aboutir à la formulation de bétons autoplacants dont les caractéristiques à l'état frais oscillent dans les domaines recommandés pour cette famille de béton.

Cette démarche présente l'avantage de prendre en considération les caractéristiques intrinsèques des constituants, et éviter de se baser sur des relations ou des abaques loin d'être universelles.

Les résultats ont montré qu'il est possible de formuler des BAP uniquement avec un dosage en ciment de 350 kg/m^3 et avec une teneur en liant aux environs de 450 kg/m^3 . Toutefois, l'optimisation du squelette granulaire est nécessaire pour réduire la quantité du liant. Les résultats de cette optimisation ont fait ressortir que la compacité maximale est atteinte pour une teneur en sable variant entre 50 et 60%. Il est recommandé par ailleurs, d'avoir les 2/3 du gravier de la classe 8/16.

La combinaison entre le CEM II/A et les additions utilisées (les fillers calcaires et la pouzzolane naturelle) a permis d'obtenir des BAP avec la méthode de formulation proposée, tout en respectant les teneurs limites exigées par la norme 206/CN.

Les fines présentes dans le sable doivent être prises en considération pour la détermination du dosage du superplastifiant.

CHAPITRE 5

Etude Rhéologique

I. Introduction.....	143
II. Essais rhéologiques	143
III. Influence du Facteur de compactage (PF).....	147
IV. Influence du rapport G/S	152
V. Influence des additions minérales.....	156
VI. Etude comparative entre les trois modèles étudiés	166
VII. Bétons étudiés & domaine de validité	175
VIII. Conclusion	175

I. Introduction :

Ce chapitre a pour objectif de déterminer les paramètres rhéologiques des bétons formulés par la méthode proposée et de mettre en évidence l'influence de la variation de certains paramètres ou constituants sur les propriétés rhéologiques. Pour ce faire, les principaux modèles utilisés dans la littérature ont été appliqués, à savoir : le modèle de Bingham, le modèle de Bingham modifié et le modèle d'Herschel Bulkley.

Une étude corrélative a été aussi entreprise pour établir des relations entre les paramètres rhéologiques mesurés par l'agitateur et les résultats des essais empiriques au cône d'Abrams et au V-Funnel.

Les modèles en question ont été aussi sujets à comparaison pour mettre en évidence le modèle qui permet de décrire correctement le comportement des bétons étudiés.

II. Essais rhéologiques :

La caractérisation rhéologique de nos bétons a été étudiée à l'aide d'un rhéomètre coaxial de type vane de marque Heidolph (figure 5.1). Ce rhéomètre a été testé et validé, très récemment sur les mortiers (Soualhi et *al.*, 2014) et sur les bétons (Soualhi et *al.*, 2015).

Cet appareil à faible coût, conçu pour une utilisation mobile sur site et au laboratoire, est un dispositif fiable qui mesure les paramètres rhéologiques des bétons fluides avec une bonne précision et une grande stabilité. Les mesures de cet équipement sont répétitives et présentent un faible coefficient de variation qui reste inférieur à 9% (Soualhi et *al.*, 2017).

L'appareil est équipé d'un agitateur, piloté par un logiciel appelé « Watch and control » et d'un récipient, de 30 cm de diamètre qui contient des baguettes parallèlement à leur axe (figure 5.1). Ces baguettes permettent de réduire le risque de glissement du matériau étudié. Le rayon interne mesure 5.25 cm et le rayon externe 15 cm. Une pale en forme de double U inversée est utilisée, car elle permet de réduire la vibration de l'appareil et obtenir des mesures plus stables pour minimiser la ségrégation des bétons autoplaçants lors de l'essai (Soualhi et *al.*, 2017).



Figure 5.1 : Illustration de l'agitateur.

Afin de s'assurer de la bonne fiabilité des essais rhéologiques, il est nécessaire de garantir les mêmes conditions par rapport au malaxage des mélanges cimentaires et la procédure liée aux essais rhéologiques. A cet effet, les essais rhéologiques sont effectués après 12 minutes du contact entre l'eau et le liant.

L'essai rhéologique comprend les phases suivantes :

- **Phase 1** : Mesure des couples à vide qui correspondent aux couples imposés pour maintenir les vitesses lorsque le récipient est vide,
- **Phase 2** : Remplissage du béton dans le récipient en une seule fois sans vibration,
- **Phase 3** : Positionnement de la pale en l'immergeant dans le mélange jusqu'à être placée à niveau avec la couche supérieure du béton : elle repose ainsi sur une couche en béton de 10 cm d'épaisseur (figure 5.2),
- **Phase 4** : Mesure des couples totaux qui correspondent aux couples imposés pour maintenir les vitesses lorsque le récipient est rempli de béton,
- **Phase 5** : Calcul des couples finaux en déduisant les couples à vide des couples totaux, pour chaque palier de vitesse.
- **Phase 6** : Exploitation des mesures et calculs des paramètres rhéologiques.

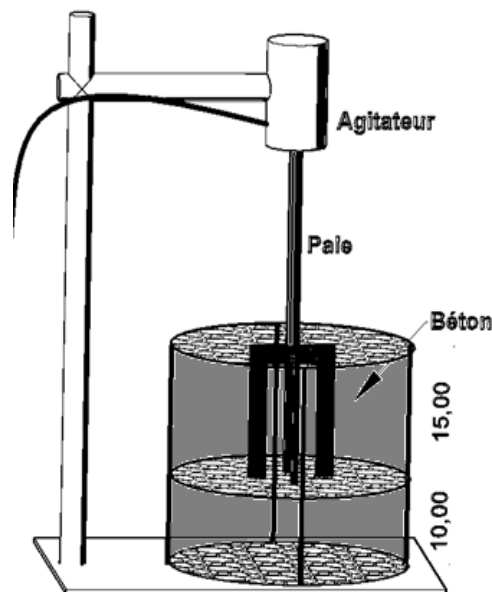


Figure 5.2 : Mise en place de la pale dans le mélange.

Les mesures rhéologiques ont été effectués pendant la phase décroissante des vitesses afin de s'affranchir du comportement et des propriétés dépendantes du temps telle que la thixotropie et pour tester le matériau dans un état suffisamment destructuré. Le profil de vitesse choisi est composé de 7 paliers de 20 s à des vitesses de rotation allant de 48 rpm (0,8 rps) à 4 rpm (0,07 rps), précédés d'un palier de 110 secondes de pré-cisaillement à la vitesse maximale de 48 rpm afin d'effacer l'historique de cisaillement précédent et la mémoire d'une structure initiale. Pour chaque palier de vitesse, 20 mesures du couple sont effectuées (figure 5.3).

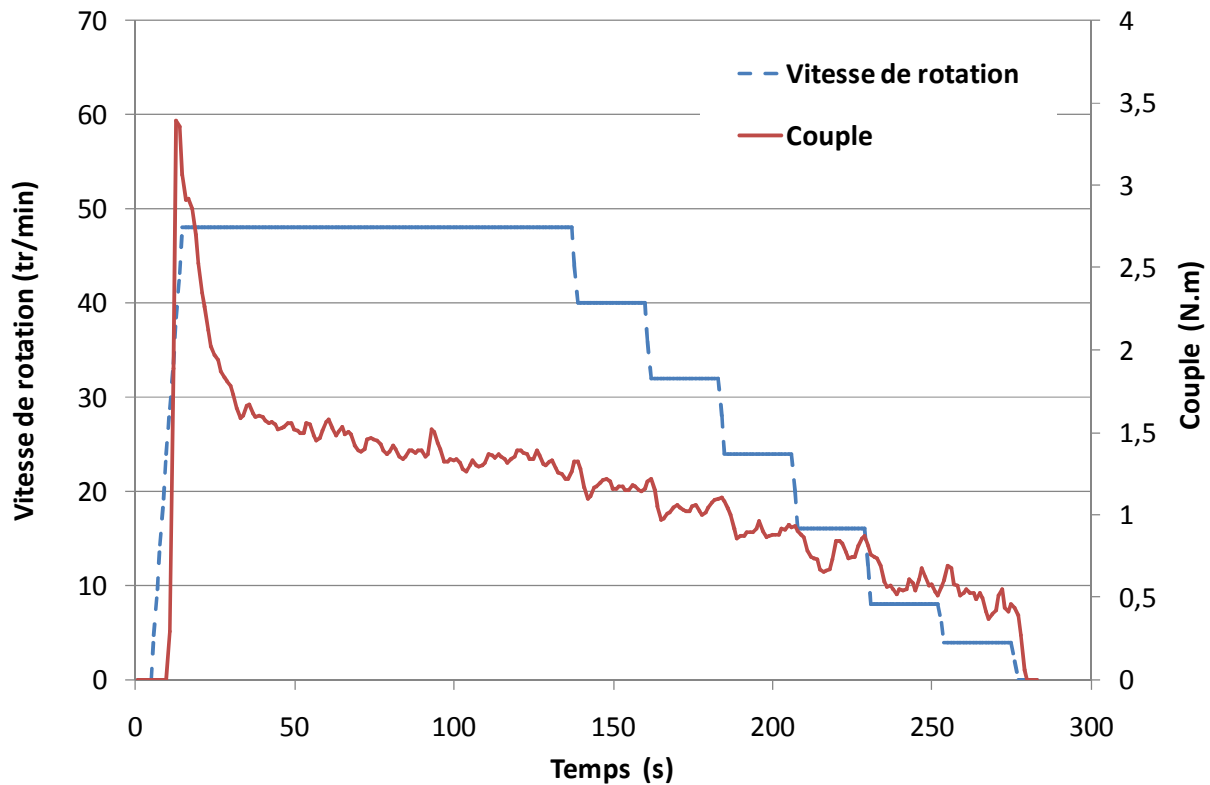


Figure 5.3 : Evolution du couple (T) et la vitesse de rotation (N) en fonction du temps.

Le couple retenu pour l'analyse rhéologique correspond à la moyenne des couples mesurés en régime permanent dans une zone dite stable. Il est cependant nécessaire de noter que certains pics ont été remarqué sur des paliers qui sont dus à une augmentation de l'effort de cisaillement par la présence aléatoire d'un arc de gros granulats créant un blocage local dans l'entrefer.

Afin de limiter les erreurs de mesure et s'assurer du régime permanent pour chaque palier de vitesse, le calcul des coefficients de variation des mesures a été fait systématiquement pour chaque essai rhéologique. Ces coefficients de variation permettent de connaître la dispersion relative des couples mesurés pour chaque palier de vitesses et durant une période de temps donnée.

Les résultats bruts des essais réalisés donnent les relations entre les couples et les vitesses de rotation :

- $T = G + H \cdot N$, lorsque le béton est considéré comme un fluide Binghamien.
- $T = G + H \cdot N + C \cdot N^2$, lorsque le béton est considéré comme un fluide de Bingham modifié.
- $T = G + H N^j$, lorsque le béton est considéré comme un fluide d'Herschel Bulkley.

L'exploitation des mesures rhéométriques consiste à déterminer l'évolution de la contrainte de cisaillement (τ) en fonction du taux de cisaillement ($\dot{\gamma}$) à partir de la paire (T - N) mesurée. Les paramètres rhéologiques τ_0 et μ peuvent ainsi être calculés en utilisant l'équation de Reiner-Riwlin.

Le seuil de cisaillement et la viscosité plastique de Bingham sont donnés par les équations (6.1) et (6.2) :

$$\tau_{0,B} = \frac{G}{4\pi h} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \frac{1}{\ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right)} \quad (6.1)$$

$$\mu_B = \frac{H}{8\pi^2 h} \cdot \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \quad (6.2)$$

Où : R_1 (m) le rayon de la pale, R_2 (m) le rayon du récipient et h (m) la hauteur de la pâte.
G, H : représentent respectivement l'intercepte et la pente de la courbe (T - N).

Les expressions des paramètres rhéologiques des bétons du modèle Bingham modifié sont présentées par les équations (6.3), (6.4) et (6.5) :

$$\tau_{0,BM} = \frac{G}{4\pi h \ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right)} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) G \quad (6.3)$$

$$\mu_{BM} = \frac{H}{8\pi^2 h} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) H \quad (6.4)$$

$$C_{BM} = \frac{1}{8\pi^3 h} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \frac{(R_2 - R_1)}{(R_2 + R_1)} C \quad (6.5)$$

Pour le modèle d'Herschel-Bulkley, les paramètres rhéologiques $\tau_{0,HB}$ et K_{HB} et n_{HB} obtenus à partir des données brutes du rhéomètre, sont présentées par les équations (6.6), (6.7) et (6.8):

$$\tau_{0,HB} = \frac{G}{4\pi h \ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right)} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \quad (6.6)$$

$$K_{HB} = \frac{H}{2^{2n+1}\pi^{n+1}h} n^n \left(\frac{1}{R_1^{2/n}} - \frac{1}{R_2^{2/n}} \right)^n \quad (6.7)$$

$$n_{HB} = j \quad (6.8)$$

En parallèle, des essais d'étalement au cône d'Abrams et l'écoulement au V- Funnel ont été réalisés afin de mieux décrire le comportement rhéologique et distinguer les principales corrélations.

III. Influence du Facteur de compactage (PF) :

L'optimisation du facteur de compactage est très importante pour la démarche de la formulation proposée, sinon les caractéristiques autoplaçantes peuvent être perturbées. Pour étudier l'influence de ce facteur (PF) sur les paramètres rhéologiques du BAP, des mesures ont été réalisées sur cinq compositions différentes (B1, B2, B3, B4, B5) en faisant varier le PF dans la fourchette [1,12 – 1,20] ; intervalle issu de la littérature et généralement retrouvée dans l'étude des BAP (Su et al., 2003). Les dosages des différents composants du mélange, regroupés dans le tableau 5.1 , ont été déterminés en utilisant la méthode de formulation développée.

Tableau 5.1 : Composition des bétons en fonction du PF.

ID	PF	Ciment (kg)	Fillers (kg)	Pouz. (kg)	Sable (kg)	G4/8 (kg)	G8/16 (kg)	Eau (litres)	Sp (kg)
B1	1,12	350	110	00	810	270	540	210	7.70
B2	1,14	350	87.25	00	825	275	550	204	7.43
B3	1,16	350	73.45	00	839	279	558	198	7.19
B4	1,18	350	59.6	00	854	285	569	193	6.95
B5	1,20	350	45.8	00	868	289	579	187	6.72

Les paramètres force relatifs à ces formulations, sont précisées dans le tableau 5.2.

Tableau 5.2 : Spécifications des bétons étudiés, en fonction du PF.

PF	E/C (en considérant l'eau du Sp)	E/L (en considérant l'eau du Sp)	VOLUME de la pâte (m ³)	Φ (%)	φ _{G+S} (%)	Mv ^{théor} (kg/m ³)
B1	0.614	0.476	0,369	78,50	62.31	2297.7
B2	0.596	0.477	0,357	79,04	63.46	2298.7
B3	0.579	0.478	0,346	79,63	64.46	2304.6
B4	0.564	0.482	0,336	80,19	65.69	2317.5
B5	0.546	0.483	0,324	80,79	66.77	2325.5

Φ : Concentration volumique du solide avec :

$$\Phi = \frac{V_S}{V_T} \quad (6.9)$$

φ_{G+S} : fraction volumique granulaire.

Les résultats de caractérisation de ces mélanges sont résumés dans le tableau 5.3.

Tableau 5.3 : Caractérisation des bétons en fonction du PF.

ID	Etalement (mm)	V-Funnel (s)	Stabilité (%)	Résistance (MPa)
B1	710	7.5	8.08	36.1
B2	650	13.62	6.28	37.8
B3	640	17.88	6.84	42.3
B4	615	25.12	6.10	43.0
B5	490	Bloc	6.66	46.1

Un PF élevé implique l'utilisation d'une plus grande quantité de granulats (graviers et sable), ce qui se traduit par une diminution du volume des additions minérales, de l'eau et du dosage en superplastifiants, et donc du volume et de la fluidité de la pâte lubrifiante. En conséquence, la fluidité du mélange sera réduite.

Une valeur plus faible du PF signifie un volume plus élevé de pâte, nécessaire pour envelopper les granulats et éviter ainsi les frictions entre eux. Ceci permettra d'améliorer la fluidité des bétons qui seront caractérisés par des étalements plus élevés et souvent par de faible temps d'écoulement au V- Funnel.

Les résultats ont montré que le passage du PF de 1.12 à 1.20 a diminué l'étalement de 30%. Ce phénomène semble être accentué lorsque le PF dépasse 1.18, où nous avons constaté une diminution de 20% de l'étalement rien qu'entre 1.18 et 1.20.

Les meilleurs étalements sont obtenus quand le PF varie entre 1.12 et 1.16 qui équivaut à un volume de pâte variant entre 346 et 369 l/m³ ; c'est-à-dire dans la fourchette retrouvée et recommandée dans la littérature (Domone, 2006 ; AFGC, 2008).

Par ailleurs, la croissance de la fraction granulaire dans un béton dont le PF est élevé, amène à une diminution de l'espacement entre les différents granulats, ce qui cause une augmentation de la résistance à l'écoulement et donc un temps d'écoulement au V-Funnel plus élevé. Toutefois, l'accroissement du temps d'écoulement et donc de la viscosité n'est pas toujours une mauvaise chose surtout dans le cas des BAP qui ont besoin parfois d'être plus visqueux que les BO pour éviter les problèmes de ségrégation. En revanche, quand le PF atteint 1.20, des problèmes de blocage au V-Funnel sont observés. Ce béton risque de ne pas trouver son application dans la famille des BAP.

Par ailleurs, même si l'ensemble des bétons sont stables, la fluctuation des résultats obtenus par l'essai de stabilité au tamis ne semble pas nous informer de manière significative sur la relation entre le PF et la stabilité. Tantôt marqué par une petite amélioration de la stabilité et tantôt par une légère altération de cette dernière, ceci peut être expliqué par la compensation du volume des fillers enlevé par la quantité de sable ajoutée, qui a permis de maintenir la cohésion du mélange. Il est utile de rappeler qu'autant les fillers calcaires que le sable dont le taux est élevé en fines, jouent tous les deux un rôle important dans l'amélioration de la stabilité et de la cohésion des mélanges granulaires.

Nos résultats montrent aussi que la valeur du PF est étroitement liée à la résistance mécanique du BAP. Même si l'augmentation du PF ne semble pas trop modifier le rapport E/L, elle permet, en conséquence, de diminuer significativement le rapport E/C, signe d'une résistance à la compression plus élevée.

Ce constat montre clairement que lorsque le dosage en ciment est constant, les rapports E/C et E/L n'ont pas la même relation avec la résistance mécanique car la demande en eau des fillers calcaires n'est pas la même que celle du ciment pour des raisons réactives et morphologiques.

De l'augmentation du PF résulte une densité plus élevée des mélanges qui participe à l'amélioration de leur résistance mécanique. En effet, le volume enlevé de fillers est vite comblé par le volume des granulats ajoutés.

Il est clair toutefois, que la méthode de formulation proposée peut produire des bétons qui peuvent répondre de manière satisfaisante à l'exigence de la résistance à la compression. Par ailleurs, les résultats des essais au rhéomètre, mentionnés sur le tableau 5.4 et illustrés par la figure 5.4, montrent qu'un accroissement du facteur de compactage nécessite d'augmenter le couple pour maintenir une vitesse de rotation donnée.

Tableau 5.4 : Couples et coefficient de variation en fonction des vitesses de rotation et du PF.

Ω (tr/s)	B1		B2		B3		B4		B5	
	M_{moy} (N.m)	C_v (%)	M_{moy} (N.m)	C_v (%)	M_{moy} (N.m)	C_v (%)	M_{moy} (N.m)	C_v (%)	M_{moy} (N.m)	C_v (%)
0,80	1.878	0.95	2.166	1.61	2.270	1.14	2.842	0.56	3.596	1.49
0,67	1.628	0.86	1.943	0.59	2.103	1.40	2.603	1.64	3.146	0.97
0,53	1.436	0.98	1.733	1.54	1.876	0.84	2.280	1.60	2.886	1.60
0,40	1.275	1.32	1.503	1.23	1.680	1.47	2.011	2.49	2.560	2.67
0,27	1.035	2.30	1.300	2.87	1.410	4.19	1.712	3.36	2.143	1.44
0,13	0.705	3.58	0.973	3.31	1.056	3.77	1.280	1.91	1.493	5.41
0,07	0.568	4.97	0.760	4.23	0.896	4.89	1.031	5.53	1.326	3.16

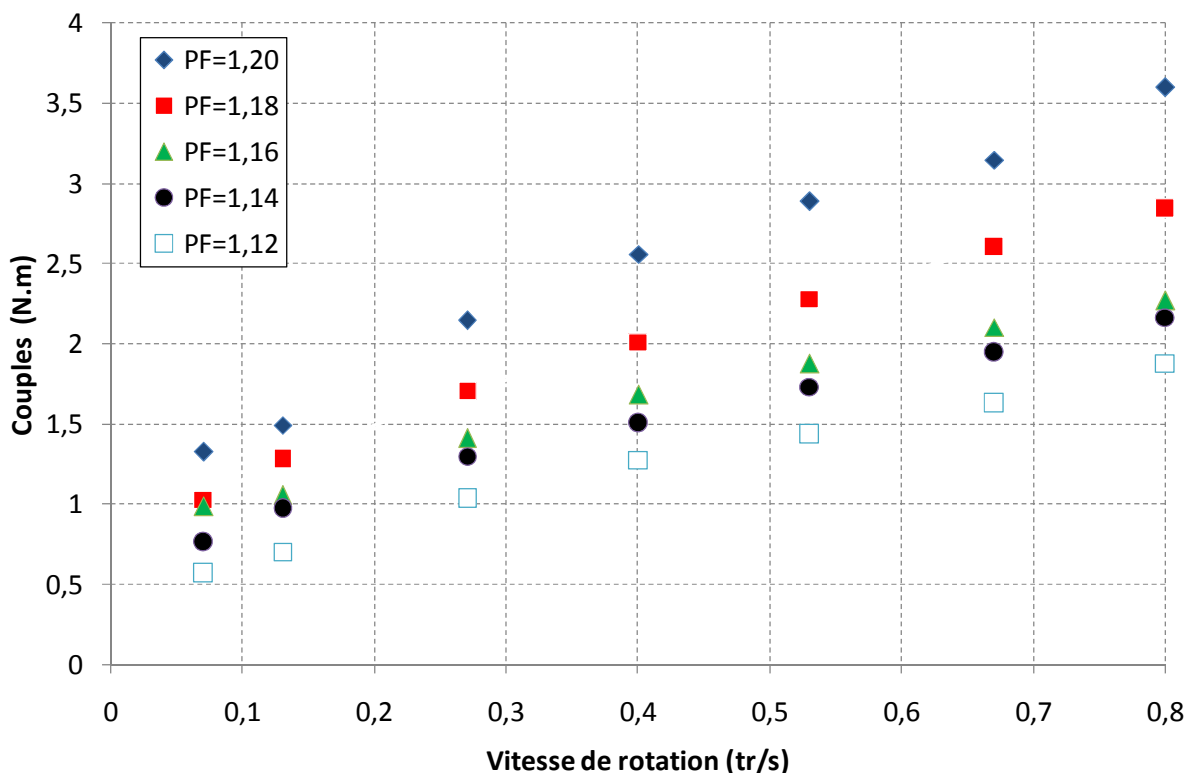


Figure 5.4 : Evolution des couples en fonction des vitesses de rotation et du PF.

Les résultats des coefficients de variation ont montré que ce sont en général les derniers paliers à petites vitesses, qui présentent les plus fortes fluctuations de mesures et nécessitent une attention particulière. Cette observation est à relier au fait qu'à faible vitesse de rotation (< 8 rpm), la précision des mesures de moments est légèrement plus

faible à cause de la sensibilité du capteur de couple du rhéomètre offrant ainsi une dispersion plus forte.

Les paramètres rhéologiques calculés en fonction des données brutes du rhéomètre pour les trois modèles étudiés sont regroupés dans le tableau 5.5. Les résultats montrent que les paramètres rhéologiques s'amplifient avec l'augmentation du PF quel que soit le modèle utilisé.

Tableau 5.5 : Paramètres rhéologiques des modèles étudiés en fonction du PF.

ID	Bingham		Bingham modifié			Herschel-Bulkey		
	$\tau_{0,B}$ [Pa]	μ_B [Pa.s]	$\tau_{0,BM}$ [Pa]	μ_{BM} [Pa.s]	c_{BM} [Pa.s ⁻²]	$\tau_{0,HB}$ [Pa]	K_{HB} [Pa.s ⁿ]	n_{HB}
B1	43.58	28.08	40.68	33.71	-1.731	25.85	55.93	0.686
B2	69.75	29.90	60.36	41.28	-2.045	40.15	66.53	0.642
B3	81.26	30.33	68.41	45.93	-2.801	43.63	77.63	0.590
B4	93.38	39.23	80.11	55.38	-2.898	54.21	87.76	0.640
B5	115.25	49.41	98.18	70.10	-3.760	67.83	107.93	0.650

Nos résultats rejoignent ceux de Hu et al. (2011) qui ont aussi conclu que le seuil de cisaillement et la viscosité augmentent avec la teneur en granulats. En effet, une forte valeur du facteur de compacité implique une grande quantité de granulats et une diminution du volume de pâte. De ce fait, le nombre de contact entre les grains va s'amplifier, ce qui a pour conséquence de générer des frictions inter-granulaires engendrant une augmentation du seuil de cisaillement (figure 5.5). De plus, nous constatons que la fraction volumique granulaire augmente dans un intervalle variant entre 60 et 70%.

D'après Yammine (2007), les bétons dans cette fourchette sont dans un régime de transition où les effets hydrodynamiques et les contacts frictionnels se partagent la domination du comportement ; ce qui explique aussi l'amplification importante des seuils de cisaillement.

En parallèle, une valeur élevée du PF rend le mélange plus visqueux (figure 5.6) d'une part, à cause de l'augmentation de la concentration volumique du solide (Φ) qui est fortement corrélée à la viscosité (Ferraris et al., 1998 ; Sedran , 1999) et d'autre part, en raison de la diminution du volume de la pâte qui est essentielle pour la lubrification des granulats et la fluidification du matériau (tableau 5.2).

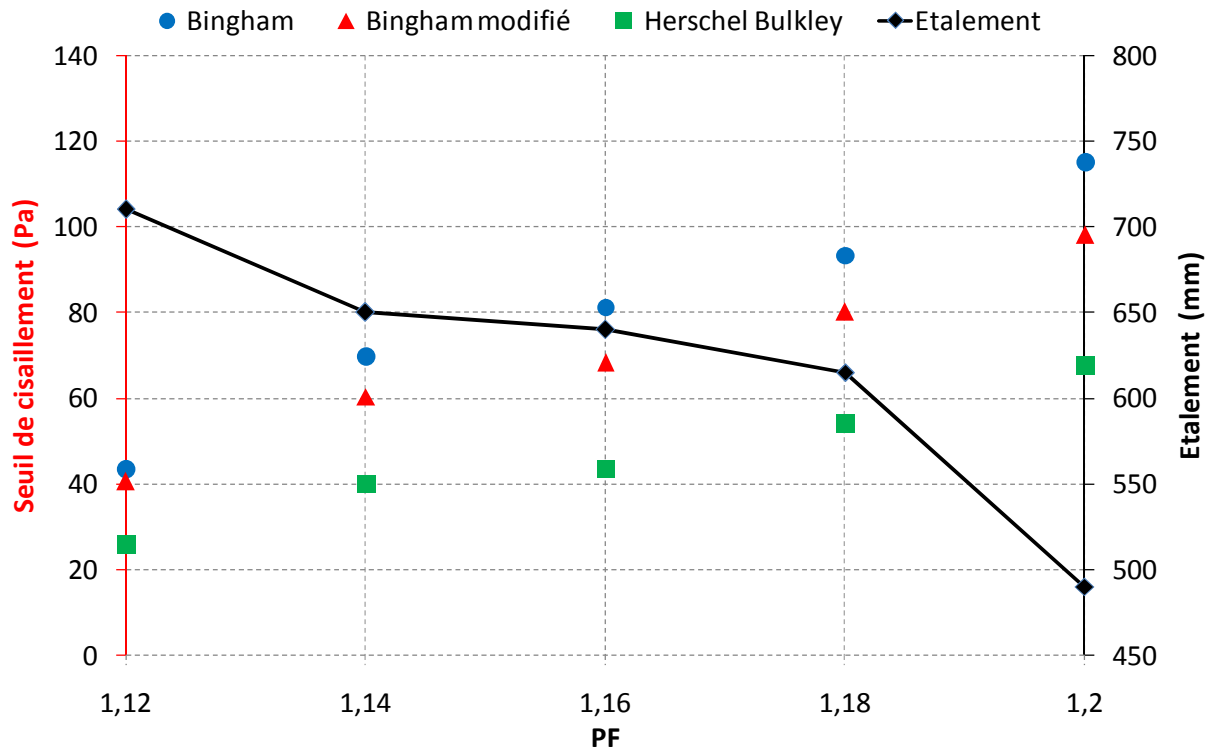


Figure 5.5 : Evolution du seuil de cisaillement et de l'étalement en fonction du PF

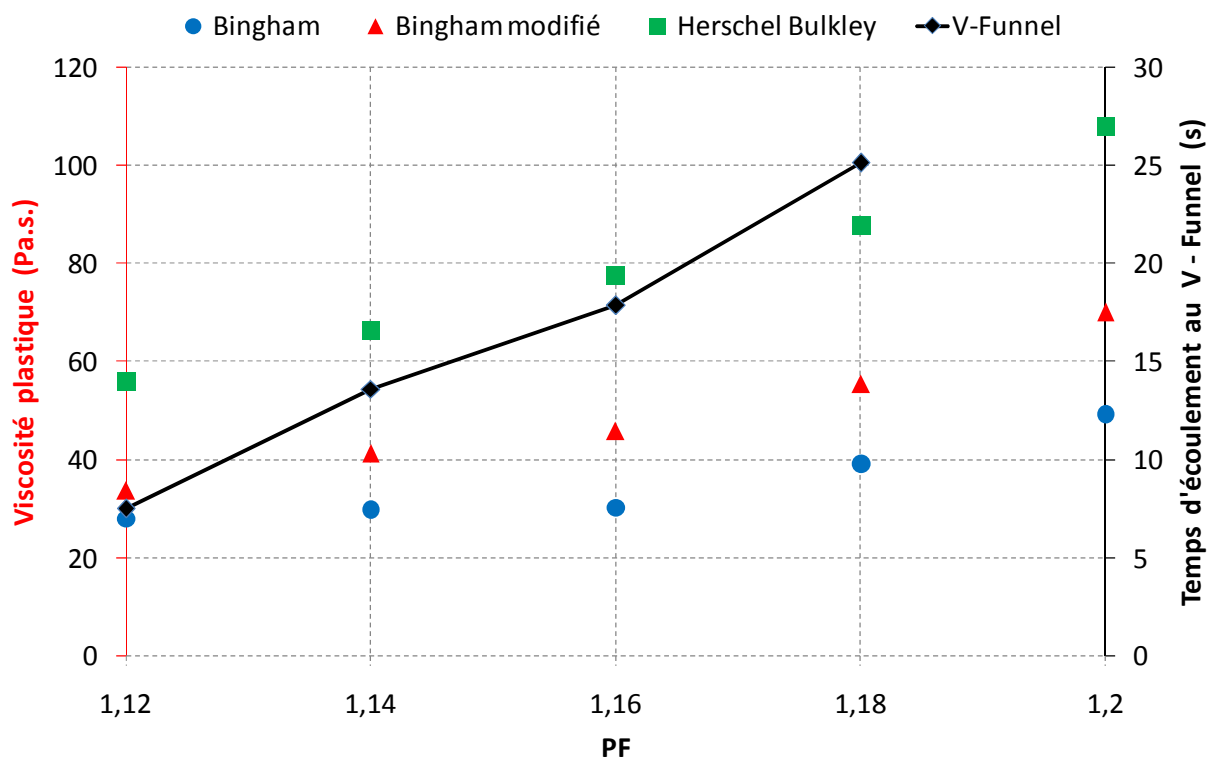


Figure 5.6 : Evolution de la viscosité plastique et du temps d'écoulement au V-Funnel en fonction du PF

Le coefficient c_{BM} négatif du modèle Bingham modifié et n_{HB} (< 1) d'Herschel-Bulkley montrent que les BAP ont plutôt un comportement rhéofluidifiant. Ce comportement est dû à la teneur relativement élevée des granulats et aux faibles vitesses de rotation appliquées. Il peut s'avérer avantageux pour le BAP, parce qu'une viscosité plus élevée à faibles vitesses de cisaillement assure une bonne résistance à la ségrégation ; tandis qu'une viscosité plus faible à des vitesses de cisaillement élevées serait favorable lors de la mise en place du BAP. En considérant les grandes et petites vitesses séparément, nous constatons que ce comportement rhéofluidifiant est surtout marqué pour les petites vitesses. En revanche, le comportement devient rhéoépaississant pour les vitesses supérieures à 32 tr/min (0,53 tr/s). En effet, selon Feys (2009), le comportement rhéoépaississant se produit en raison de la perte de l'état ordonné. En raison des contraintes de cisaillement élevées, une transition ordre -désordre s'est produite et par conséquent, la viscosité doit augmenter.

IV. Influence du rapport G/S :

L'ouvrabilité des bétons peut être améliorée en optimisant le rapport G/S. Des valeurs optimales du G/S existent aussi pour minimiser, soit le seuil de cisaillement, soit la viscosité. Pour comprendre l'influence du rapport G/S sur les paramètres rhéologiques du BAP, des mesures ont été réalisées sur cinq autres compositions différentes (B6, B7, B8, B9, B10) en faisant varier le G/S dans la fourchette recommandée pour les BAP [0,8 – 1,2]. Les dosages des différents composants du mélange, sont regroupés dans le tableau 5.6.

Tableau 5.6 : Composition des bétons en fonction du rapport G/S.

ID	G/S	Ciment (kg)	Fillers (kg)	Pouz. (kg)	Sable (kg)	G4/8 (kg)	G8/16 (kg)	Eau (litres)	Sp (kg)
B6	0.8	350	102.7	00	908	242	484	207	7.47
B7	0.9	350	106.4	00	856	257	514	208	7.44
B8	1	350	110	00	810	270	540	210	7.41
B9	1.1	350	112.9	00	769	282	564	211	7.39
B10	1.2	350	115.4	00	732	293	586	212	7.36

Les caractéristiques spécifiques de ces formulations sont consignées dans le tableau 5.7.

Tableau 5.7: Caractéristiques spécifiques des bétons en fonction du rapport G/S.

ID	E/C (en considérant l'eau du Sp)	E/L (en considérant l'eau du Sp)	Volume de la pâte (m ³)	Φ (%)	ϕ_{G+S} (%)	Mv ^{théor} (kg/m ³)
B6	0.605	0,467	0.366	78.81	62.90	2301.17
B7	0.608	0,466	0.369	78.71	62.60	2298.84
B8	0.613	0.466	0.372	78.50	62.31	2297.41
B9	0.616	0,466	0.374	78.41	62.10	2296.29
B10	0.619	0,465	0.376	78.32	61.92	2295.76

Les résultats de caractérisation de ces mélanges sont résumés dans le tableau 5.8.

Tableau 5.8 : Caractérisation des BAP en fonction du rapport G/S.

ID	Étalement (mm)	V-Funnel (s)	Stabilité (%)	Résistance (MPa)
B6	660	26.81	4.37	38.2
B7	685	23.12	6.88	38.1
B8	710	7.5	8.08	36.1
B9	735	13.96	10.74	35.7
B10	725	22.75	10.63	33.3

Les premiers résultats montrent que l'optimum du rapport G/S se manifeste entre 1 et 1,1 où nous avons obtenu les meilleurs étalements avec les plus faibles temps d'écoulement au V-Funnel. Quand le rapport G/S est inférieur à 1, l'étalement diminue. La raison est en relation directe avec la diminution du volume de la pâte lubrifiante et du rapport E/C (tableau 5.7), justifiant la réduction de l'étalement.

L'augmentation du rapport G/S au-dessus de 1.1, cause la diminution du dosage en sable nécessaire pour combler les vides entre les graviers, ce qui a tendance aussi à augmenter la résistance à l'écoulement et à déstabiliser le mélange.

Ces résultats montrent aussi que l'augmentation de la teneur en sable améliore la stabilité du béton et réduit par conséquent le phénomène de ségrégation. Le mortier devient plus consistant et maintient les gros granulats en suspension. Ce résultat est aussi influencé par la réduction des gros granulats qui sont à l'origine de la ségrégation. De plus, les fines ont tendance à capter les polymères du superplastifiant et à adsorber une plus grande quantité d'eau par rapport aux gravillons, ce qui explique leur effet stabilisant vis-à-vis d'un apport d'eau et de superplastifiant.

Les essais de compression montrent que la diminution du rapport G/S accroît la résistance en raison d'une amélioration de la densité et de la diminution du rapport E/C. De surcroît, la meilleure compacité granulaire (avec vibration) de l'ordre de 0,782 a été déterminé pour le rapport G/S = 0,8, pour ensuite diminuer légèrement en augmentant le rapport G/S pour atteindre 0,774 lorsque le rapport G/S vaut 1,2. Ce qui explique partiellement les résultats des essais mécaniques.

Pour les essais au rhéomètre, les résultats relatifs aux coefficients de variation appuient les résultats de la première campagne expérimentale et confirment que les plus grandes fluctuations apparaissent pour les paliers à petites vitesses (tableau 5.9).

Nous pouvons aussi noter que les plus faibles couples ont été obtenus pour le BAP ayant un rapport G/S = 1. S'éloigner de ce rapport exige d'augmenter le couple pour maintenir une vitesse de rotation donnée (figure 5.7).

Tableau 5.9 : Couples et coefficient de variation en fonction des vitesses de rotation et du rapport G/S.

Ω (tr/s)	B6		B7		B8		B9		B10	
	M_{moy} (N.m)	C_v (%)	M_{moy} (N.m)	C_v (%)	M_{moy} (N.m)	C_v (%)	M_{moy} (N.m)	C_v (%)	M_{moy} (N.m)	C_v (%)
0,80	3.241	0.75	2.826	1.53	1.878	0.95	1.957	1.25	2.697	0.65
0,67	2.797	0.60	2.497	1.10	1.628	0.86	1.754	0.70	2.449	2.22
0,53	2.439	1.05	2.208	2.00	1.436	0.98	1.588	1.21	2.079	1.51
0,40	2.088	0.98	1.858	1.86	1.275	1.32	1.383	1.92	1.831	1.01
0,27	1.403	0.88	1.261	2.14	1.035	2.30	1.046	1.45	1.364	1.46
0,13	0.889	4.97	0.886	1.49	0.705	3.58	0.803	2.74	0.865	2.05
0,07	0.781	6.21	0.694	2.89	0.568	4.97	0.662	1.53	0.736	3.69

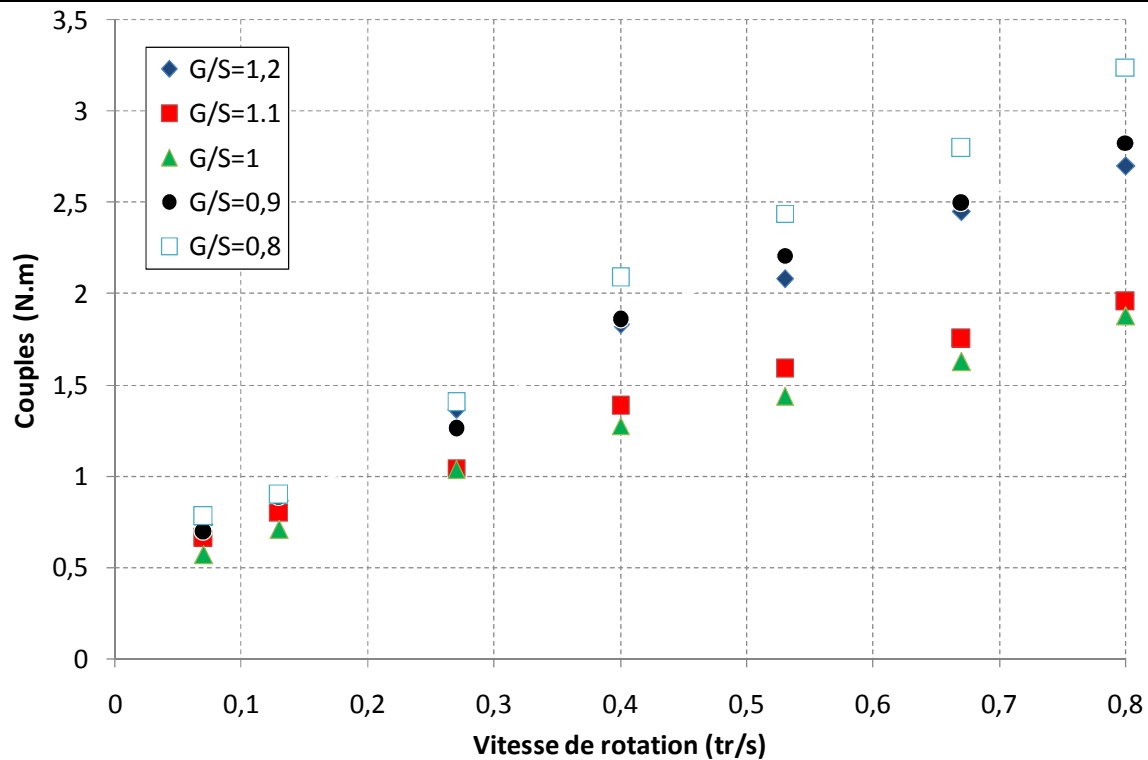


Figure 5.7 : Evolution des couples en fonction des vitesses de rotation et du G/S.

Les résultats regroupés dans le tableau 5.10 montrent que les paramètres rhéologiques s’amplifient, dans la fourchette étudiée, en s’éloignant du rapport G/S = 1.

Tableau 5.10 : Paramètres rhéologiques des modèles étudiés en fonction du rapport G/S.

ID	Bingham		Bingham modifié			Herschel Bulkey		
	$\tau_{0,B}$ [Pa]	μ_B [Pa.s]	$\tau_{0,BM}$ [Pa]	μ_{BM} [Pa.s]	C_{BM} [Pa.s ⁻²]	$\tau_{0,HB}$ [Pa]	K_{HB} [Pa.s ⁿ]	n_{HB}
B6	62.39	31.79	50.81	45.83	-2.523	35.11	65.21	0.670
B7	60.10	26.95	48.13	41.46	-2.608	26.66	68.98	0.590
B8	53.62	14.39	46.73	22.74	-1.501	13.31	69.63	0.393
B9	60.76	14.38	53.66	22.99	-1.546	33.08	50.62	0.484
B10	65.17	24.31	52.50	39.67	-2.760	20.13	83.01	0.494

En effet, la diminution du rapport G/S ou l'augmentation de la proportion du sable qui contient une forte quantité de fines a pour conséquence d'augmenter le seuil et la viscosité du mélange (figures 5.8 et 5.9). Rappelons que le sable est composé de 90% de fines ($<63 \mu\text{m}$).

La diminution du rapport G/S de 1 à 0.8 implique l'ajout de 85 kg de sable et 4,84 kg de fines calcaires dans 1m^3 de béton, ce qui se traduit par une augmentation de la proportion de fines par rapport à la quantité d'eau qui leur sert de lubrifiant. En conséquence, le seuil et la viscosité de la phase suspendante seront plus élevés.

Aussi, l'augmentation de la concentration en grains de sable multiplie d'une part les contacts entre les grains fins qui augmente le seuil de cisaillement du mortier et donc de l'ensemble du béton, et accroît d'autre part la surface spécifique du mélange qui nécessite une demande plus élevée en eau sinon la viscosité sera plus élevée comme pour notre cas.

En revanche, quand le rapport G/S tend vers 1.2, les contacts entre les gravillons s'amplifient et peuvent engendrer l'apparition d'encombrements granulaires importants qui augmentent le seuil du cisaillement du BAP.

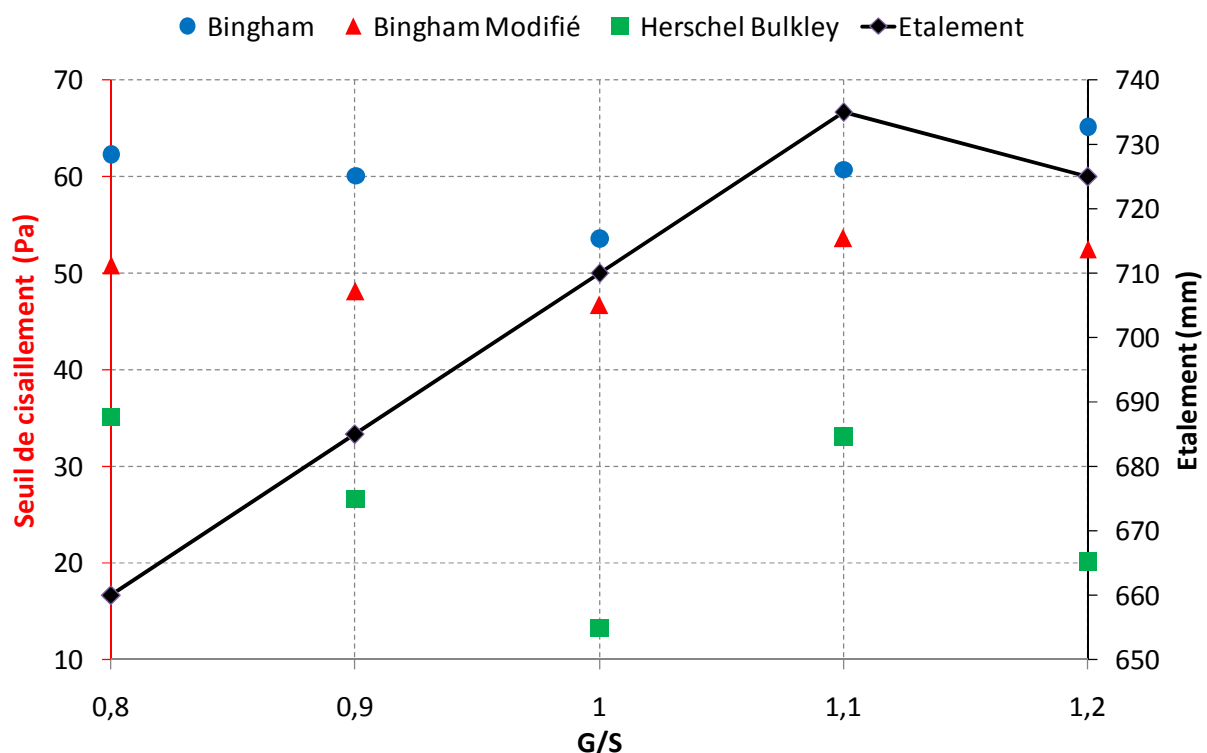


Figure 5.8 : Evolution du seuil de cisaillement et de l'étalement en fonction du rapport G/S.

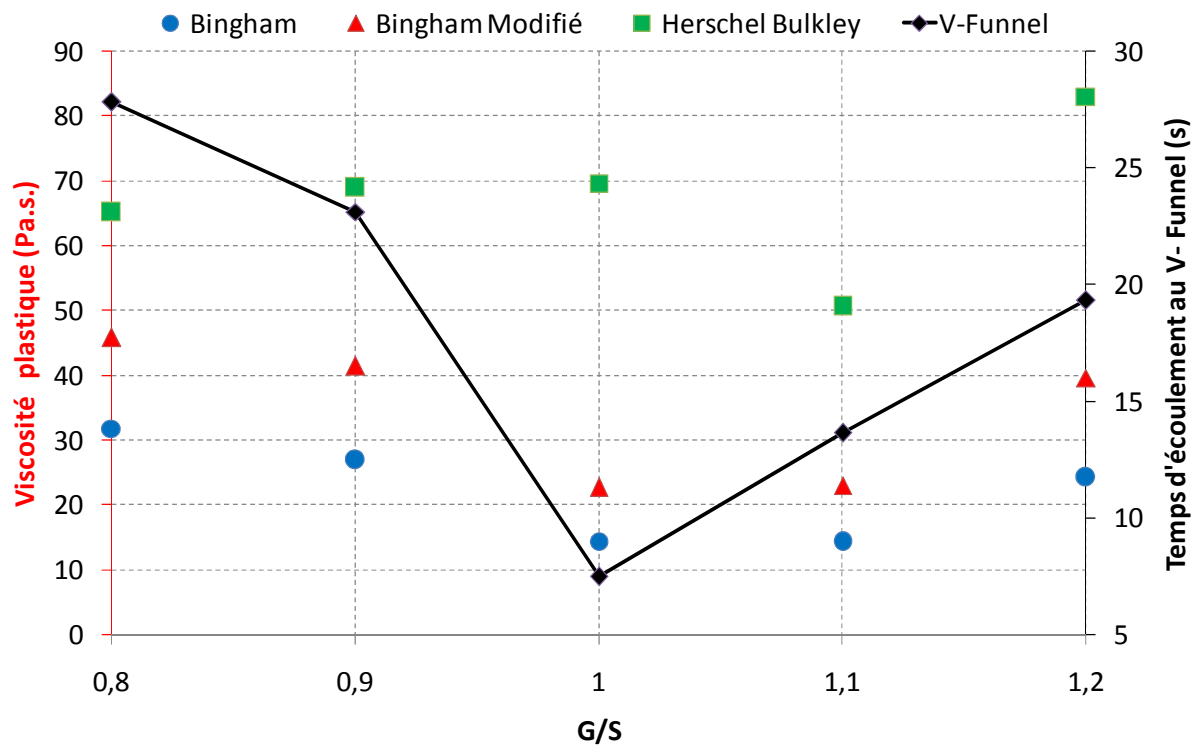


Figure 5.9 : Evolution de la viscosité plastique et du temps d'écoulement au V-Funnel en fonction du rapport G/S.

Nous avons toutefois noté, que les valeurs des seuils de cisaillement tirés du modèle Herschel-Bulkley sont toujours plus faibles que ceux issus des autres modèles pour le comportement rhéofluidifiant et peuvent parfois montrer des valeurs suspectes, comme pour le cas du mélange B10 ($G/S = 1,2$). L'origine de cet artéfact se trouve dans la formulation mathématique de ce modèle (modèle en puissance).

V. Influence des additions minérales :

Afin d'étudier l'influence des additions minérales sur les caractéristiques rhéologiques des bétons autoplacants, une autre campagne expérimentale comprenant l'étude de 12 bétons a été menée. Pour ce faire, nous avons procédé à des substitutions massiques du ciment respectivement par des fillers calcaires et de la pouzzolane naturelle à des taux allant de 0 à 50% par pas de 10%.

La confection des corps d'essais a été réalisée pour cette partie du programme avec un squelette granulaire constant dont le $PF = 1.12$ et le rapport $G/S = 1$; ce sont des valeurs optimisées issues des essais précédents (cf. tableau 5.11).

Tableau 5.11 : Composition des bétons en fonction du type et du taux d'additions.

ID	%Add	Ciment (kg)	Fillers (kg)	Pouz. (kg)	Sable (kg)	G4/8 (kg)	G8/16 (kg)	Eau (litres)	Sp (kg)
BF0	00	460	00	00	810	270	540	210	7.81
BF10	10	414	46	00	810	270	540	210	7.81
BF20	20	368	92	00	810	270	540	210	7.81
BF30	30	322	138	00	810	270	540	210	7.81
BF40	40	276	184	00	810	270	540	210	7.81
BF50	50	230	230	00	810	270	540	210	7.81
BP0	00	451.50	00	00	810	270	540	210	7.67
BP10	10	406.35	00	45.15	810	270	540	210	7.67
BP20	20	361.20	00	90.30	810	270	540	210	7.67
BP30	30	316.05	00	135.45	810	270	540	210	7.67
BP40	40	270.90	00	180.60	810	270	540	210	7.67
BP50	50	225.75	00	225.75	810	270	540	210	7.67

Le tableau 5.12 regroupe certaines caractéristiques spécifiques des formulations étudiées notamment les valeurs des volumes de pâte, les concentrations volumiques solides des pâtes ($\Phi_{\text{pâte}}$), ainsi que les concentrations volumiques solides ($\Phi_{\text{pâte}}^*$) qui correspondent aux volumes maximums des particules solides qu'il est possible de placer dans le volume total pour les différents résultats obtenus.

Tableau 5.12 : Caractéristiques spécifiques des bétons en fonction du type et du taux d'additions

ID	E/C (en considérant l'eau du Sp)	E/L (en considérant l'eau du Sp)	Volume de la pâte (m ³)	$\Phi_{\text{pâte}}$ Avec Sp	$\Phi_{\text{pâte}}^*$ Avec Sp	$\frac{\Phi_{\text{pâte}}}{\Phi_{\text{pâte}}^*}$
BF0	0.46	0.46	0.368	0.4183	0.611	0.6846
BF10	0.51	0.46	0.370	0.4212	0.614	0.6853
BF20	0.58	0.46	0.372	0.4241	0.618	0.6860
BF30	0.66	0.46	0.374	0.4269	0.621	0.6866
BF40	0.77	0.46	0.375	0.4298	0.625	0.6872
BF50	0.93	0.46	0.377	0.4326	0.629	0.6877
BP0	0.47	0.47	0.365	0.4138	0.611	0.6773
BP10	0.52	0.47	0.366	0.4160	0.609	0.6822
BP20	0.59	0.47	0.368	0.4182	0.608	0.6870
BP30	0.68	0.47	0.369	0.4204	0.607	0.6917
BP40	0.79	0.47	0.371	0.4225	0.606	0.6965
BP50	0.95	0.47	0.372	0.4260	0.505	0.7013

La caractérisation des mélanges étudiés est résumée dans le tableau 5.13.

Tableau 5.13 : Caractérisation des BAP en fonction du type et du taux des additions.

ID	Étalement (mm)	V-Funnel (s)	Stabilité (%)	Résistance (MPa)
BF0	660	6.50	9.65	52.7
BF10	675	6.50	8.51	46.8
BF20	690	6.21	6.80	42.3
BF30	655	11.8	5.68	33.1
BF40	595	15.7	3.98	26.2
BF50	585	19.1	3.21	24.3
BP0	730	9.96	9.48	53.6
BP10	700	13.47	5.72	47.2
BP20	690	19.28	3.47	42.9
BP30	640	20.74	1.33	37.6
BP40	580	24.53	0.67	35.2
BP50	490	Bloc	0.56	27.0

Les résultats au cône d'Abrams montrent que le diamètre d'étalement des mélanges reste supérieur à 600 mm tant que le taux de substitution par l'une des additions ne dépasse pas les 30%. D'une manière générale, l'incorporation de ces deux additions comme substituants au ciment augmente la demande en eau, ce qui cause la diminution de l'ouvrabilité des mélanges.

Toutefois, la pouzzolane offre au mélange une viscosité plus élevée par rapport aux fillers calcaires. Si les deux additions à 20% de substitution ont permis d'avoir le même étalement, la viscosité évaluée par le temps d'écoulement au V-Funnel de la pouzzolane est nettement plus élevée.

Une substitution de 50% par de la pouzzolane a engendré un étalement inférieur à 500 mm et un blocage au niveau du V-Funnel. Nos résultats rejoignent ceux de Safawi et al. (2005) qui ont rapporté que tout mélange ayant un étalement inférieur à 500 mm ne s'écoule pas facilement et doit être très visqueux.

Les fillers calcaires ont permis de diminuer la viscosité du béton jusqu'à un certain taux de substitution, au-delà duquel les frictions entre les particules deviennent plus importantes et augmentent par conséquent la viscosité du mélange. En revanche, la substitution graduelle du ciment par de la pouzzolane dans les mélanges, s'est toujours accompagnée par une augmentation du temps d'écoulement au V-Funnel.

Aussi, les deux additions minérales ont apporté un aspect bénéfique aux BAP, celui de la stabilité. La substitution partielle du ciment par l'une des deux additions étudiées, a permis d'améliorer la consistance de la pâte de telle façon qu'elle puisse assurer la cohésion du mélange. Cependant, l'effet de la pouzzolane est nettement meilleur. A titre d'exemple, une substitution massive de 30% du ciment par les fillers a permis d'améliorer la stabilité de 41% alors qu'une substitution de 30% par de la pouzzolane a amélioré la stabilité de 86%.

Par ailleurs, la substitution d'une partie du ciment des mélanges par des constituants alternatifs ne sera pas sans conséquence sur leurs résistances mécaniques. En moyenne, nous pouvons avancer qu'une substitution de 1% de ciment par les deux additions

minérales, induit une diminution de 1% sur la résistance à la compression des composites. Seulement, la pouzzolane naturelle, à cause de son caractère pouzzolanique et de sa composition chimique, est légèrement moins sensible en comparaison aux fillers calcaires à la perte de résistance.

Il est aussi nécessaire de noter que la masse volumique et la fraction volumique granulaire restent invariables quand on modifie le taux de substitution. Ainsi, la diminution de la résistance peut être due à l'augmentation du rapport E/C et à la différence de réactivité entre le ciment et les différentes additions étudiées dans la formation des hydrates C-S-H responsables de la résistance.

Les relations entre les vitesses de rotation et les couples appliqués montrent aussi cette tendance du comportement rhéofluidifiant pour l'ensemble des bétons, souvent plus marquée autour des petites vitesses. Un point d'inflexion semble apparaître à la vitesse de 24 tr/min (figures 5.10 et 5.11) à partir duquel la tendance s'apparente à un comportement rhéoépaississant.

A ce titre, Egres et al. (2006) ont expliqué que pour de faibles contraintes de cisaillement, où les forces browniennes sont dominantes, l'alignement des particules est tout à fait anisotrope. L'augmentation de la contrainte de cisaillement provoque l'alignement des particules dans la direction de l'écoulement et la suspension présente un comportement rhéofluidifiant. Une augmentation supplémentaire de la contrainte de cisaillement provoque seulement une légère perte d'alignement des particules. En conséquence, les particules ne perdent pas significativement leur orientation et s'agglomèrent en provoquant le comportement rhéoépaississant.

Nous pouvons aussi noter que les couples appliqués sont assez proches pour des taux de substitution de 0, 10 et 20% et s'amplifient pour des taux plus élevés. Toutefois, pour des taux de substitution inférieurs à 30%, les couples mesurés sur la plage des vitesses de rotation étudiées pour les BAP avec fillers sont plus élevés par rapport aux couples mesurées sur les BAP avec pouzzolane (tableaux 5.14 et 5.15). Au-delà de ce seuil, l'effet s'inverse. Ce constat peut d'ores et déjà annoncer que les viscosités des BAP contenant au moins 30% de pouzzolane seront plus élevées que celles des BAP avec la même teneur en fillers calcaires. De plus, le fait que la masse volumique des BAP avec fillers calcaires (2297.8 kg/m^3) est plus élevée que celle des BAP avec pouzzolane (2289.2 kg/m^3), confirme encore une fois l'influence de la pouzzolane sur les paramètres rhéologiques des BAP.

Tableau 5.14 : Couples et coefficients de variation en fonction des vitesses de rotation et du taux des fillers calcaires.

Ω (tr/s)	BF0		BF10		BF20		BF30		BF40		BF50	
	M_{moy} (N.m)	C_V (%)	M_{moy} (N.m)	C_V (%)	M_{moy} (N.m)	C_V (%)	M_{moy} (N.m)	C_V (%)	M_{moy} (N.m)	C_V (%)	M_{moy} (N.m)	C_V (%)
0,80	1.613	0.90	1.786	1.40	1.901	1.25	2.126	1.34	2.571	1.79	3.005	1.54
0,67	1.403	0.78	1.543	0.97	1.596	0.96	1.865	1.16	2.255	1.40	2.555	0.99
0,53	1.230	0.72	1.323	2.73	1.421	1.78	1.668	0.81	2.010	1.75	2.291	1.54
0,40	1.053	2.94	1.146	2.1	1.231	1.48	1.430	0.82	1.768	1.23	2.095	1.83
0,27	0.823	1.31	0.885	1.30	0.973	1.12	1.126	1.52	1.438	2.18	1.748	1.84
0,13	0.573	2.38	0.621	2.81	0.698	4.81	0.791	4.19	1.101	4.24	1.320	2.69
0,07	0.463	2.24	0.528	2.55	0.561	4.96	0.735	3.61	0.925	2.86	1.103	3.81

Tableau 5.15 : Couples et coefficients de variation en fonction des vitesses de rotation et du taux de la pouzzolane naturelle.

Ω (tr/s)	BP0		BP10		BP20		BP30		BP40		BP50	
	M_{moy} (N.m)	C_V (%)	M_{moy} (N.m)	C_V (%)	M_{moy} (N.m)	C_V (%)	M_{moy} (N.m)	C_V (%)	M_{moy} (N.m)	C_V (%)	M_{moy} (N.m)	C_V (%)
0,80	1.608	1.398	1.751	2.981	1.913	0.735	2.335	2.733	3.020	1.300	3.585	1.112
0,67	1.368	1.317	1.473	3.267	1.603	1.234	2.018	2.029	2.568	1.336	2.995	1.705
0,53	1.201	2.198	1.331	1.686	1.416	1.569	1.853	2.239	2.256	0.751	2.718	1.511
0,40	1.036	0.834	1.115	1.780	1.313	1.616	1.603	3.020	2.036	2.323	2.401	1.271
0,27	0.819	2.298	0.911	5.131	1.051	1.330	1.301	2.560	1.601	1.609	1.923	2.416
0,13	0.555	2.946	0.661	2.093	0.754	2.164	0.901	3.009	1.123	6.048	1.345	4.069
0,07	0.501	2.004	0.535	6.570	0.643	3.028	0.788	4.930	0.985	5.31	1.223	3.098

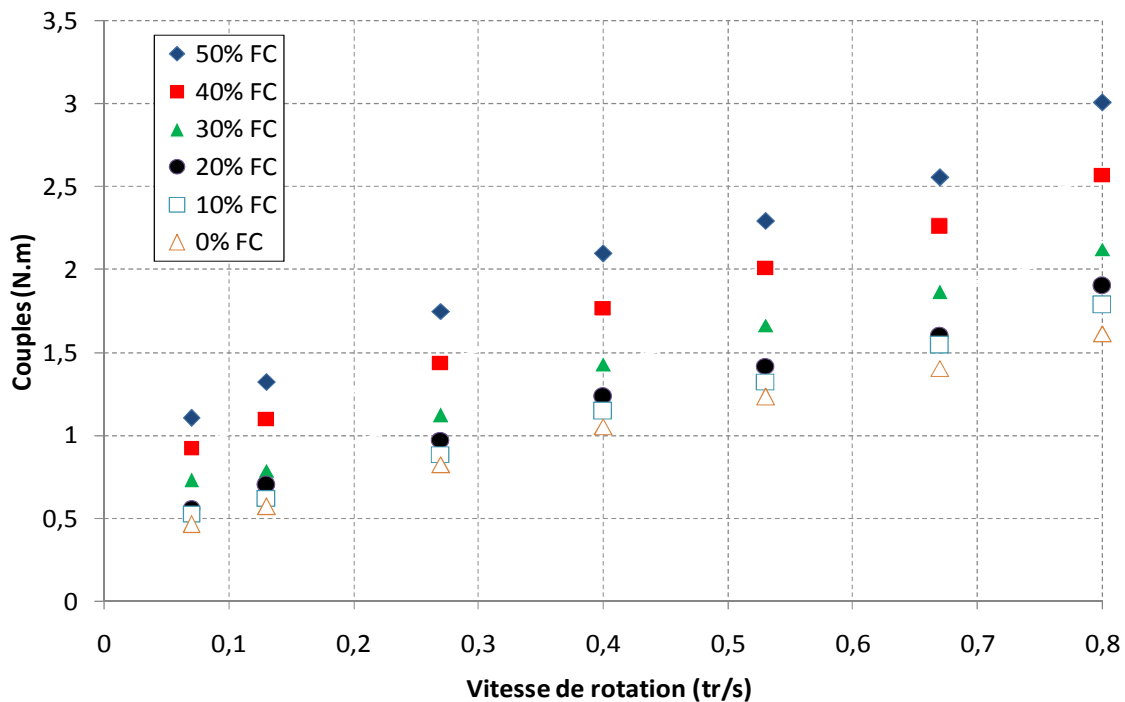


Figure 5.10 : Evolution des couples en fonction des vitesses de rotation et du taux des fillers calcaires.

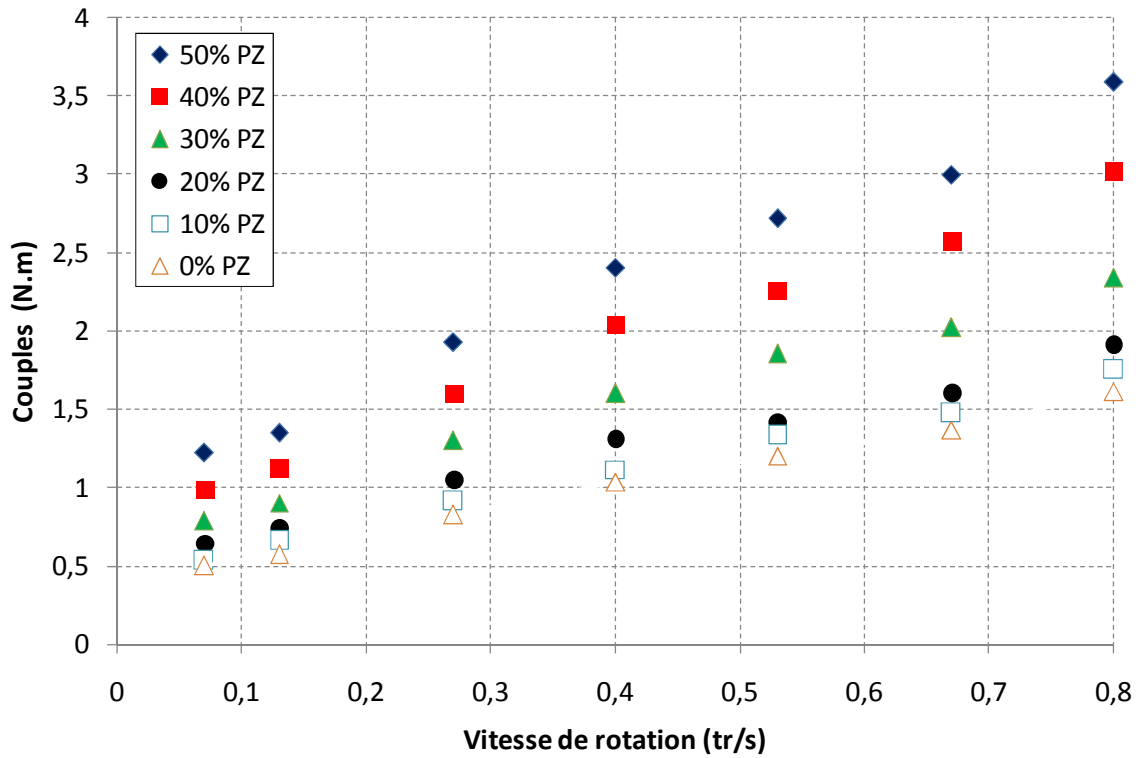


Figure 5.11 : Evolution des couples en fonction des vitesses de rotation et du taux de la pouzzolane naturelle.

Les paramètres rhéologiques obtenus pour l'ensemble des modèles considérés sont rassemblés dans le tableau 5.16 et illustrés sur les figures 5.13 à 5.16.

Tableau 5.16 : Paramètres rhéologiques des modèles étudiés en fonction du taux et du type de l'addition utilisée.

ID	Bingham		Bingham modifié			Herschel Bulkey		
	$\tau_{0,B}$ [Pa]	μ_B [Pa.s]	$\tau_{0,BM}$ [Pa]	μ_{BM} [Pa.s]	C_{BM} [Pa.s ⁻²]	$\tau_{0,HB}$ [Pa]	K_{HB} [Pa.s ⁿ]	η_{HB}
BF0	37.05	25.11	32.13	31.08	-1.071	25.80	38.51	0.797
BF10	40.18	27.65	37.81	30.50	-0.511	35.36	33.23	0.909
BF20	45.23	28.75	42.63	31.91	-0.568	37.98	37.25	0.873
BF30	57.38	31.36	51.96	37.91	-1.178	47.66	42.78	0.849
BF40	79.08	35.60	72.88	43.10	-1.350	64.25	53.18	0.808
BF50	97.40	39.63	90.81	47.61	-1.431	76.78	64.30	0.772
BP0	38.60	24.25	36.75	26.48	-0.400	34.51	28.98	0.911
BP10	43.63	25.93	41.01	29.10	-0.568	36.88	33.83	0.870
BP20	53.91	26.85	49.78	31.85	-0.898	42.06	40.93	0.799
BP30	65.95	33.81	56.30	45.50	-2.101	42.13	62.68	0.715
BP40	79.38	44.01	73.06	51.66	-1.315	64.18	61.96	0.835
BP50	98.01	51.03	91.70	58.68	-1.315	83.21	68.41	0.857

Il apparaît aussi que la surface spécifique Blaine, plus grande chez les deux additions étudiées par rapport au ciment, entraîne une augmentation des propriétés rhéologiques car la demande en eau est plus importante. Nos conclusions rejoignent ceux de certains chercheurs comme Esping (2008) tout en affirmant que pour un dosage en eau constant, la pâte devient plus visqueuse avec l'augmentation de la surface spécifique de la poudre provoquant ainsi une amplification du seuil de cisaillement et de la viscosité du mélange. Par ailleurs, l'étude morphologique des deux additions a permis de montrer que les grains de ces poudres ont presque les mêmes formes (figure 5.12). Aussi, nous avons remarqué sur la base de l'analyse granulométrique (figure 4.3) que la pouzzolane contient une quantité d'éléments grossiers ($> 100 \mu\text{m}$) plus importante que celle contenue dans les fillers calcaires. Ce résultat, confirmé aussi par les essais microscopiques (figure 5.12) permet d'expliquer les seuils de cisaillement plus importants obtenus pour les BAP avec pouzzolane, qui sont sûrement le résultat de frictions plus importantes au niveau de leurs pâtes.

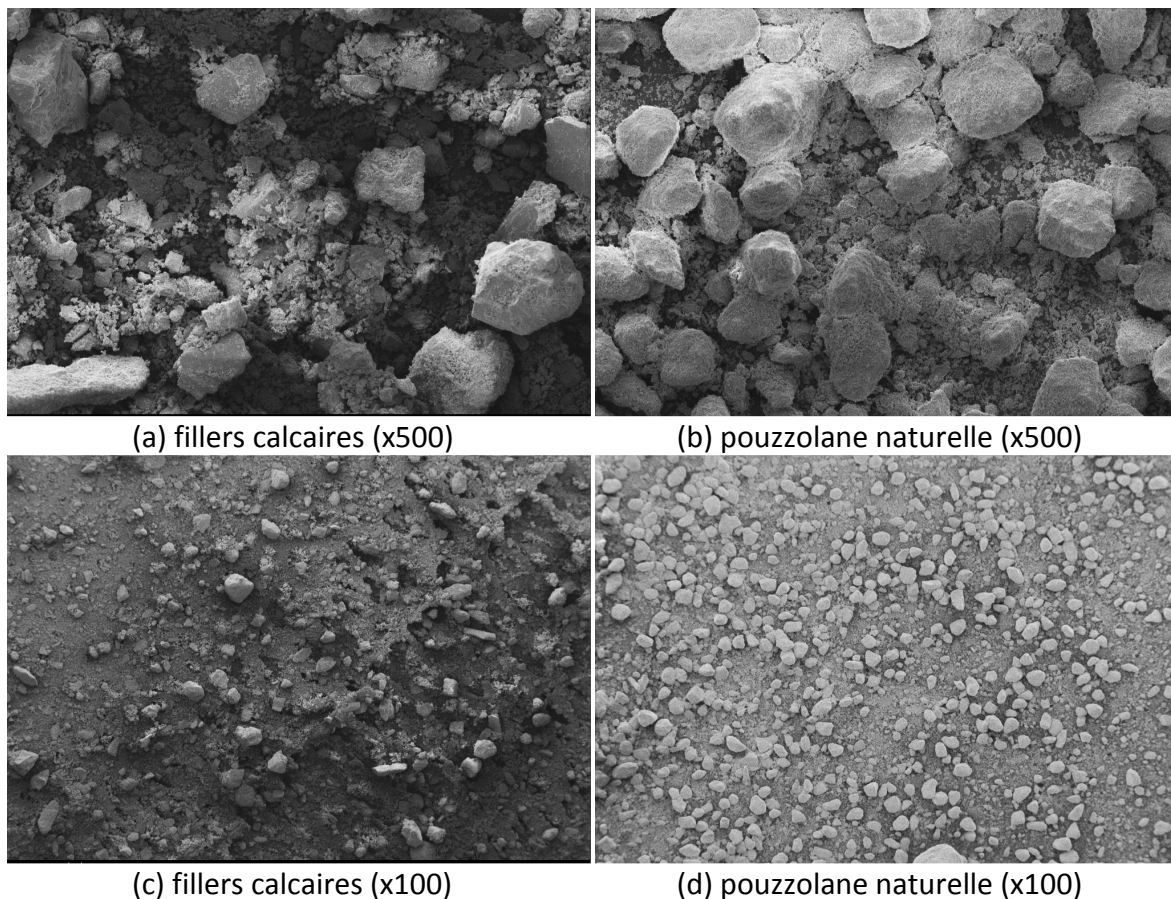


Figure 5 12 : Morphologie granulaire des additions utilisées par MEB.

Nous pouvons aussi noter qu'en présence d'un superplastifiant, l'augmentation du taux de substitution du ciment par des fillers calcaires s'accompagne toujours par une augmentation du volume de la pâte et une amélioration de sa compacité, ce qui prouve l'effet bénéfique des fillers sur l'arrangement granulaire. En revanche, l'utilisation de la pouzzolane combinée à un superplastifiant a plutôt un effet inverse sur la compacité (tableaux 4.4 et 4.6).

Par ailleurs, plusieurs modèles disponibles dans la littérature (Sedran, 1999) estiment que la viscosité augmente aussi avec la concentration volumique solide (Φ) et le rapport (Φ/Φ^*). Les résultats trouvés confirment cette relation qui est très claire pour les deux types d'additions utilisées. Effectivement, l'augmentation de la teneur des additions engendre toujours un accroissement de Φ et Φ/Φ^* , ce qui amène à des viscosités plus importantes.

Cet effet semble s'accroître pour des taux de substitution supérieurs à 20 %. Néanmoins, nous avons remarqué une légère diminution de la viscosité pour une substitution de 10% du ciment par des fillers calcaires (Pour les modèles de Bingham modifié et Herschel-Bulkley). Ce même résultat a aussi été trouvé récemment sur des mortiers (Adjoudj, 2015). Cependant, si la présence des fillers devient excessive, les effets bénéfiques sur la rhéologie vont s'estomper.

Il est essentiel de ne pas se focaliser uniquement sur les propriétés intrinsèques des additions, mais de s'intéresser aussi aux interactions de ces poudres avec le superplastifiant. D'après certains travaux, la réaction des additions avec les superplastifiants semble être affectée par la finesse (El Hilali, 2009) et la composition chimique des particules des poudres (Diederich, 2010). En effet, pour une maniabilité constante, une augmentation de la surface spécifique Blaine conduit à une diminution du dosage en superplastifiant (El Hilali, 2009). Donc, si nous nous basons sur ce résultat, il est logique que pour un dosage en superplastifiant constant, la défloculation des grains des liants avec fillers qui présentent une surface spécifique Blaine plus importante par rapport à celle de la pouzzolane naturelle sera meilleure et dans ce cas les seuils de cisaillement seront plus faibles, surtout que le superplastifiant influe directement sur les seuils de cisaillement (Wallevick et al., 2011). En outre, et d'après certains auteurs (Nehdi, 2000), une teneur en MgO plus élevée comme dans le cas de la pouzzolane (3,03) pourrait aussi créer des interactions avec certains superplastifiants et causer un accroissement des paramètres rhéologiques.

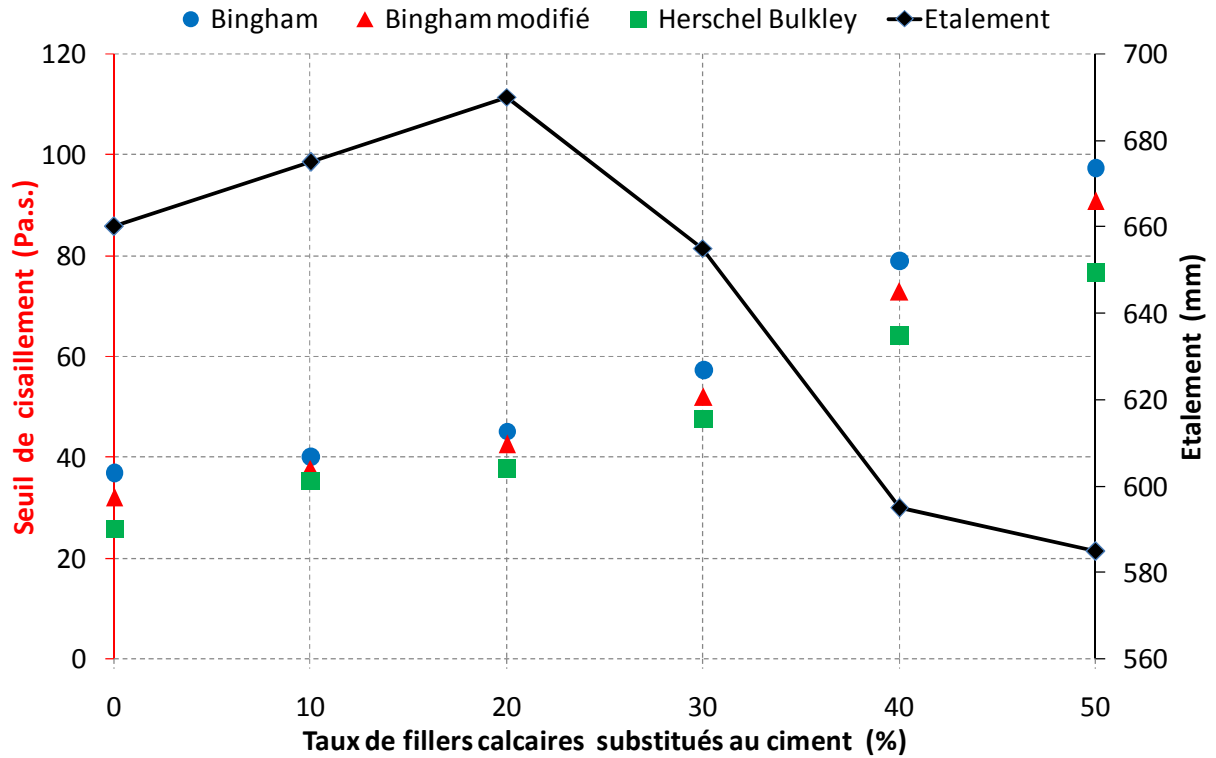


Figure 5.13 : Evolution du seuil de cisaillement et de l'étalement en fonction du taux des fillers calcaires.

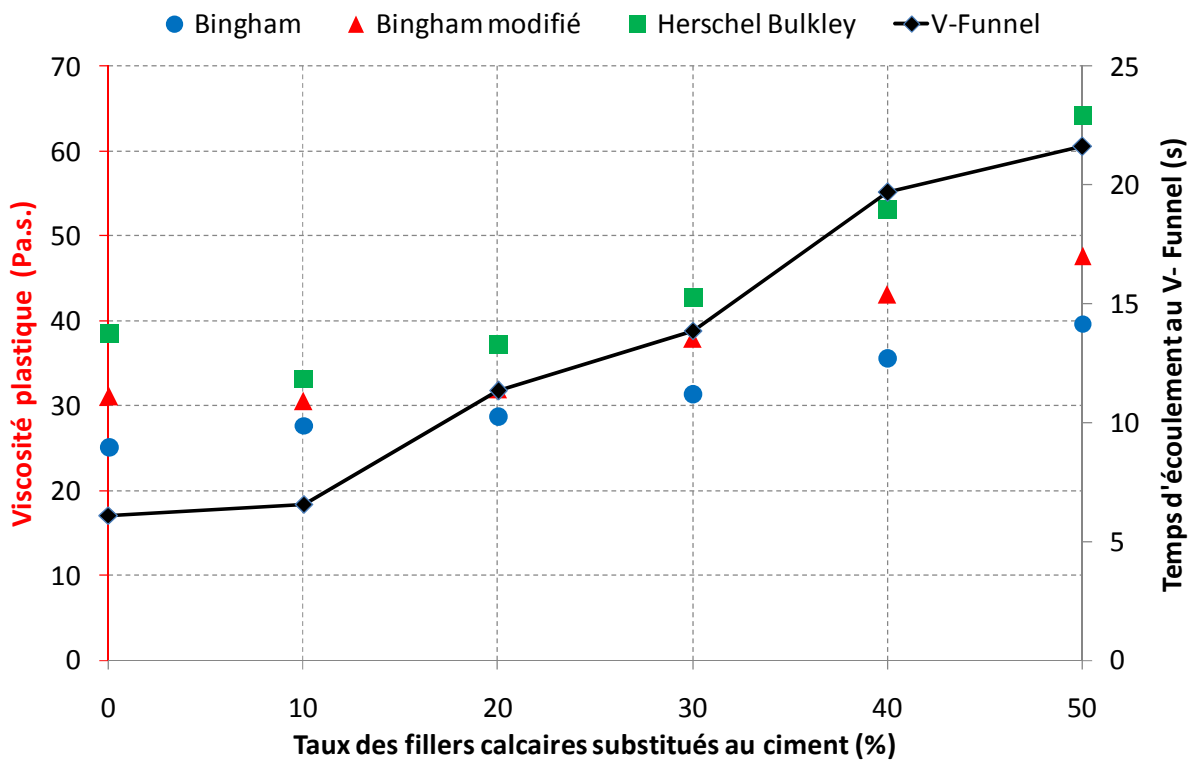


Figure 5.14 : Evolution de la viscosité plastique et du temps d'écoulement au V-Funnel en fonction du taux des fillers calcaires.

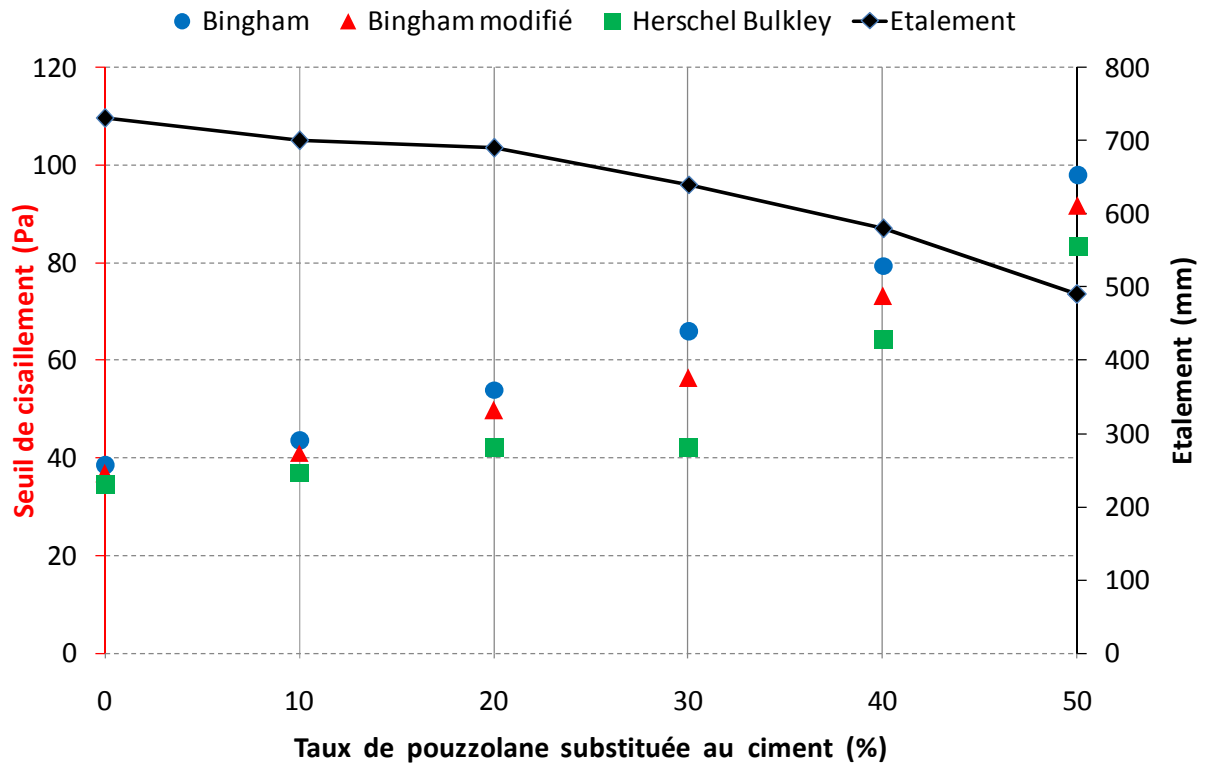


Figure 5.15 : Evolution du seuil de cisaillement et de l'étalement en fonction du taux de la pouzzolane naturelle.

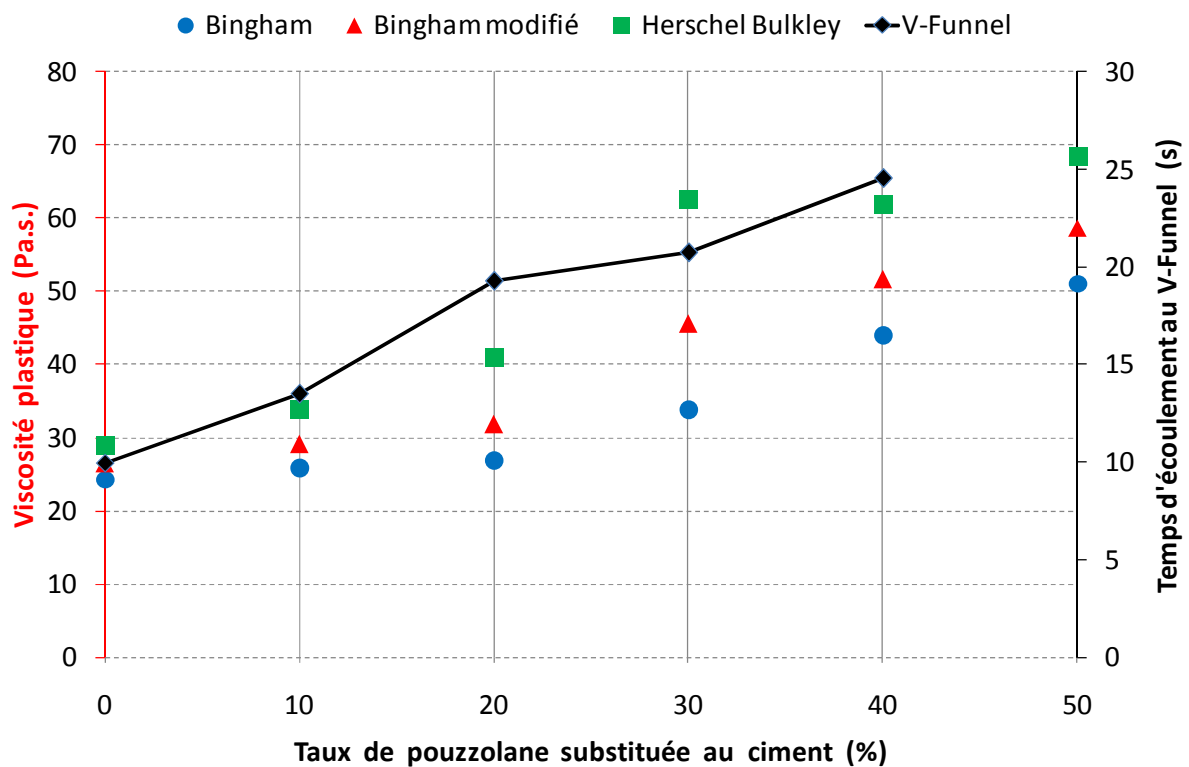


Figure 5.16 : Evolution de la viscosité plastique et du temps d'écoulement au V-Funnel en fonction du taux de la pouzzolane naturelle.

VI. Etude comparative entre les trois modèles étudiés :

Une première observation des courbes rhéologiques des figures 5.4, 5.7, 5.10 et 5.11, nous amène rapidement à considérer que le modèle de Bingham ne décrit pas parfaitement nos données expérimentales qui ne suivent pas une loi totalement linéaire ; mais plutôt un comportement non linéaire tel que le modèle de Bingham modifié (modèle polynomial) ou d'Herschel-Bulkley (modèle de puissance).

Vu la forme des courbes obtenues, la réflexion sur un nouveau modèle polynomial d'ordre 4 ou 5 serait plus adapté. Il serait peut être difficile d'expliquer par la suite, la notion physique que représente chaque terme de ce modèle ou de trouver les lois dérivées pour déterminer les paramètres rhéologiques à partir des résultats bruts de l'agitateur.

Les formulations présentent un caractère rhéofluidifiant confirmé par des coefficients de fluidité (indice de puissance) du modèle Herschel-Bulkley ($n < 1$) ou des coefficients du modèle de Bingham modifié négatifs.

Nous constatons par ailleurs, que le modèle d'Herschel-Bulkley, aboutit toujours à la plus basse valeur pour le seuil de cisaillement et la plus grande valeur de la viscosité par rapport aux autres modèles appliqués sur la même série de données. Selon certains auteurs (Yahia et al., 2001 ; Feys et al., 2009), ce résultat est dû à l'expression mathématique du modèle. Ceci pourrait sous-estimer les valeurs du seuil de cisaillement ou surestimer celles de la viscosité dans le cas d'un comportement rhéofluidifiant. En revanche, les paramètres rhéologiques estimés par le modèle de Bingham modifié se situent toujours entre les valeurs d'Herschel-Bulkley et ceux de Bingham. A ce propos, le modèle modifié de Bingham pourrait fournir une meilleure description du comportement non linéaire et une meilleure estimation des paramètres rhéologiques.

Afin de mieux évaluer la capacité des modèles à décrire le comportement rhéologique de nos formulations, la précision de l'estimation du modèle a été évaluée par l'erreur quadratique moyenne (RMSE en N.m) et par la racine relative de l'erreur quadratique moyenne (RRMSE en %). Ceux-ci ont été définis par les équations 6.10 et 6.11:

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (T_{\text{mesuré}} - T_{\text{estimé}})^2}{n}} \quad (6.10)$$

$$RRMSE = \left(RMSE / \left(\frac{\sum_{i=1}^n T_{\text{mesuré}}}{n} \right) \right) \cdot 100 \quad (6.11)$$

Où : $T_{\text{mesuré}}$ est le couple mesuré par le rhéomètre pour un palier donné et $T_{\text{estimé}}$ est le couple fourni par le modèle qui a été établi à partir de 7 valeurs T-N. Les valeurs estimées des couples sont calculées par la méthode des moindres carrées après avoir déterminé les coefficients G, H, J et C de chaque modèle.

La figure 5.17, montre la variation des racines relatives à l'erreur quadratique pour les trois modèles appliqués sur les bétons étudiés. Nous remarquons que les RRMSE sont les plus élevés dans le cas du modèle de Bingham, ce qui justifie encore une fois que ce modèle reste insuffisant pour décrire avec précision le comportement rhéologique des bétons étudiés. Les plus faibles RRMSE ont été souvent obtenues avec le modèle d'Herschel-Bulkley et le modèle

de Bingham modifié dont les valeurs sont très rapprochées. Cependant, nous pouvons aussi noter que la différence entre les RRMSE des différents modèles est légèrement plus grande pour les bétons où le squelette granulaire est différent.

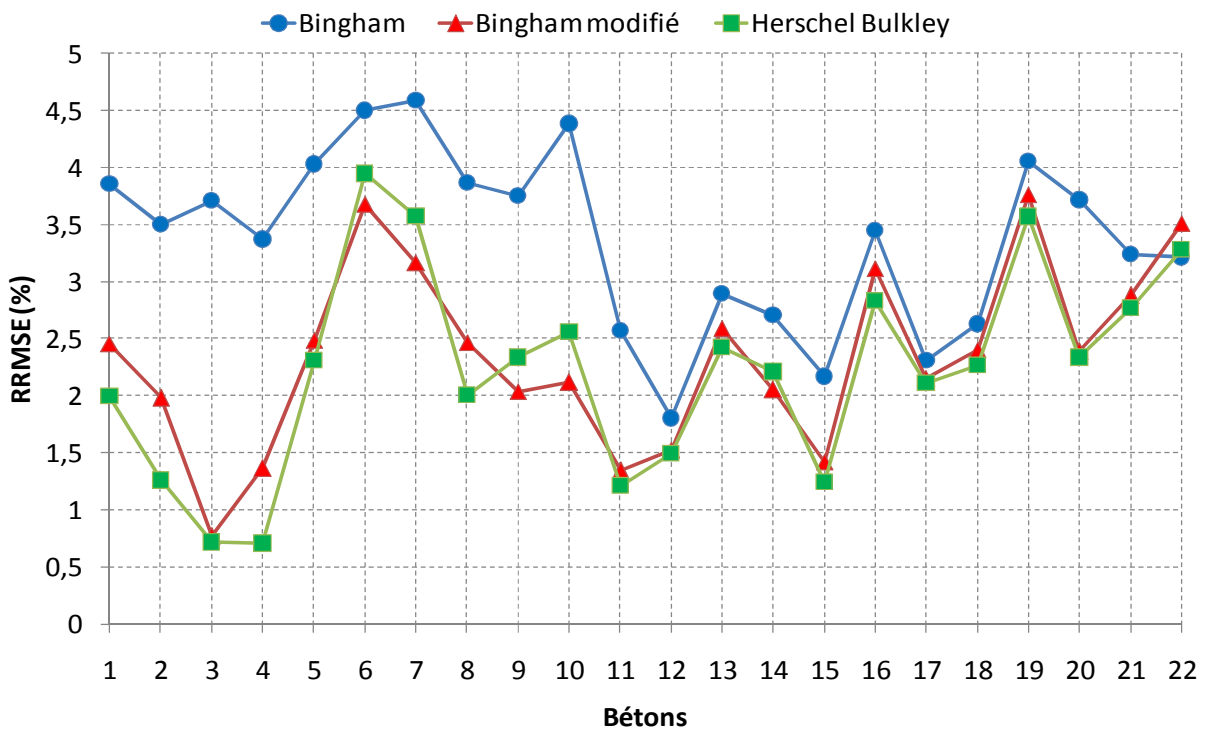


Figure 5.17 : RRMSE entre modélisation et mesure expérimentale pour les 3 modèles étudiés.

Afin de mieux apprécier la capacité de ces modèles à décrire le comportement rhéologique des formulations sujettes de notre programme, nous avons étudié la corrélation entre les seuils de cisaillement et les étalements ainsi qu'entre les viscosités et les temps d'écoulement au V-Funnel pour les différents modèles.

Les seuils de cisaillement obtenus avec les trois modèles se corrént relativement bien avec l'étalement (figure 5.18). Toutefois, le coefficient de corrélation obtenu avec le modèle de Bingham modifié est le plus élevée, ce qui montre encore une fois que l'extrapolation de ce modèle vers les faibles vitesses de cisaillement reste plus précise par rapport aux autres modèles.

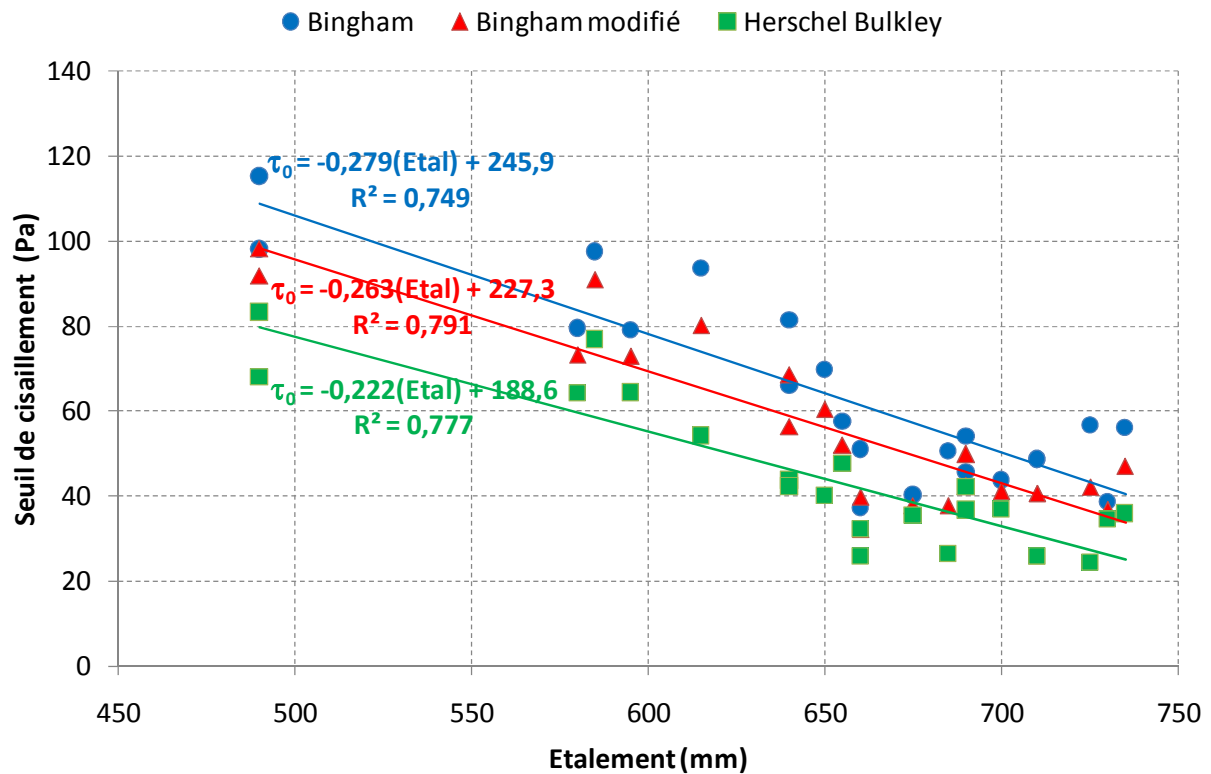


Figure 5.18 : Relation linéaire entre les étalements et les seuils de cisaillement.

La figure 5.18 présente des relations linéaires directes entre le seuil de cisaillement et l'étalement et risque de ne pas prendre en considération l'effet de certains paramètres qui ont une incidence sur l'étalement tel que la pesanteur, la masse volumique, le volume du matériau utilisé pour l'essai, l'épaisseur de la galette obtenue, etc.

Ces paramètres ont fait l'objet de plusieurs études préalables dont les relations ont été regroupées dans le tableau 2.10.

Nous avons jugé utile de comparer les résultats des seuils de cisaillement mesurés avec ceux calculés en utilisant les modèles présentés préalablement. Certains modèles ont été écartés de notre étude, tel que le modèle de Zerbino et al. (2009) ou encore celui de Haddad et al. (2007), car ces modèles présentent des limites et aboutissent à des seuils de cisaillement négatifs pour des étalements supérieurs à 649 mm pour le premier modèle et des étalements supérieurs à 727 mm pour le second.

Les erreurs quadratiques moyennes (RMSE) et ceux des racines relatives aux erreurs quadratiques moyennes (RRMSE) obtenues en fonction des modèles sont présentées dans le tableau 5.17.

A partir des résultats reportés sur le tableau 5.17, il est clair que la relation de Kurokawa et celle de Sedran sont loin de présenter les meilleures estimations du seuil de cisaillement en fonction des étalements de nos bétons. Ce résultat peut être expliqué par le fait que la relation développée par Kurokawa (1994) repose uniquement sur des simulations numériques alors que celle de Sedran (1999) se base sur des résultats expérimentaux mesurés par le BTRhéom qui donne des valeurs du seuil de cisaillement trop élevées

comme le montre la figure 1.20 présenté dans le chapitre1. Il est donc évident que les écarts soient importants.

Tableau 5.17 : Erreurs en fonction des modèles.

Modèle		Bingham	Bingham modifié	Herschel Bulkley
Kurokawa et al. 1994	RMSE (Pa)	47.38	49.08	52.09
	RRMSE (%)	70.72	81.45	107.6
Coussot et al. 1996	RMSE (Pa)	6.53	6.28	5.89
	RRMSE (%)	9.75	10.42	12.18
Sedran 1999	RMSE (Pa)	71.29	73.04	76.07
	RRMSE (%)	106.41	121.19	157.2
Roussel et al. 2005	RMSE (Pa)	7.17	6.28	5.88
	RRMSE (%)	10.71	10.42	12.16
Esping 2007	RMSE (Pa)	7.67	6.21	4.46
	RRMSE (%)	11.45	10.31	9.22
Pierre et al. 2013	RMSE (Pa)	7.17	6.27	5.87
	RRMSE (%)	10.71	10.40	12.13

Par contre, les autres relations semblent offrir de meilleures estimations pour les trois modèles étudiés.

Il faut toutefois noter que la relation d'Esping (2007), basée sur une étude expérimentale sur environ 550 formulations reste la plus intéressante. Le premier constat que l'on peut faire est que cette relation présente une meilleure corrélation avec les seuils du modèle de Bingham. Ce résultat était prévisible car les auteurs ont déterminé les seuils de cisaillement de leurs études par extrapolation à partir d'un ajustement des courbes en appliquant le modèle de Bingham.

Par ailleurs, les relations de Coussot et al. (1996), Roussel et al. (2005) et Pierre et al. (2013) semblent aboutir à des estimations très proches du seuil de cisaillement. A ce sujet, Pierre et al. ont proposé leur modèle sur la base des travaux de Roussel et al., qui à leur tour se sont inspirés du modèle de Coussot et al. , c'est ce qui justifie le rapprochement des courbes de la figure 5.19.

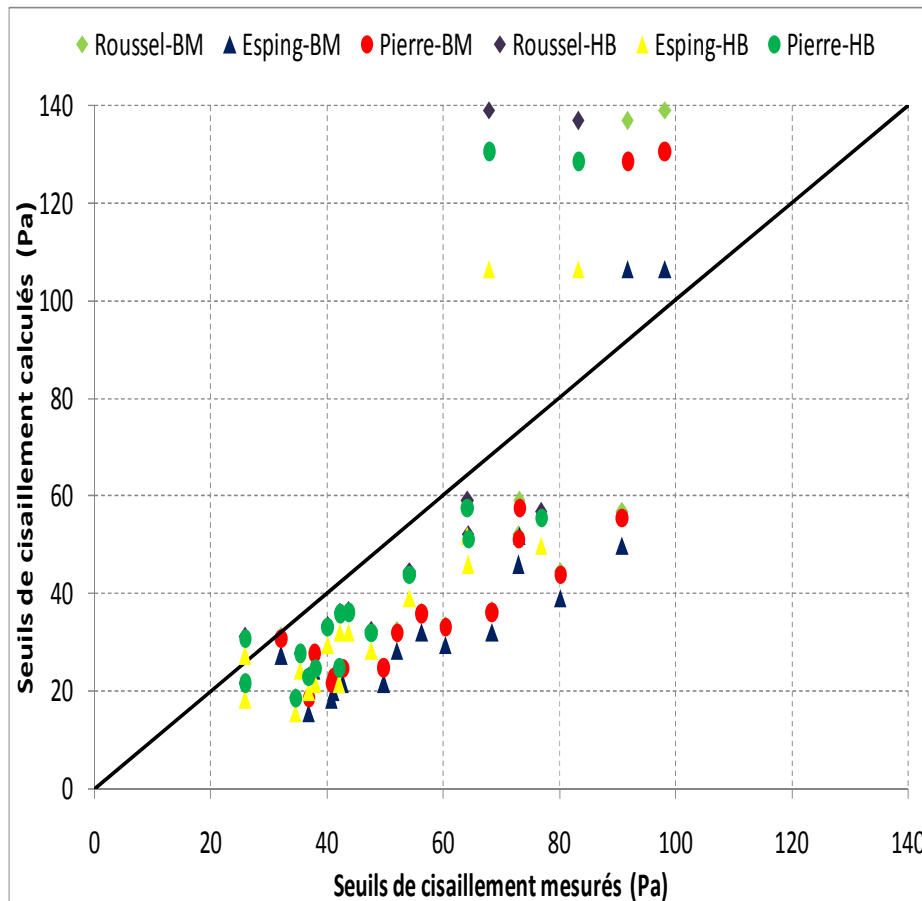


Figure 5.19 : Comparaison entre les seuils de cisaillements calculés par différentes relations et les seuils de cisaillement expérimentaux.

Par ailleurs, le modèle de Bingham modifié semble être le mieux adapté parce que le RRMSE ne semble pas fluctuer en fonction de la relation. En plus, il permet d'aboutir le plus souvent à la plus faible valeur du RRMSE.

Les corrélations entre les viscosités et les temps d'écoulement au V-Funnel (figure 5.20) pour les modèles de Bingham et celui de Bingham modifié, qui tiennent compte du caractère visqueux d'une formulation par le biais de la viscosité plastique μ_B et μ_{BM} , montrent globalement une corrélation acceptable avec le temps d'écoulement au V-Funnel. Mais vu la valeur des coefficients de corrélation, la relation entre la viscosité obtenue par le modèle de Bingham modifié et le paramètre qui désigne le V-Funnel est légèrement meilleure par rapport à celle du modèle de Bingham.

La corrélation est moins significative entre les temps d'écoulement au V-Funnel et les coefficients de consistance K_{HB} du modèle d'Herschel-Bulkley (figure 5.21). Néanmoins, il faut dire que si les paramètres μ_{BM} de μ_B désignent une viscosité plastique mesurée en Pa.s, le coefficient K_{HB} d'Herschel-Bulkley désigne plutôt une grandeur plus abstraite au sens physique du terme dans la mesure où cette grandeur n'a pas d'unité fixe ; elle est plutôt variable en fonction de l'exposant n_{HB} du modèle d'Herschel-Bulkley.

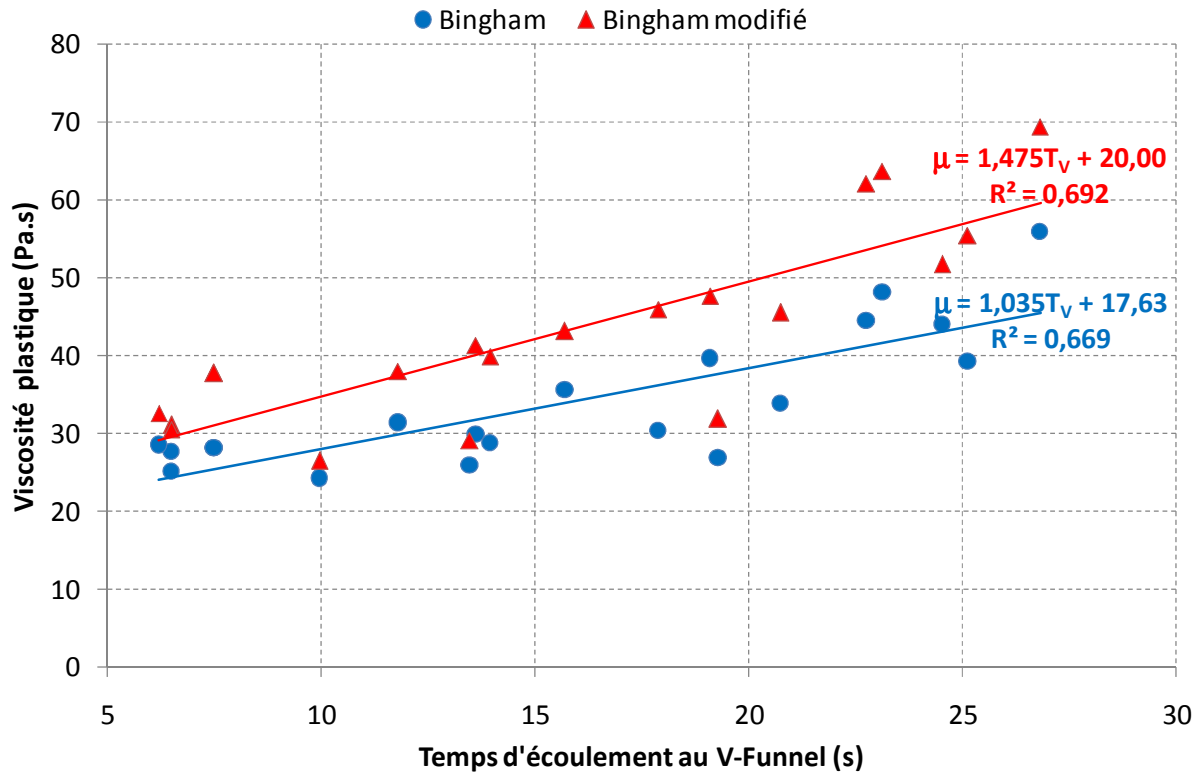


Figure 5.20 : Relation entre les temps d'écoulement au V-Funnel et les viscosités des modèles de Bingham et Bingham modifié.

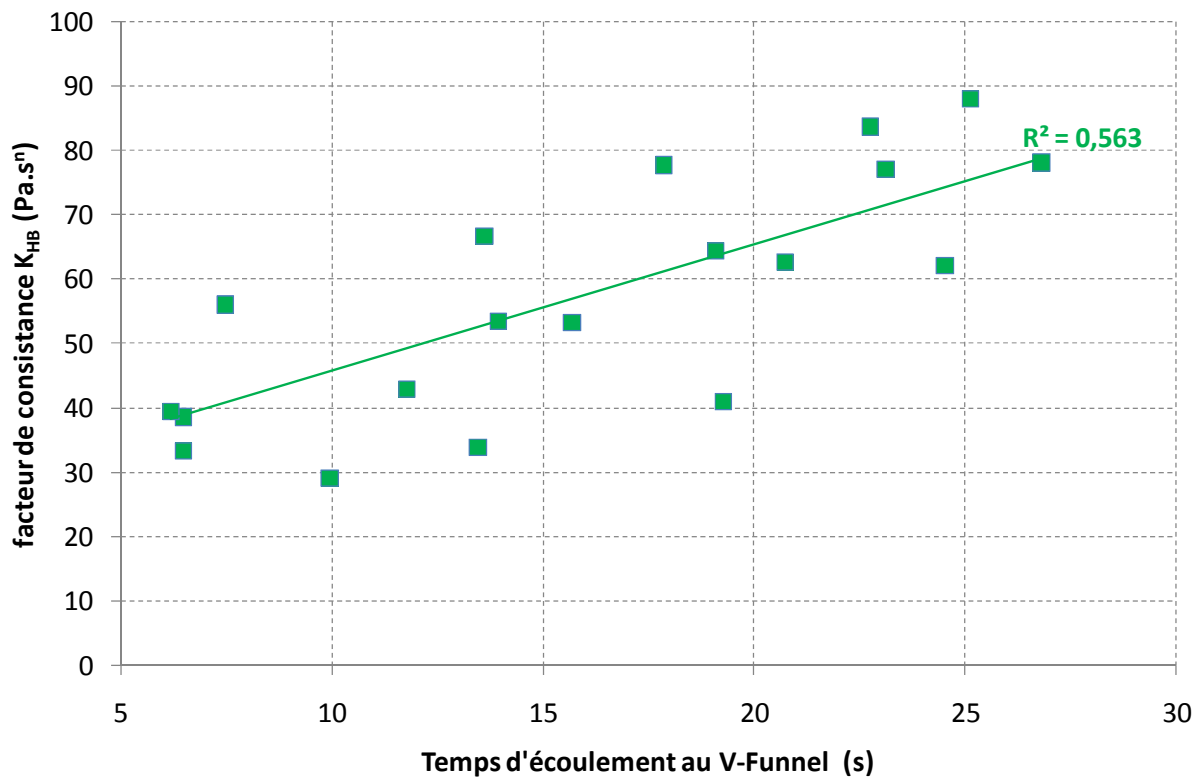


Figure 5.21 : Relation entre les temps d'écoulement au V-Funnel et les facteurs de consistance du modèle d'Herschel-Bulkley.

Il est clair que le facteur de consistance K_{HB} de Herschel-Bulkley est corrélé à la viscosité plastique μ_{BM} de Bingham modifié (figure 5.22). Ainsi, les deux coefficients K_{HB} et μ_{BM} restent intéressants pour décrire le caractère visqueux des formulations ; mais la viscosité plastique obtenue par le modèle de Bingham modifié reste plus précise.

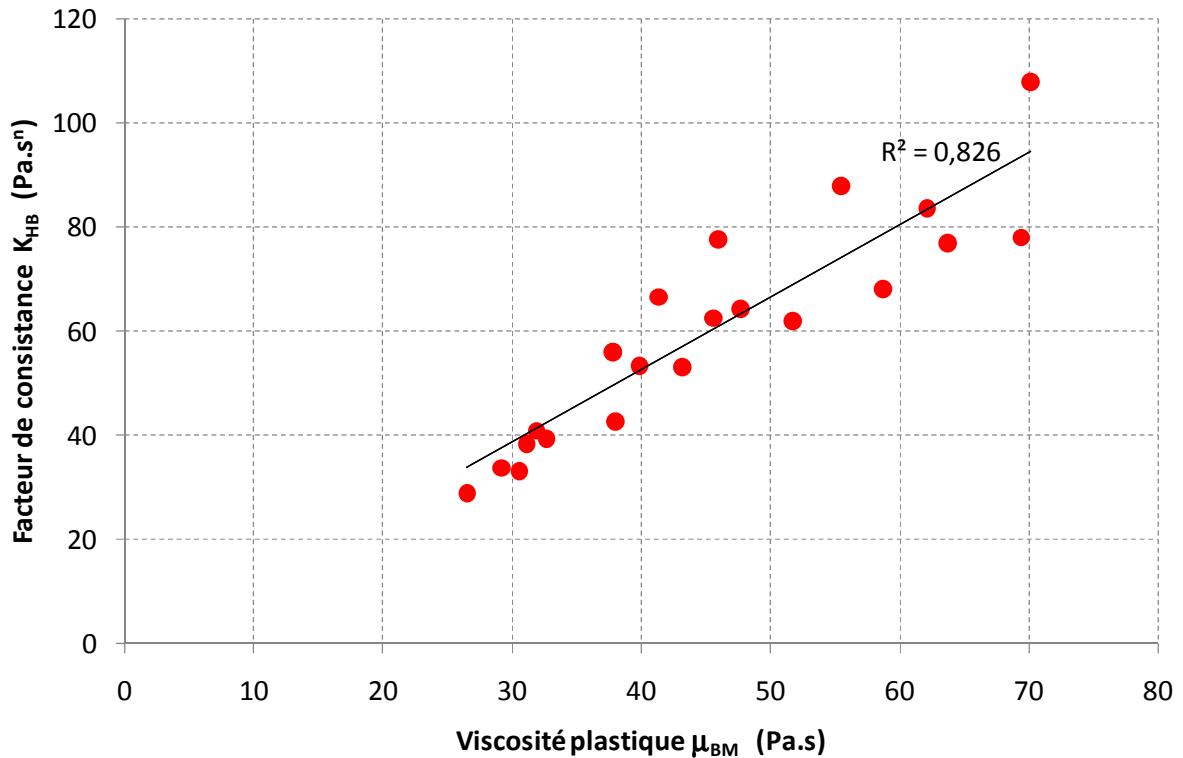


Figure 5.22 : Corrélation entre la viscosité plastique du modèle de Bingham modifié et le facteur de consistance du modèle d'Herschel-Bulkley.

Ces deux modèles ont mis en évidence le caractère rhéofluidifiant des bétons étudiés, confirmé par le signe négatif du coefficient c_{BM} du modèle de Bingham modifié et la valeur du facteur de puissance n_{HB} inférieure à 1. Certains auteurs ont montré que ces deux paramètres ne sont pas de natures similaires car si c_{BM} dépend du paramètre μ_{BM} dans le modèle de Bingham modifié, il n'en est pas de même entre le facteur n_{HB} et le coefficient de consistance K_{HB} qui sont complètement indépendants.

Selon plusieurs auteurs (Gálvez-Moreno et al. 2016) le caractère rhéoépaississant ou rhéofluidifiant est corrélé aussi avec la viscosité différentielle exprimée par c_{BM}/μ_{BM} dans le modèle de Bingham modifié. En effet, la relation de Bingham modifié pourrait aussi être réécrite de la manière suivante :

$$\tau = \tau_0 + \mu_{BM} \cdot \left(\dot{\gamma} + \frac{c_{BM}}{\mu_{BM}} \dot{\gamma}^2 \right) \quad (6.12)$$

Selon Aïssoun (2015), le rapport c_{BM}/μ_{BM} de cette nouvelle écriture du modèle dépend uniquement du comportement rhéofluidifiant et reste totalement indépendant du comportement visqueux de la formulation.

A ce titre, nous notons une corrélation significative entre la viscosité différentielle c_{BM}/μ_{BM} et le facteur n_{HB} (figure 5.23) à la place de la corrélation entre c_{BM} et n_{HB} jugée plus faible (figure 5.24). Cela montre que le caractère rhéofluidifiant (ou rhéoépaississant) est plutôt contrôlé par la viscosité différentielle exprimée par le rapport c_{BM}/μ_{BM} .

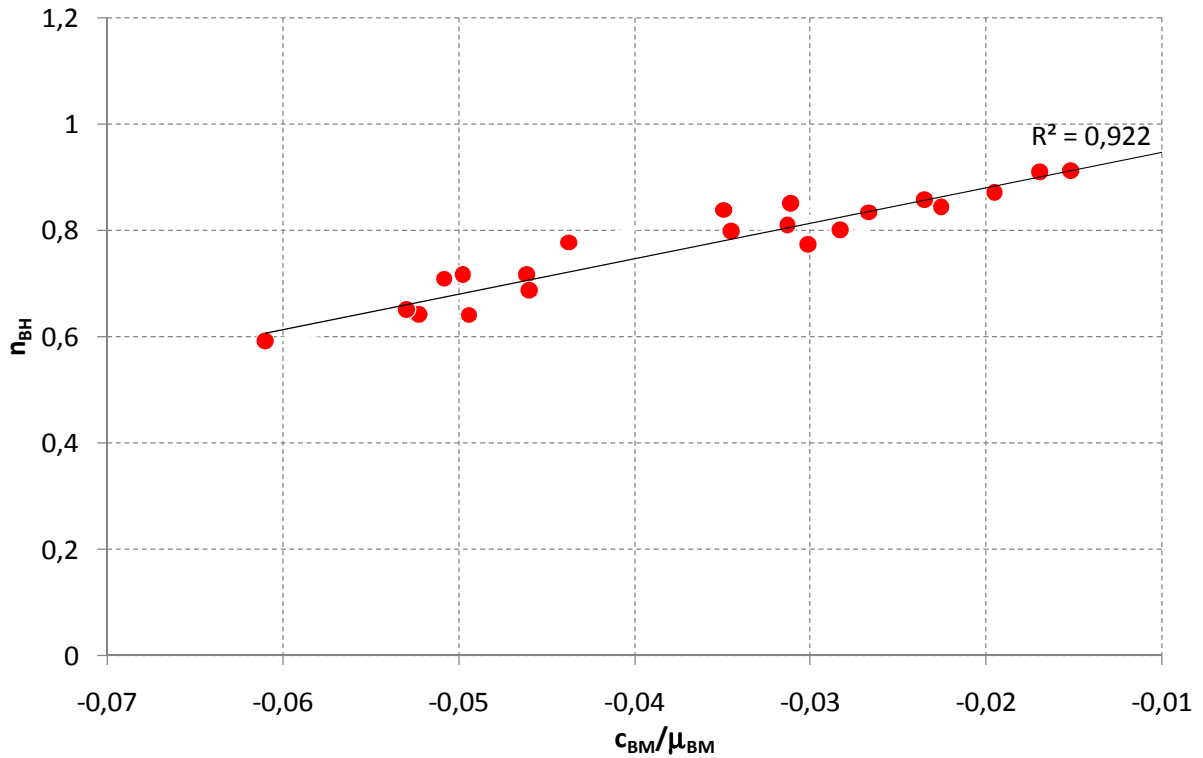


Figure 5.23 : Corrélation entre c_{BM}/μ_{BM} et n_{HB}

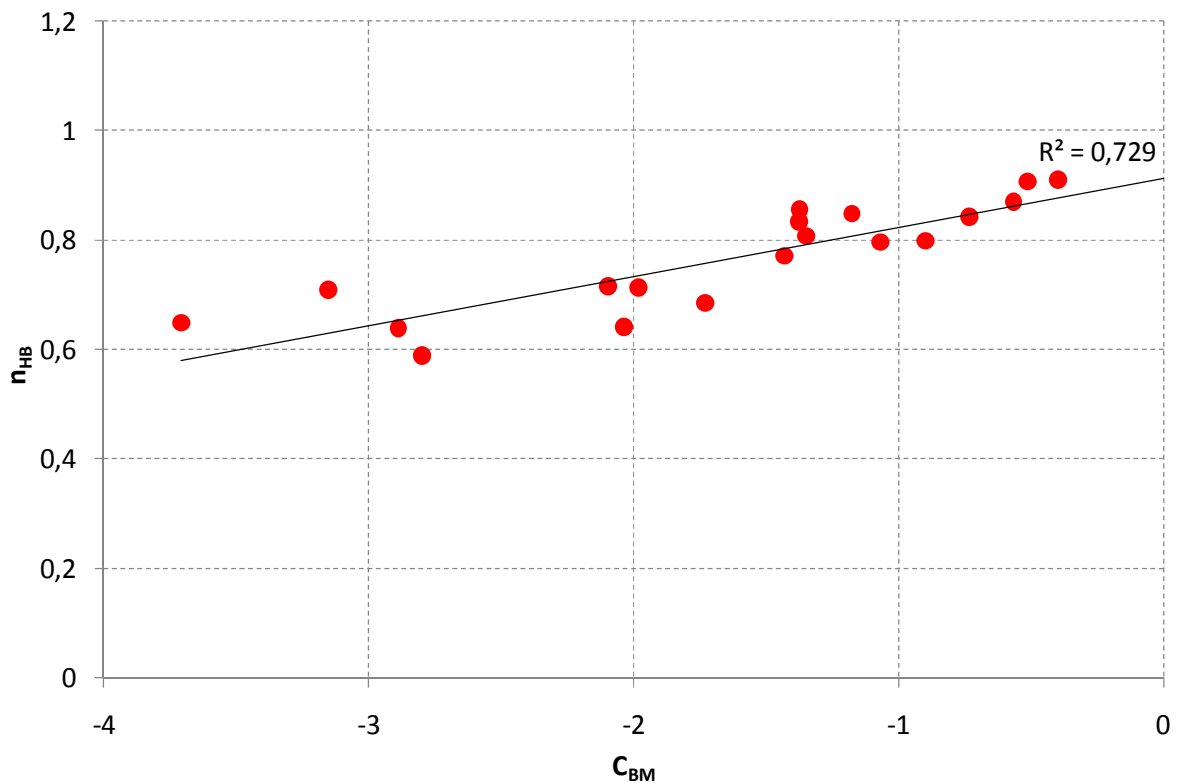


Figure 5.24 : Corrélation entre c_{BM} et n_{HB}

Comme précisé par Feys et al. (2013), l'explication de ce résultat devient claire en réécrivant autrement l'équation de la viscosité apparente pour le modèle de Bingham modifié:

$$\eta_{\text{BM}} = \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} + \mu + c \dot{\gamma} = \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} + \mu \left(1 + \frac{c}{\mu} \dot{\gamma}\right) \quad (6.13)$$

Ainsi pour un taux de cisaillement $\dot{\gamma}$ et un rapport $c_{\text{BM}}/\mu_{\text{BM}}$ suffisamment petit, on aura :

$$\eta_{\text{BM}} = \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} + \mu \left(1 + \frac{c}{\mu} \dot{\gamma}\right) \approx \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} + \mu = \eta_{\text{B}} \quad (6.14)$$

En d'autres termes, les courbes d'écoulement présentent dans ces conditions, une tendance linéaire pour correspondre au modèle de Bingham.

L'étude comparative des viscosités tangentielles des deux modèles non linéaires étudiés peut aussi permettre d'identifier la relation du caractère visqueux entre eux. Les viscosités tangentielles sont exprimés par la première dérivée ($d\tau/d\dot{\gamma}$) et désignent l'inclinaison de la courbe d'écoulement pour un taux de cisaillement donné. Elles sont obtenues pour le modèle de Bingham modifié et celui d'Herschel-Bulkley respectivement par les équations 6.15 et 6.16.

$$\mu_{\text{t,BM}} = 2 c \dot{\gamma} + \mu \quad (6.15)$$

$$\mu_{\text{t,HB}} = n_{\text{HB}} K_{\text{HB}} \dot{\gamma} \quad (6.16)$$

Notre étude s'est portée sur une série de vitesses de cisaillement. Globalement, les viscosités tangentielles obtenues avec les deux modèles sont presque identiques pour les vitesses de cisaillement comprises entre 1 et 6 s^{-1} . En dehors de cet intervalle, les viscosités tangentielles du modèle d'Herschel-Bulkley sont supérieures à celles du modèle de Bingham modifié (figure 5.25). Ce résultat pourrait expliquer les résultats des viscosités obtenues par le modèle d'Herschel-Bulkley qui sont plus élevées que celles obtenues par le modèle de Bingham modifié.

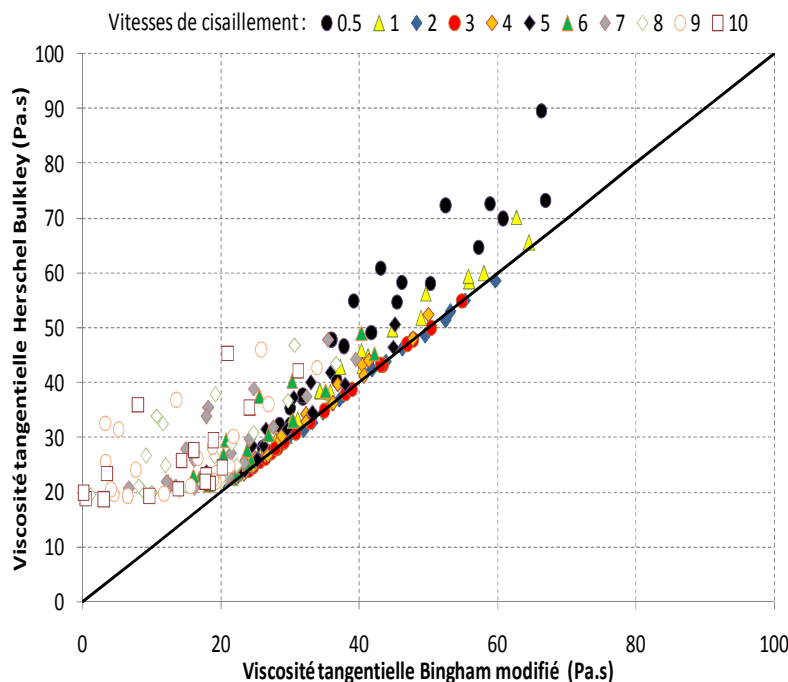


Figure 5.25 : Relation entre les viscosités tangentielles du modèle de Bingham modifié avec celui d'Herschel-Bulkley pour différentes vitesses de cisaillement.

VII. Bétons étudiés & domaine de validité :

La méthode de formulation proposée peut facilement aboutir à la confection de bétons caractérisés par des paramètres rhéologiques qui se situent dans le domaine de validité des BAP recommandé par Wallewick et al. (2011). Pour une fluidité améliorée, il est préférable de se limiter à un PF égal à 1,14 et un rapport G/S variant entre 1 et 1,1.

Nous pouvons aussi noter qu'une substitution allant jusqu'à 20% du ciment a permis d'aboutir à des bétons autoplaçants dont les paramètres rhéologiques combinés au seuil de cisaillement et à la viscosité plastique se trouvent dans le domaine recommandé. A 30% de substitution, les BAP seront caractérisés par un seuil de cisaillement élevé. Au-delà de ce taux, les bétons obtenus pourront ne pas trouver leur place dans la famille des BAP.

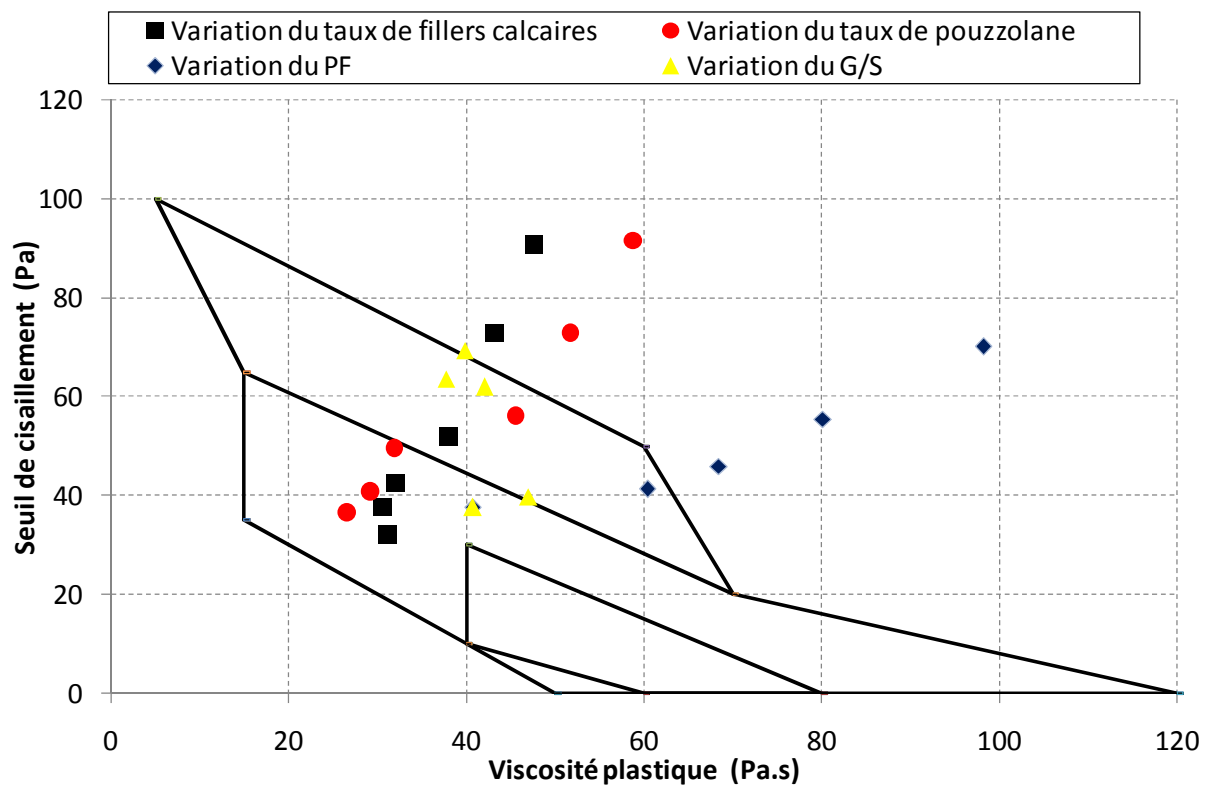


Figure 5.26 : Répartition des paramètres rhéologiques des bétons étudiés, dans le domaine de validité des BAP.

VIII. Conclusion :

Sur la base des résultats expérimentaux présentés dans ce chapitre, nous pouvons tirer les enseignements suivants :

- * Les résultats obtenus ont montré qu'il est possible de produire des bétons auto-plaçants écologiques en utilisant un CEM II/A avec des taux de substitution du ciment par des additions calcaires ou pouzzolaniques allant jusqu'à 30%,
- * La pouzzolane confère aux mélanges des paramètres rhéologiques toujours plus élevés,

- * L'utilisation des fillers calcaires reste plus recommandée pour assurer les meilleures performances rhéologiques. Par contre, la pouzzolane est recommandée en tant qu'agent viscosant qui participe à la stabilité du mélange,
- * Le modèle rhéologique choisi a une grande influence sur la valeur estimée des paramètres rhéologiques,
- * Les BAP étudiés présentent un comportement non linéaire qui s'apparente à un comportement rhéofluidifiant. Le modèle linéaire de Bingham est donc moins adapté aux bétons autoplaçants étudiés. En revanche, les seuils de cisaillements et les viscosités obtenues par le modèle de Bingham modifié ont présentés les meilleures corrélations avec les étalements mesurés au cône d'Abrams et les temps d'écoulement au V-Funnel. Nous recommandons l'utilisation de ce modèle pour prédire les caractéristiques rhéologiques des éco-BAP à partir de mesures simples : d'étalement ou d'écoulement.
- * Pour les faibles vitesses de cisaillement comprises entre 1 et 6 s⁻¹, les modèles de Bingham modifié et Herschel-Bulkley sont équivalents ; au-delà de cet intervalle les deux modèles divergent.

CHAPITRE 6

Etude Rhéologique Par Résolution Numérique

I. Introduction.....	178
II. Viscosité des fluides non newtoniens	178
III. Simulation numérique de l'agitateur	181
IV. Conclusion	191

I. Introduction :

Afin de prédire le comportement des bétons étudiés, nous avons réalisé une étude numérique à l'aide du logiciel de type CFD (Computational Fluid Dynamics) appelé Gambit Fluent (Ver 6.3), basé sur la méthode des volumes finis. Cette étude consiste à simuler l'écoulement des BAP caractérisés par le modèle Herschel-Bulkley, implémenté dans le logiciel Fluent, dans un domaine identique à celui utilisé expérimentalement.

La géométrie étudiée est réalisée avec le pré-processeur Gambit qui permet de créer le maillage et de définir les conditions aux limites. Le fichier conçu sera exporté vers le solveur Fluent (post-processeur) pour analyse et le développement des résultats.

Les conditions aux limites ont été prises en considérant la rotation d'un fluide non Newtonien dans un écoulement en régime laminaire. Quant aux calculs, ils sont effectués en mode non stationnaire.

II. Viscosité des fluides non newtoniens :

Pour certains fluides non-newtoniens, l'écriture tensorielle de la contrainte de cisaillement peut être exprimée en fonction d'une viscosité non-newtonienne :

$$\bar{\tau} = \eta(\bar{D}) \cdot \bar{D} \quad (6.1)$$

Où : $\bar{\tau}$ et \bar{D} les tenseurs respectifs de la contrainte et du taux de déformation.

Dans le modèle non-newtonien sous Fluent, « τ » est considérée uniquement comme étant une fonction du taux de cisaillement « $\dot{\gamma}$ ».

Où $\dot{\gamma}$ est lié au deuxième invariant \bar{D} par la relation suivante:

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\frac{1}{2} \bar{D} : \bar{D}} \quad (6.2)$$

Et on aura :

$$\tau = \eta(\dot{\gamma}) \dot{\gamma} \quad (6.3)$$

FLUENT fournit quatre options pour modéliser des écoulements non newtoniens :

- Loi de puissance :

$$\eta_{\min} < \eta = k \dot{\gamma}^{n-1} e^{T_0/T} < \eta_{\max} \quad (6.4)$$

Où k : l'indice de consistance, n : la mesure de la déviation du fluide (indice de puissance) et T_0 : la température de référence.

- Modèle de Carreau :

$$\eta = \eta_{\infty} + (\eta_0 - \eta_{\infty}) \left[1 + (H(T) \dot{\gamma} \lambda)^2 \right]^{(n-1)/2} \quad (6.5)$$

Avec :

$$H(T) = \exp \left[\alpha \left(\frac{1}{T-T_0} - \frac{1}{T_{\alpha}-T_0} \right) \right] \quad (6.6)$$

Où : n , λ , T_{α} , η_0 et η_{∞} dépendent du fluide.

λ : constante du temps, n : indice de puissance, T_0 est pris nul par défaut, T_α : température de référence à $H(T) = 1$ et α : l'énergie d'activation, η_0 et η_∞ : sont respectivement la viscosité à cisaillement nul et infini.

- Modèle de Cross :

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + (\lambda\dot{\gamma})^{1-n}} \quad (6.7)$$

Où : η_0 ; la viscosité à un taux de cisaillement nul, n : l'indice de puissance, λ : l'inverse du taux de cisaillement où le comportement du fluide se transforme de Newtonien à une loi de puissance.

- Modèle d'Herschel-Bulkley qui intègre le modèle de Bingham lorsque $n = 1$.

$$\tau = \tau_0 + k\dot{\gamma}^n \quad (6.8)$$

La difficulté des simulations numériques avec le modèle d'Herschel-Bulkley réside dans la discontinuité de sa loi descriptive. Le seuil de cisaillement τ_0 est le paramètre qui caractérise la continuité de la courbe « contrainte de cisaillement – taux de cisaillement ».

Si $\tau < \tau_0$ alors aucun cisaillement ne se produit et le matériau reste rigide car la viscosité apparente tend vers l'infini, par contre au-delà du seuil de cisaillement, le matériau est cisailé et commence à s'écouler avec un comportement rhéofluidifiant ou rhéoépaississant. Cependant, le solveur de Fluent ne traite que des relations continues et cette discontinuité nécessite de faire une approche mathématique pour modifier la loi d'Herschel-Bulkley afin de rendre la relation continue et de pouvoir l'intégrer dans le solveur Fluent.

Le modèle modifié d'Herschel-Bulkley intégré dans Fluent introduit un paramètre rhéologique supplémentaire appelé le taux de cisaillement critique $\dot{\gamma}_c$ (Figure 6.1). Cette valeur de la contrainte de cisaillement, sans aucun sens physique, doit être précisée par l'utilisateur.

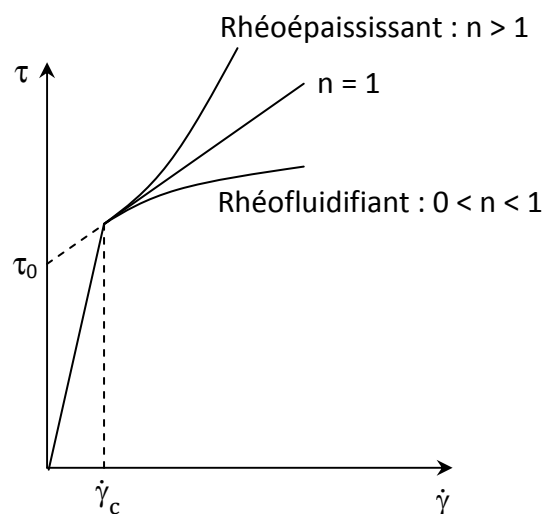


Figure 6.1 : Variation de la contrainte de cisaillement en fonction du seuil de cisaillement selon le modèle d'Herschel-Bulkley.

LE (2014) a montré que plus la valeur $\dot{\gamma}_c$ est petite, meilleure sera l'approximation du modèle Herschel-Bulkley initial (figure 6.2). Par conséquent, dans l'intervalle $[0, \dot{\gamma}_c]$, le fluide a un comportement rhéofluidifiant de second ordre avec une consistance k très élevée.

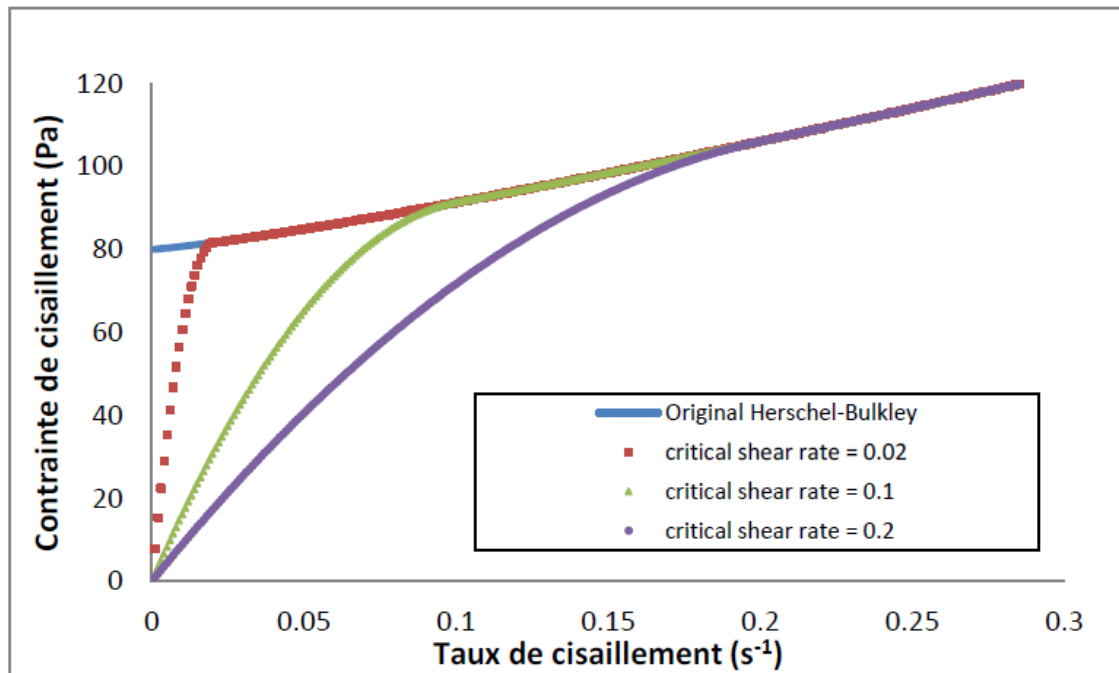


Figure 6.2: Influence du choix de $\dot{\gamma}_c$ pour un matériau Herschel-Bulkley (LE, 2014)

Pour la valeur du taux de cisaillement critique, nous avons considéré la valeur préconisée par LE (2014) qui a conclu qu'elle est suffisamment petite pour obtenir des résultats fiables. Cette valeur est prise égale à $0,001 \text{ s}^{-1}$ pour l'ensemble des simulations numériques avec Fluent.

- Si $\dot{\gamma} < \dot{\gamma}_c$, on aura :

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} \left(2 - \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c} \right) + k \left((2 - n) + (n - 1) \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c} \right) \quad (6.9)$$

Donc

$$\tau = \tau_0 \left(2 - \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c} \right) + k \left((2 - n) + (n - 1) \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c} \right) \tau_0 \quad (6.10)$$

- Si $\dot{\gamma} > \dot{\gamma}_c$, on aura :

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} + k \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c} \right)^{n-1} \quad (6.11)$$

Donc :

$$\tau = \tau_0 + \frac{k}{\dot{\gamma}_c^{n-1}} \dot{\gamma}^n \quad (6.12)$$

Ainsi, l'indice de consistance (k) du modèle initial d'Herschel-Bulkley sera équivalent au rapport $(k_{\text{modifié}}/\dot{\gamma}_c^{n-1})$ du modèle modifié d'Herschel-Bulkley intégré dans le solveur Fluent.

Les simulations doivent être réalisées sur tout le profil de vitesse utilisé dans la partie expérimentale. Ainsi, sept simulations correspondantes aux vitesses de rotation utilisées lors des essais expérimentales, sont réalisées pour chaque béton. Les vitesses de rotation considérées sont: 0.41, 0.83, 1.67, 2.51, 3.35, 4.18 et 5.02 rad/s.

Afin d'obtenir les meilleures cohérences entre les résultats expérimentaux et les résultats de la simulation, plusieurs paramètres ont été pris en considération :

- la taille optimale des cellules du maillage,
- le nombre d'itération,
- la valeur optimale du taux de cisaillement critique $\dot{\gamma}_c$,
- la méthode de discrétisation spatiale.

III. Simulation numérique de l'agitateur :

III.1. Géométrie de l'appareillage :

Le cylindre intérieur a la forme d'une pale dont la géométrie s'apparente à un double U inversé (figure 6.3). Le diamètre et la hauteur du cylindre intérieur mesurent respectivement 10,5 cm et 12,5 cm. Le cylindre extérieur est un récipient de 30 cm de diamètre et 25 cm de hauteur. La rugosité de la surface intérieure du récipient est renforcée par 16 baguettes pour éviter le phénomène de glissement.

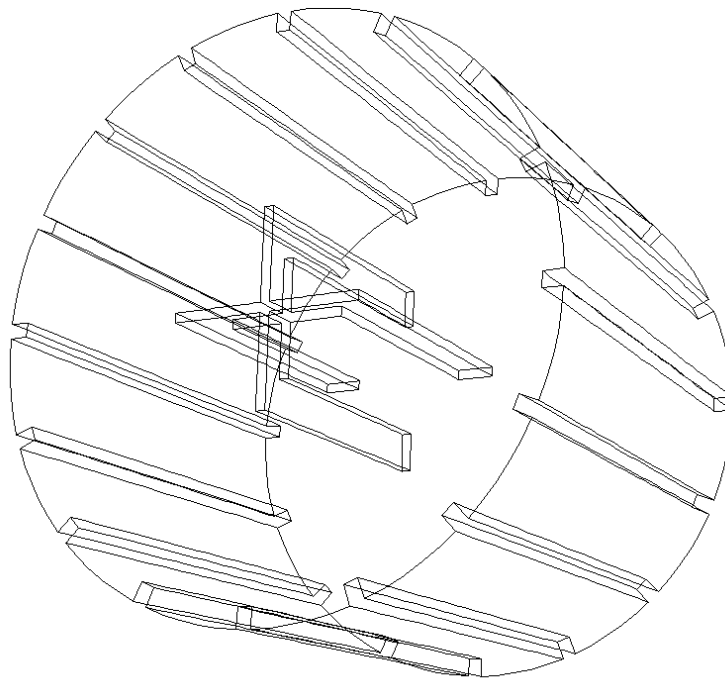


Figure 6.3 : Géométrie étudiée.

III.2. Maillage :

Le maillage en 3D est réalisé avec des éléments tétraédriques afin de garantir une bonne précision des résultats. Toutes les cellules sont des cellules de haute qualité c'est-à-dire qu'il n'y a pas de gauchissement ou distorsion. Le maillage comprend 372.826 cellules tétraédriques avec 78.466 nœuds (figure 6.4).

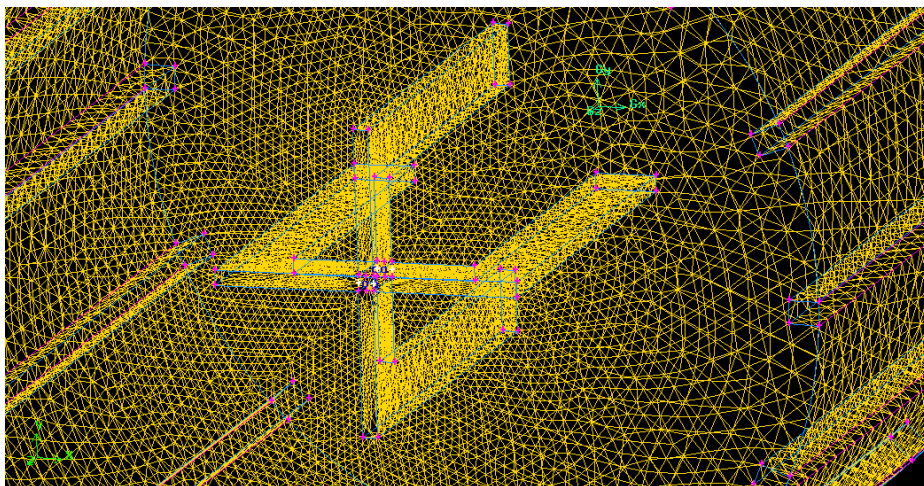
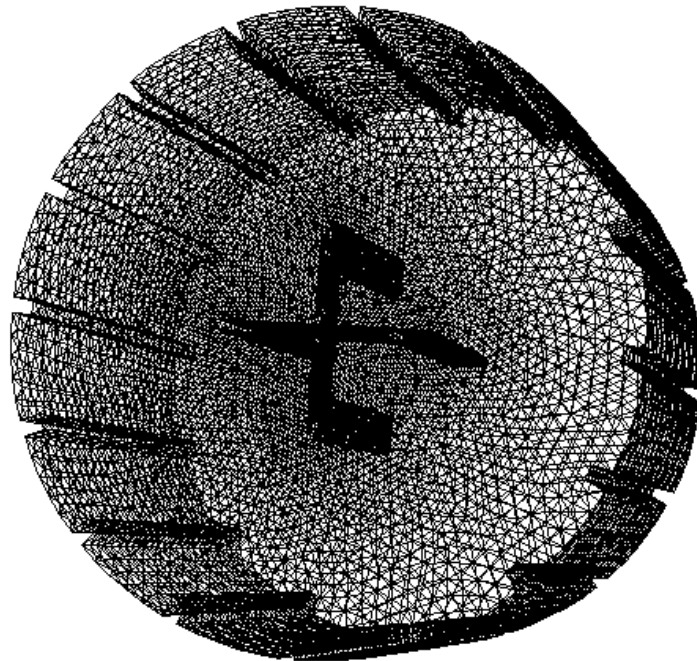


Figure 6.4 : Le maillage du domaine simulé.

III.3. Résultats de la simulation numérique :

Le BAP de référence (B1) a été choisi pour effectuer des simulations et évaluer le pourcentage d'erreur entre les résultats expérimentaux et numériques.

Ce béton (B1) est caractérisé par le modèle d'Herschel-Bulkley avec : $\tau_0=25,85$ Pa, $k=55,93\text{Pa}\cdot\text{s}^n$ et $n = 0,686$. Donc l'indice de consistance k à introduire dans Fluent doit être $k_{\text{modifié}} = 55,93 \cdot \dot{\gamma}_c^{0,686-1}$.

Sept simulations ont été effectuées, dont chacune correspond à une vitesse de rotation différente. Pour chaque vitesse de rotation, la valeur du couple (Nm) est déterminée. La comparaison de la relation du « couple-vitesse de rotation » issue des simulations à celle issue des expérimentations est présentée par la figure 6.5. Il est toute fois supposé, en rhéologie des bétons, que la déformation du matériau s'effectue par glissement relatif des couches les unes sur les autres sans transfert de matière. Ceci se traduit par un mouvement ordonné des particules, qui se produit sans brassage du matériau et sans variation du volume ; par conséquent l'écoulement se fait en régime laminaire. Donc, pour les simulations numériques, on considère que l'écoulement se fait en régime laminaire et les calculs sont effectués en mode transitoire (dépendant du temps).

Pour l'écoulement Couette, la résolution est assurée par l'algorithme SIMPLE.

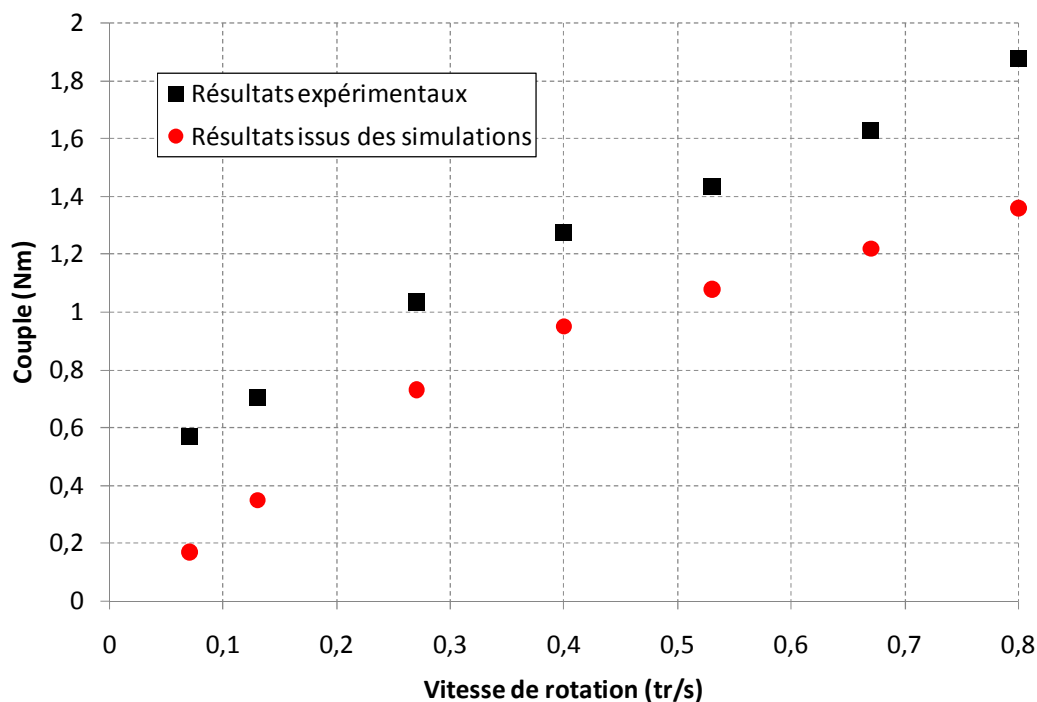


Figure 6.5 : Comparaison de la relation du « couple-vitesse de rotation » issue des simulations à celle issue de l'expérimentation.

L'erreur relative (ε) de la valeur simulée par rapport à la valeur expérimentale est calculée par l'expression suivante:

$$\varepsilon(\%) = \frac{|\text{Valeur simulée} - \text{Valeur expérimentale}|}{\text{Valeur expérimentale}}$$

Tableau 6.1 : Erreur relative de la valeur simulée par rapport à la valeur expérimentale.

Vitesse(rad/s)	0,41	0,83	1,67	2,57	3,35	4,18	5,02
N (exp)(N.m)	0,568	0,705	1,035	1,275	1,436	1,628	1,878
N (sim)(N.m)	0,17	0,35	0,73	0,95	1,08	1,22	1,36
$\varepsilon(\%)$	70,07	50,35	29,46	25,49	24,79	25,06	27,58

L'écart entre les valeurs expérimentales et les valeurs issues de la simulation se creuse en diminuant la vitesse de rotation. En effet, lors des essais expérimentaux, les paliers à petites vitesses (<1,67 rad/s) ont présenté les plus fortes fluctuations. Cette observation est due au fait qu'à faible vitesse de rotation, la précision des mesures de moments est plutôt faible à cause de la sensibilité du capteur de couple du rhéomètre induisant ainsi une dispersion plus forte. Cette dispersion est à l'origine de cet écart qui s'accroît pour les faibles vitesses de rotation.

Toutefois, des erreurs de l'ordre de 20 à 30%, sont assez courantes entre les essais expérimentaux et les simulations (LE, 2014), ce qui justifie que nos simulations sont assez proches de la réalité.

En considérant la plus grande vitesse de rotation (5,02 rad/s) appliquée sur le béton de référence, des simulations pour étudier la distribution des pressions, des contraintes et des taux de cisaillement ont été réalisées. L'étude numérique a bien montré que la pression dans le mélange est proportionnelle à la vitesse de rotation appliquée (figure 6.6). Elle a tendance à augmenter en s'éloignant du cylindre intérieur (la pâte) et semble aussi plus conséquente au niveau des tiges verticales de la pâte.

Nous avons aussi constaté que des zones de dépressions apparaissent derrière les pâles dont les valeurs sont étroitement liées à la vitesse de rotation appliquée. En effet, pour des vitesses supérieures ou égales à 40tr/min, nous remarquons que les pressions sont presque identiques sur l'ensemble de l'entrefer. Elles sont encore plus importantes à l'aval des baguettes fixées sur le cylindre externe, qui contribuent justement à un blocage dans l'écoulement. Pour des vitesses moins importantes, les simulations ont bien montré que la distribution des pressions est uniformément répartie en fonction du rayon d'écoulement.

Les résultats de simulation relatifs aux contraintes de cisaillement confirment l'influence de la vitesse de rotation et ne peuvent que valider les résultats de la pression (figure 6.7). Ce constat implique que le champ d'écoulement se réduit en diminuant la vitesse de rotation.

La figure 6.7 montre aussi que les plus grandes contraintes de cisaillement sont exercées à partir des extrémités de la pôle. Ces contraintes diminuent ensuite jusqu'à s'estomper au niveau des baguettes ; ce résultat implique que le diamètre de l'entrefer est suffisant pour un cisaillement complet de l'échantillon. En revanche, les contraintes de cisaillement entre les lames de la tige sont assez faibles, car le fluide est pratiquement piégé dans cette zone.

De plus, le fait d'avoir une pôle à 4 tiges a fait en sorte que la distribution des contraintes de cisaillement se présente sous une forme carrée au niveau du cylindre interne.

Par ailleurs, les plus grands taux de cisaillement apparaissent encore une fois à l'extrémité des pôles, ce qui confirme la relation proportionnelle entre la contrainte de cisaillement et le taux de cisaillement (figure 6.8).

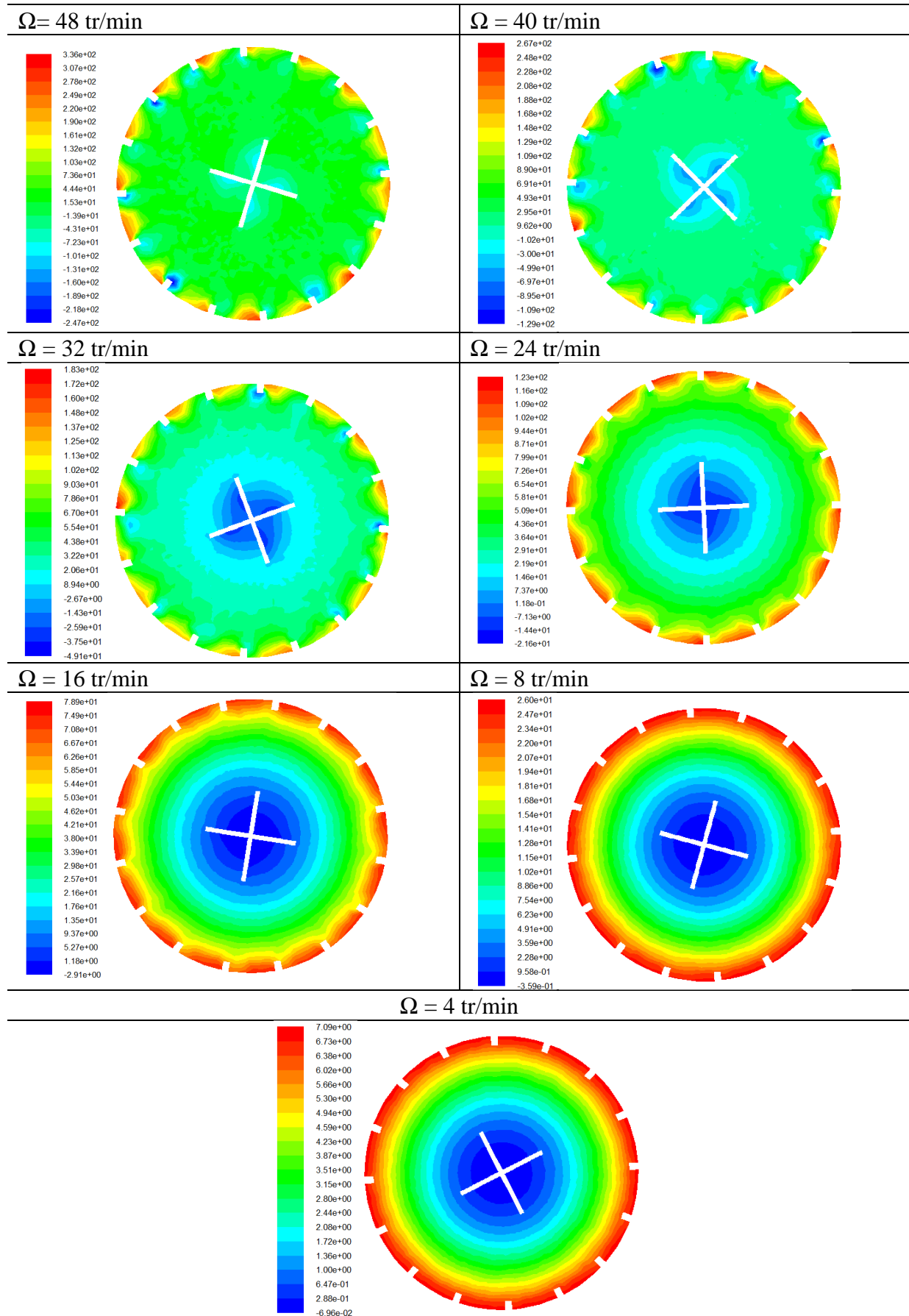


Figure 6.6 : Distribution de la pression dans l'entrefer (Pa) en fonction de Ω

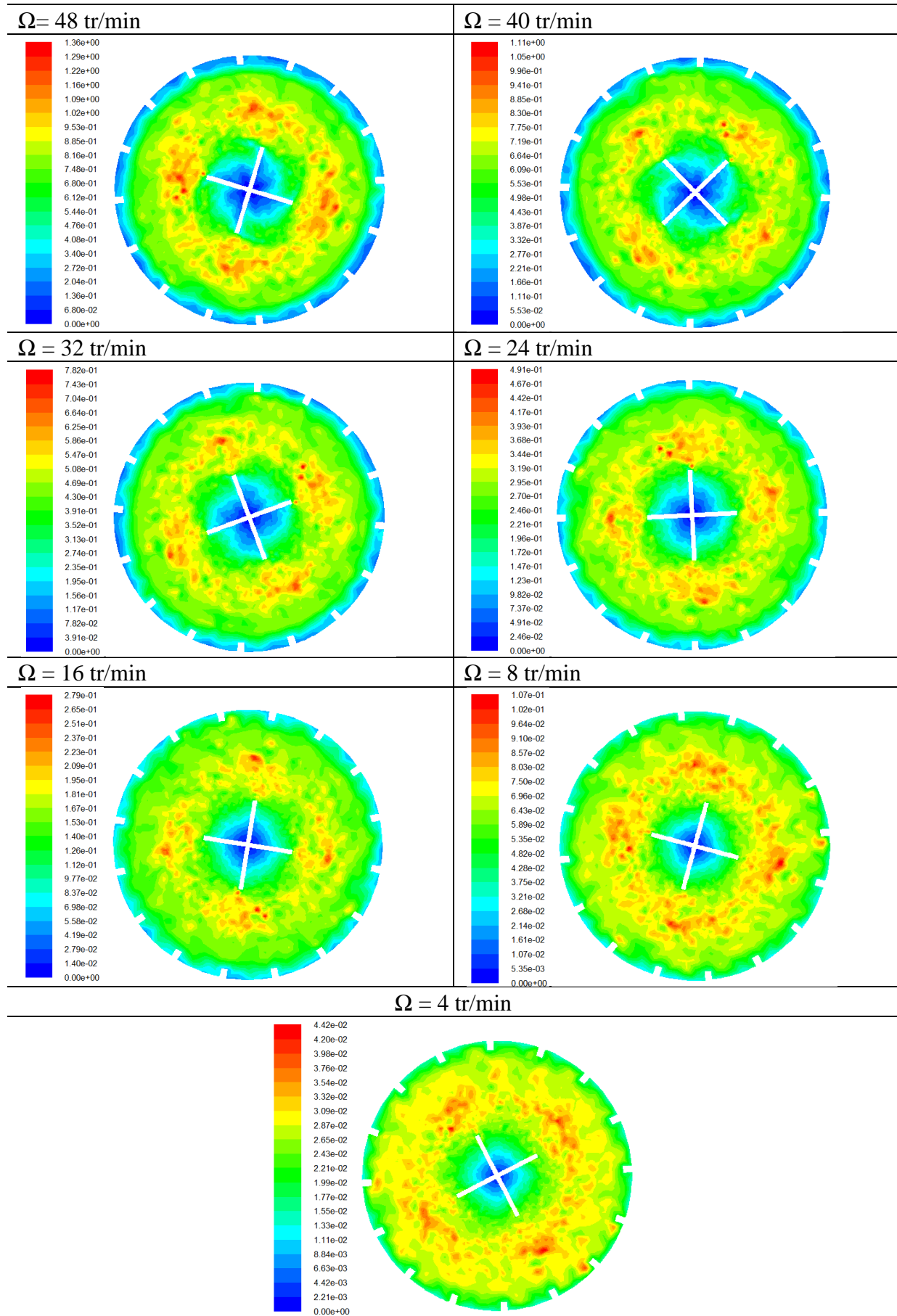


Figure 6.7 : Distribution de la contrainte de cisaillement dans l'entrefer (Pa) en fonction de Ω

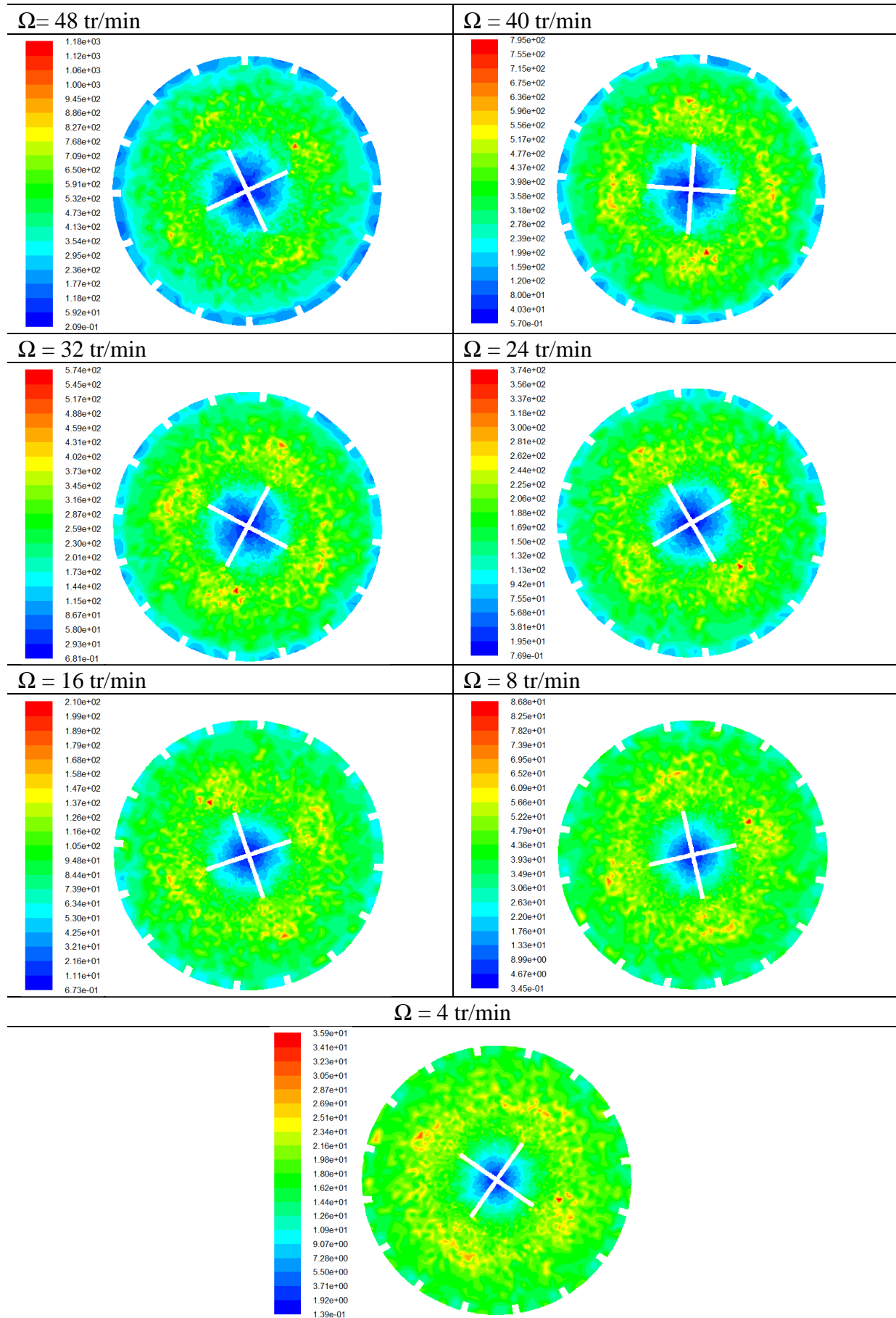


Figure 6.8 : Distribution du taux de cisailment dans l'entrefer (s^{-1}) en fonction de Ω .

III.4. Effet des baguettes installées sur le cylindre extérieur :

Afin de mettre en évidence, l'influence des baguettes sur l'écoulement, il était nécessaire de réaliser une deuxième géométrie, identique à la précédente ; mais dont le cylindre extérieur en est démunni.

Le rôle principal des baguettes est d'éviter des écoulements en bloc. Toutefois, les résultats de simulation ont montré qu'elles semblent apporter un autre effet positif, celui de maintenir le cisaillement au milieu de l'entrefer.

L'analyse des coefficients de friction montre que les frottements à la limite des baguettes sont plus élevés par rapport aux frottements au niveau de la paroi interne du cylindre sans baguettes (figure 6.9). Cela se traduit par un risque de glissement plus élevé pour des cylindres non équipés de baguettes.

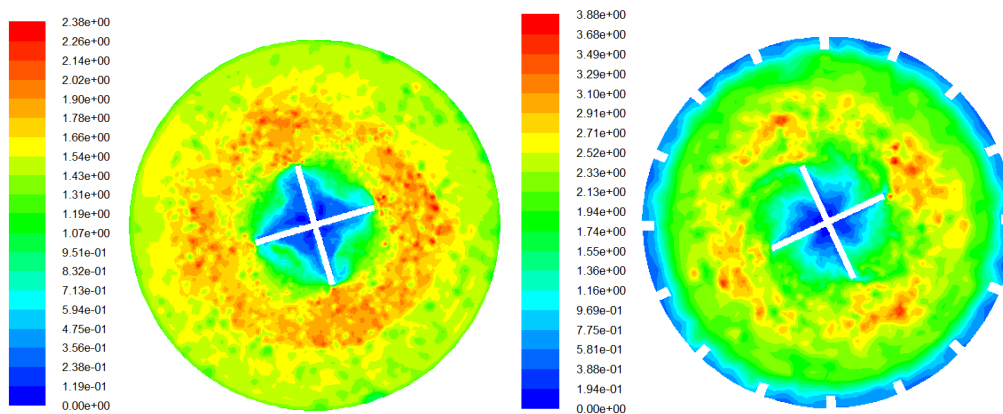


Figure 6.9 : Coefficient de frottement en fonction de la géométrie de la paroi interne du cylindre extérieur.

III.5. Taux de cisaillement de l'agitateur utilisé :

L'étude de la rhéologie du béton est souvent limitée par la capacité de cisaillement du rhéomètre au niveau des pâles. Il est donc très important de déterminer l'intervalle du taux de cisaillement pour lequel l'agitateur que nous avons utilisé, peut servir pour tester le matériau béton. La figure 6.10 donne une idée de la distribution du taux de cisaillement sur l'agitateur pour la vitesse de rotation maximale de 5,02 rad/s.

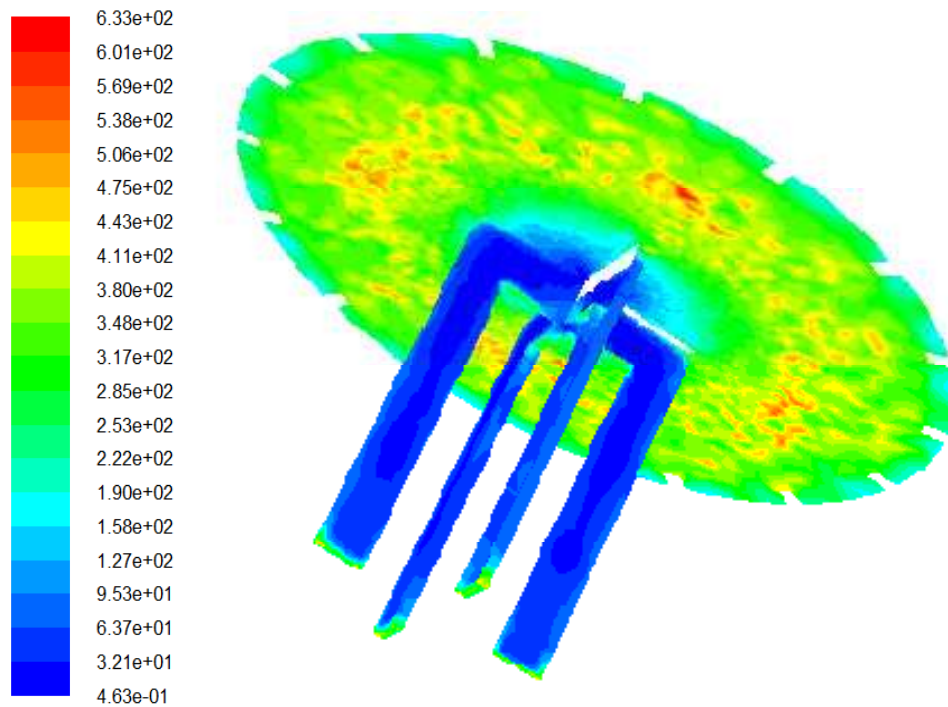


Figure 6.10 : Taux de cisaillement au niveau des pales et de l'entrefer.

La figure 6.10 montre que le taux de cisaillement est axisymétrique et varie généralement entre $0,46$ et $63,7 \text{ s}^{-1}$. Ce taux de cisaillement est assez satisfaisant, par rapport à l'opération de pompage car il avoisine les résultats expérimentaux de Feys (2009) qui a montré que le taux du cisaillement des bétons dans une conduite de pompage, varie entre 10 et 50 s^{-1} .

Cette fourchette est aussi intéressante pour l'opération malaxage où le taux de cisaillement varie généralement entre 10 et 60 s^{-1} . De plus, l'agitateur utilisé peut fournir également des taux de cisaillement compatibles avec une situation de coulage classique du béton dans son coffrage ou bien de son comportement dans un camion toupie où le cisaillement avoisine 10 s^{-1} (Hafid, 2012).

Les résultats de la simulation numérique obtenus se rapprochent aussi de ceux de LE (2014) qui a réalisé un travail de simulation sur un rhéomètre Tattersall MK-II et qui a trouvé le taux de cisaillement au niveau des pâles, variant dans l'intervalle $29,1$ à $35,8 \text{ s}^{-1}$.

Par ailleurs, nous avons noté, à partir de cette simulation, que le taux de cisaillement devient maximal au niveau des surfaces de la base des pales, avec des valeurs du taux qui peuvent atteindre dix fois les valeurs obtenues au niveau de la pôle.

IV. Conclusion :

L'écoulement des BAP, dans le rhéomètre utilisé a été simulé en utilisant les processeurs Fluent– Gambit. La simulation a été bénéfique pour comprendre la répartition des pressions et des contraintes de cisaillement dans l'entrefer.

Les résultats de cette simulation numérique ont montré que les plus grandes contraintes de cisaillement sont exercées à partir des extrémités de la pâle. En revanche, les contraintes de cisaillement entre les lames de la tige restent assez faibles.

D'un autre côté, l'étude numérique a montré l'effet bénéfique des baguettes pour réduire le risque de glissement au niveau de la paroi interne du cylindre extérieur.

Enfin, les simulations numériques ont montré que l'agitateur utilisé peut fournir des résultats rhéologiques convenables pour des études sur le malaxage, le transport, la mise en place et le pompage des BAP.

Conclusion Générale

Les travaux réalisés et présentés dans cette thèse portent sur la formulation et l'étude rhéologique des bétons autoplaçants à base de matériaux locaux. L'étude visait également à faire ressortir le modèle rhéologique qui s'adapte le plus à nos formulations et de distinguer les principales corrélations entre les résultats. Une partie numérique complète notre recherche, dont l'objectif est d'étudier, à travers des simulations, les écoulements en fonction des vitesses imposées.

La recherche bibliographique a clairement montré que la majorité des études sur le comportement des BAP à l'état frais repose soit sur des essais empiriques spécifiés par les différentes recommandations et normes soit sur des études rhéologiques réalisés sur des pâtes ou des mortiers autoplaçants ; alors que peu d'investigations sont réalisées sur des BAP en utilisant des rhéomètres. Cette remarque est encore plus généralisée dans notre pays, ce qui ouvre la voie à des recherches approfondies dans le domaine de la rhéologie des BAP à base de matériaux locaux.

Le recensement des méthodes existantes pour la formulation des BAP a permis de mettre en évidence que ce sont certainement les démarches basées sur les modèles d'empilement qui sont les plus efficaces, car elles permettent une évaluation précise des caractéristiques et du volume de pâte à mettre en œuvre en présence d'un spectre granulaire donné dont la compacité est connue. Cette compacité peut être facilement approchée à l'aide du modèle d'empilement compressible intégré dans le logiciel RENE LCPC et qui prend en compte, non seulement les interactions entre les grains du squelette ; mais aussi l'effet de paroi exercé par le contenant. Notre réflexion autour d'une nouvelle démarche de formulation se base sur ce concept tout en considérant des critères environnementaux et normatifs.

La méthode proposée pour la formulation des BAP nécessite des accessoires peu coûteux, très pratiques et des techniques expérimentales facilement appliquées dans les laboratoires du secteur socio – économique. Elle présente aussi l'avantage d'utiliser un logiciel *gratuit* « RENE LCPC » et qui permet de déterminer rapidement les compacités de différents mélanges sur la base de quelques caractéristiques des classes mono dispersées ou polydispersées. De plus, le fait de fixer un dosage en ciment sans se soucier de son calcul, permet de s'affranchir de certaines exigences de la norme ou des cahiers de charges et permet aussi d'assurer des résistances mécaniques satisfaisantes qui sont également données par l'optimisation de la compacité et un rapport E/L relativement faible.

Toutefois, pour atteindre les caractéristiques des BAP, il est essentiel d'ajouter une quantité du superplastifiant indispensable pour disperser les éléments fins apportés par le sable. En

plus, la campagne de caractérisation des matériaux a aussi montré que les liants utilisés présentent des propriétés physico-chimiques différentes, et par conséquent leurs demandes en eau et en superplastifiants doivent être respectivement déterminées pour être intégrés dans la démarche développée. Par ailleurs, la nouvelle procédure permet de réduire le volume de la pâte grâce à une optimisation de la compacité du squelette granulaire, ce qui est bénéfique sur les plans économique et écologique.

Les résultats obtenus par les essais rhéologiques sont cohérents. Cependant, les paliers à petites vitesses peuvent présenter des fluctuations de mesures importantes et nécessitent une attention particulière. Par ailleurs, nous avons constaté qu'un excès en granulats est particulièrement préjudiciable vis-à-vis de l'ouvrabilité des BAP générant ainsi une augmentation significative du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique à cause de l'augmentation de la concentration volumique du solide. Cependant, un excès en granulats entraîne une diminution significative du rapport E/C signe d'une résistance à la compression plus élevée. Aussi, l'optimum du rapport G/S semble se manifester entre 1 et 1,1 où nous avons obtenu les plus petits couples (τ_0 , μ), les meilleurs étalements et les plus faibles temps d'écoulement au V-Funnel.

L'étude rhéologique des BAP à fortes teneurs en additions minérales est parmi les objectifs principaux de cette thèse. En raison de leur disponibilité dans la région, deux additions ont été sélectionnées pour notre étude: les fillers calcaires et la pouzzolane naturelle qui ont été substitués au ciment à des taux atteignant les 50%. Les résultats expérimentaux ont indiqué que les grandeurs rhéologiques augmentent avec l'accroissement du taux de substitution en ciment. En effet, un taux de 10% de fillers calcaires a permis de diminuer la viscosité du béton ; au-delà de ce seuil, les frictions entre les particules deviennent plus importantes et augmentent par conséquent la viscosité du mélange. En revanche, la substitution successive de la pouzzolane dans les mélanges s'est toujours accompagnée d'une augmentation de la viscosité qui dépasse celle des mélanges BAP-fillers calcaires. Ces résultats ont été expliqués d'une part, par la différence qui existe entre les surfaces spécifiques des additions minérales et d'autre part par la différence de leurs compositions chimiques, notamment la teneur en oxyde de magnésium qui influe significativement sur les interactions avec le superplastifiant PNS utilisé.

Généralement, nous pouvons noter qu'une substitution allant jusqu'à 20% de ciment, a permis d'aboutir à des bétons autoplaçants dont les paramètres rhéologiques, seuil de cisaillement et viscosité plastique, se trouvent dans le domaine recommandé. A 30% de substitution, les BAP seront caractérisés par un seuil de cisaillement élevé. Au-delà de ce taux, les bétons obtenus pourront ne pas trouver leur place dans la famille des BAP.

Sur le plan de la stabilité, les résultats ont prouvé l'effet bénéfique des deux additions utilisées.

Quant à la modélisation de la courbe d'écoulement, les résultats trouvés ont révélé que le modèle de Bingham ne peut décrire correctement le comportement des BAP étudiés qui ne suivent pas une loi totalement linéaire ; mais plutôt un comportement non linéaire qui peut être décrit par le modèle de Bingham modifié ou d'Herschel-Bulkley à caractère rhéofluidifiant. Pour nos bétons, ces deux modèles sont équivalents pour des vitesses de cisaillement comprises entre 1 et 6 s⁻¹.

Les paramètres rhéologiques dérivés du modèle de Bingham modifié sont plus précis et mieux corrélés avec les étalements et les temps d'écoulement au V-Funnel. Par ailleurs, malgré la bonne relation entre le coefficient de consistance K_{HB} et la viscosité plastique μ_{BM} , la corrélation est moins significative entre les temps d'écoulement au V-Funnel et le coefficient K_{HB} qui dépend de la valeur de l'exposant n_{HB} . En ce qui concerne cet exposant, il reste bien corrélé avec la viscosité différentielle du modèle de Bingham modifié (c_{BM}/μ_{BM}).

Les simulations numériques ont dévoilé que la pression dans le mélange est proportionnelle à la vitesse de rotation appliquée, et a tendance à augmenter en s'éloignant du cylindre intérieur. En outre, les plus grandes contraintes de cisaillement sont exercées à partir des extrémités de la pâle. Ces contraintes sont plutôt faibles entre les lames de la tige, car le béton est pratiquement piégé dans cette zone.

L'étude numérique a aussi prouvé l'effet bénéfique des baguettes pour diminuer le risque de glissement sur les parois du cylindre extérieur. Enfin, les simulations ont aussi dénoté que l'agitateur utilisé peut aboutir à des résultats rhéologiques convenables pour des études sur le malaxage, le transport, la mise en place et le pompage des bétons autoplaçants.

Perspectives :

Cette thèse vient initier les travaux sur la rhéologie des BAP menés dans le laboratoire Eau et Ouvrages dans Leur Environnement (EOLE). Pour continuer d'avancer sur cette voie, les points suivants seront recommandés pour de futures recherches:

- Etudier la durabilité des BAP formulés par la méthode développée afin de valider aussi la démarche de formulation par la démarche performantielle, et en déduire les principales corrélations entre les paramètres rhéologiques et de durabilité.
- Etudier la robustesse des BAP en fonction du temps qui leur sera nécessaire pour le transport, les moyens de transport jusque dans les coffrages, l'attente avant la mise en œuvre, et les conditions ambiantes prévisibles pendant la durée du chantier.
- Etudier la pompabilité des BAP formulés par la démarche préconisée pour développer des corrélations entre les grandeurs rhéologiques et tribologiques.
- Etudier la possibilité de développer un nouveau modèle rhéologique qui pourra être mieux adapté à l'écoulement des BAP.
- Etudier la rhéologie des BAP à base de matériaux locaux en utilisant d'autres types d'additions minérales ou de superplastifiants.

Références Bibliographiques

A

1. Adekunle Saheed, Shamsad Ahmad, Mohammed Maslehuddin, Husain Jubran Al Gahtani (2015): *Properties of SCC prepared using natural pozzolana and industrial wastes as mineral fillers*. Cement and concrete Composites. 62, 125 - 133.
2. Adjoudj M'hamed (2015): *Effet des additions minérales et organiques sur le comportement rhéologique du béton*. Thèse de doctorat. Université de Chlef, Algérie, 162 pages.
3. Aïssoun Baudouin Maïco (2015) : *Influence des caractéristiques rhéologiques des bétons autoplçants sur leur durabilité*. Thèse de doctorat. Université de Sherbrooke, Canada, 217 pages.
4. Aïtcin Pierre – Claude (2001) : *Bétons Haute Performance*. Editions Eyrolles, 683 pages.
5. Ali-Boucetta Taher (2014) : *Contribution du laitier granulé et de la poudre de verre sur les propriétés d'écoulement et de durabilité des bétons autoplçants et de hautes performances*. Thèse de doctorat. Université d'Annaba, Algérie, 224 pages.
6. Alyhya W.S., AbouDhaheer M.S., Al Rubaye M.M., Karihaloo B.L. and Kulasegaram S. (2016): *A rational method for the design on self-compacting concrete mixes*. In SCC2016, 8th international RILEM Symposium on self-compacting concrete "Flowing toward sustainability" Edited by KHAYAT K.H., Washington, USA, 15 – 18 May.
7. Amziane Sofiane (2005) : *Contribution à l'étude des matériaux cimentaires à l'état frais - Vol 2 : Recueil des publications de revue*. HDR, Université de Bretagne Sud, IUP de Génie Civil de Lorient, France, 102 pages.
8. Amziane S., Lanos C., Mouret M. (2011) : *Formulation, rhéologie et mise en œuvre des bétons autoplçants*. Editeur : Loukili Ahmed : *Les bétons autoplçants*. Editions Lavoisier, 260 pages.
9. Andraž Hočevar, Franci kavcis, Violeta Bokan – Bosiljkov (2013) : *Rheological parameters of fresh concrete – comparaison of rheometers*. Gradevinar, 65, 2, 99 – 109.
10. Atzeni C., Massida L. and Sanna U. (1983): *New rheological model for Portland cement pastes*. Il Cemento 80.

B

11. Banfill P.F.G., Beaupré D. Chapdelaine F., De Larrard F., Domone P., Nachbaur L., Sedran T., Wallevik O., Wallevik J.E. (2000): *Comparaison of concrete rheometers*. International tests at LCPC, Nantes, NISTIR, October, 147 pages.

12. Banfill P.F.G. (2006): *Rheology of fresh cement and concrete*. Rheology Reviews, The British Society of Rheology, UK, 91 – 130.
13. Barnes H.A., Hutton J.F., Walters K. (1989): *A introduction to rheology*. Elsevier Science Publishers, Editors K. Walters, 199 pages.
14. Barnes H.A. (1997): *Thixotropy : A review*. Journal of Non Newtonian Fluid Mechanics. 70, 1 – 33.
15. Barnes H.A. (2000): *A Handbook of elementary rheology*. Institute of Non Newtonian Fluid Mechanics. University of Wales, 200 pages.
16. Beaupré D. (1994): *Rheology of high performance shotcrete*. PhD thesis. University of British Columbia, Canada, 250 pages.
17. Beaupré D., Chapdelaine F., Domone P., Koehler E., Shead L., Sonebi M. (2004): *Comparaison of concrete rheometers international tests at MB*. In Ferraris C.F., Brower L.E, Editors NISTIR 7154, National Institute of Standards and Technology, USA, 63 pages.
18. Belaïdi A.S.E., Azzouz L., Kadri E.H., Kenai S. (2012): *Effect of natural pozzolana and marble powder properties of self-compacting concrete*. Construction and Building Materials. 31, 251 – 257.
19. Belaïdi A.S.E., Kenai S., Kadri E.H., Soualhi H., Benchaâ B. (2016): *Effect of experimental ternary cements on fresh and hardened properties of self-compacting concrete*. Journal of Adhesion Science and Technology. 30, Issue 3, pp 247 - 261.
20. Belailia Douma O., Boukhatem B., Ghrici M., Tagnit Hamou A. (2016): *Prediction of properties of self-compacting concrete containing fly ash using artificial neural network*. Neural computing & applications, DOI 10.1007/s00521-016-2368-7.
21. Benaïcha Mouhcine (2003) : *Formulation des différents bétons (BAP, BHP, BFUP) à haute teneur en additions minérales : Optimisation pour améliorer le coulage, la résistance au jeune âge et la durabilité des bétons*. Thèse de doctorat. Université d’Aix Marseille, France, 229 pages.
22. Billberg P., Petersson Ö. and Norberg J. (1996) : *New generation of superplasticizers*”. Ed. P.J.M. Bartos, C.L. Marrs and D.J. Cleland. Proceedings of the conference RILEM, Special : Production methods and workability of concrete. E&FN Spon, 295 – 306.
23. Bonavetti V.L., Rahhal V.F., Irassar E.F. (2001): *Studies on the carboaluminate formation in limestone filler – blended cements*. Cement and Concrete Research. 31 (6) 853 – 859.
24. Boukendakdji O., Kadri E.H., Kenai S. (2012): *Effects of granulated blast furnace slag and superplasticizer type on the fresh properties and compressive strength of self-compacting concrete*. Cement and Concrete Composites. 34, 583 – 590.
25. Boukendakdji O, Kenai S., Kadri E.H., Rouis F. (2009): *Effect of slag on the rheology of fresh self-compacted concrete*. Construction and Building Materials. 23, 2593 – 2598.
26. Boukhelkhal D., Boukendakdji O., Kenai S., Bachene S. (2015): *Effect of mineral admixture type on stability and rheological properties of self-compacting concrete*. 33^{èmes} Rencontres Universitaires de Génie Civil, 27 – 29 May 2015, Bayonne, France.
27. Bouras Rachid (2011) : *Rhéologie des pâtes cimentaires pour bétons autoplaçants*. Thèse de doctorat. Université de TiziOuzou, Algérie, 173 pages.

28. Bouziani Tayeb (2013): *Assessment of fresh properties and compressive strength of self-compacting concrete made with different sand types by mixture design modeling approach*. Construction and Building Materials, Vol. 49, 308 – 314.
29. Brameshuber Wolfgang, Uebachs Stephan (2003): *The influence of the temperature on the rheological properties of self-compacting concrete*. 3rd International Symposium on Self Compacting Concrete, Iceland, 17 – 20 August, pp. 174 - 183.

C

30. Casson N. (1959): *A flow equation for pigment – oil suspensions of the printing ink type in Rheology of disperse systems*. Editor MIMCC Pergamonn London, p 21.
31. Chidiac S.F., Maadani O., Razaqpur A.G., Mailaganam N.P. (2000): *Controlling the quality of fresh concrete – a new approach*. Mag. Concrete Research, 52 , 353 – 363.
32. Choi M. (2014): *Numerical prediction on the effects of the coarse aggregate size to the pipe flow of pumped concrete*. Journal of advanced concrete and technology. Vol. 12 (8), 239 – 249.
33. Chopin David (2003): *Malaxage des bétons à hautes performances et des bétons autoplaçants : Optimisation du temps de fabrication*. Etudes et recherches des Laboratoires des Ponts et Chaussées, Ouvrages d’art OA 41, 206 pages.
34. Chopin David, de Larrard François, Cazacliu Bogdan (2004): *Why do HPC and SCC require a longer mixing time ?* Cement and Concrete Research 34 , 2237 – 2243.
35. Cintre M. (1988): *Recherche d’un mode opératoire de mesure de compacité de mélanges vibrés à sec de classe élémentaire de granulats*. Rapport du MCPC de Blois.
36. Colak A. (2003): *Characteristics of pastes from a Portland cement containing different amounts of natural pozzolana*. Cement and concrete research, Vol. 33, 585-593.
37. Corinaldesi V., Moriconi G. (2011): *The role of industrial by – products in self-compacting concrete*. Construction and Building Materials. 25, 3181 – 3186.
38. Coussot P., Proust S., Ancey C. (1996): *Rheological interpretation of deposits of yield stress fluids*. Journal of non Newtonian fluid mechanics, 66, 55 – 70.
39. Coussot P. (1993): *Rhéologie des boues et laves torrentielles: Etudes des dispersions et suspensions concentrées*. Thèse de doctorat. Institut National Polytechnique de Grenoble et études du CEMAGREF, 416 pages.
40. Coussot P., Ancey C. (1999): *Rheophysics of pastes and suspensions*. EDP Sciences, Paris, 281 pages.
41. Cyr M., Legrand C., Mouret M. (2000): *Study of the shear thickening effect of super plasticizers on the rheological behavior of cement pastes containing or not mineral additives*. Cement Concrete Research, 30, 1477 – 1483.
42. Cyr M., Mouret M. (2003): *Rheological characterization of superplasticized cement Pastes containing mineral admixtures: consequence of self-compacting concrete design*”. Seventh CANMET/ACI, International symposium on superplasticizers and other chemical admixtures in concrete, Malhotra V.M. Ed. 241 – 255.

D

43. Darshan H.R., Rame Gowda M. (2014): *Development and study of behavior of self compacting concrete using G.G.B.S.* International Journal of Advanced Technology in Engineering and Science, Vol. 2, Issue 7, pp 425 – 432.
44. De Kee P., Chan Man Fong C.F. (1994): *Rheological properties of structured fluids.* Polymer Engineering and Science, Vol. 34 (5) 438 – 445.
45. De Larrard F., Hu C., Sedran T., Szitkar J.C., Joly M., Claux F., Derkx F. (1997): *A new rheometer for soft to fluid fresh concrete.* ACI Materials Journal, May/June.
46. De Larrard F., Ferraris F., Sedran T. (1998 (a)): *Fresh concrete: A Herschel Bulkley material.* Materials and Structures, Vol. 31 (211), 494 – 498.
47. De Larrard F., Ferraris C.F. (1998(b)): *Rhéologie du béton frais remanié, I. plan expérimental et dépouillement des résultats.* Bulletin des laboratoires des ponts et chaussées, Janvier - février 213, 73 – 89.
48. De Larrard F. (1999): *Concrete mixture-proportioning: a scientific approach.* Londres : E & FN SPON; Modern Concrete Technology Series. N° 9, 448pages.
49. De Schutter G. (2011): *Effect of limestone filler as mineral addition in self-compacting concrete.* 36th conference on our world in concrete and structures. Singapore: 14 – 16 August.
50. Deshmukh Patrik (2015): *Strengthening of self-compacting concrete using ground granulated blast furnace Slog (GGBS) for cost efficiency.* International Journal of Science and Research, Vol. 4, Issue12, pp 694 – 698.
51. Desnerck Pieter, Craeye Bart, Boel Veerle, Van Iherbeeck Petra (2016): *Mixture compositions and fresh properties of self compacting concrete: Analysis of 25 years of research.* In SCC2016, 8th international RILEM Symposium on self compacting concrete “Flowing toward sustainability” Edited by KHAYAT K.H., Washington, USA, 15 – 18 May, pp. 65 - 76.
52. Diederich Paco (2010) : *Contribution à l'étude de l'influence des propriétés des fillers calcaires sur le comportement autoplaçant du béton.* Thèse de Doctorat. Université de Toulouse, France, 253 pages.
53. Dils J., De Schutter G., Boel V. (2012): *Influence of mixing procedure and mixer type on fresh and hardened properties of concrete : a review.* Materials and Structures 45 : 1673 – 1683.
54. Dinakar P., Martik Reddy M., Mudit Sharma (2013): *Behavior of self-compacting concrete using Portland pozzolana cement with different levels of fly ash.* Materials and Design. 46, 609 – 616.
55. Dinakar P., Kali Prasanna Sethhy, Umesh C. Sahoo (2013): *Design of self-compacting concrete with ground granulated blast furnace slag.* Materials and Design, 43, 161 – 169.
56. Domone P.L. (2006): *Self – compacting concrete : An analysis of 11 years of case studies.* Cement & Concrete Composites 28 (2006) 197 – 208.

57. Domone P. (2009): *Proportioning of self-compacting concrete : The UCL method "UCL"*. Department of civil, environmental and geomatic engineering, November, 30 pages.
58. Dupain R., Lanchon R., Saint Arroman J.C. (2000): *Granulats, sols, ciment et béton : caractérisation des matériaux de génie civil par les essais de laboratoire*. Editions Casteilla, 236 pages.

E

59. Edamatsu Y, Sugamata T., Ouchi M. (2003): *A mix-design method for self-compacting concrete based on mortar flow and funnel tests*. In: International RILEM symposium on self compacting concrete. Ed. Wallevik O. and Nielsson I. RILEM Publications SARL; pp. 345 - 354.
60. Edwige Nicolas (2010): *Compatibilités et incompatibilités liants cimentaires / superplastifiants*. Thèse de Doctorat. Université de Luxembourg, 204 pages.
61. Egres R.G., Nettesheim F., Wagner N.J. (2006) : *Rheo-SANS investigation of acicular-precipitated calcium carbonate colloidal suspensions through the shear thickening transition*. Journal Rheology, 50 (5), 685 - 709.
62. El Barrak Maher (2005) : *Contribution à l'étude de l'aptitude à l'écoulement des bétons autoplaçants à l'état frais*. Thèse de doctorat. Université de Toulouse III, France, 228 pages.
63. El Barrak Maher, Mouret Michel, Bascoul Alain (2009): *Self-compacting concrete paste constituents: Hierarchical classification of their influence on flow properties of the paste*. Cement & Concrete Composites, 31, 12 – 21.
64. El Hilali Abdellah (2009) : *Etude expérimentale de la rhéologie et du comportement des bétons autoplaçants (BAP) : influence des fines calcaires et des fibres végétales*. Thèse de Doctorat. Université de Cergy Pontoise, France, 183 pages.
65. El Kissi N., Nigen S., Pignon F. (2006) : *Glissement et rhéométrie*. Rhéologie, Vol. 10, 13 – 39.
66. Erdogan Ozbay, Oztas Ahmet, Baykasoglu Adil, Ozbelek Hakan (2009): *Investigating mix proportions of high strength self compacting concrete by using Taguchi method*. Construction and Building Materials, 23, 694 – 702.
67. Esping Oskar (2007): *Early age properties of self compacting concrete: Effects of fine aggregate and limestone filler*. PhD Thesis. Chalmers University of Technology Göteborg, Sweden, 91 pages.
68. Esping O. (2008): *Effect of limestone filler BET(H₂O)-area on the fresh and hardened properties of self-compacting concrete*. Cement and Concrete Research 38, 938 – 944.
69. Estellé P., Lanos C., Duc T.P. (2008 (a)): *Caractérisation de l'écoulement du béton à l'état frais*. 43^{ème} colloque du groupe français de rhéologie, Palaiseau 20 au 22 octobre.
70. Estellé P., Lanos C., Perrot A. (2008 (b)): *Processing the coquette viscometry data using a Bingham approximation in shear rate calculation*. Journal of Non Newtonian Fluid Mech., 154, 31 – 38.

71. Estellé P., Lanos C., Perrot A. (2008 (c)): *Processing the vane shear flow data from couette analogy*. Applied Rheology, Vol 18 : 3, 34 – 37.
72. Estellé P., Lanos C. (2008 (d)): *shear flow curve in mixing systems – a simplified approach*. Chemical engineering Science 63, 5887 – 5890.
73. Evans I.D. (1992): *Letter of the edition : on the nature of the yield stress*. Journal of Rheology 36 (7), 1313 – 1316.

F

74. Fares G. (2015): *Effect of slump cone orientation on the slump flow times (T_{500}) and stability of sustainable self compacting concrete containing limestone filler*. Construction and Building Materials, 77, 145 – 153.
75. Fares Hanaa (2009): *Propriétés mécaniques et physico-chimiques des bétons autoplaçants exposés à une température élevée*. Thèse de Doctorat, Université Cergy Pontoise, France, 192 pages.
76. Faroug F., Szwabowski J. and Wild S. (1999): *Influence of superplasticizer on workability of concrete*. Journal of Materials in Civil Engineering. 11 (2), 151 – 157.
77. Felekoglu B., Tosun K., Baradan B., Altun A., Uyulgan B. (2006): *The effect of fly ash and limestone fillers on the viscosity and compressive strength of self compacting repair mortars*. Cement and Concrete Research. 36, 1719 – 1726.
78. Fergusson J., Kemplowski Z. (1991): *Applied fluid rheology*. Elsevier, Applied Science. London, p 323.
79. Fernández – Altable Víctor, Casanova Ignasi (2006): *Influence of mixing sequence and superplasticizer dosage on the rheological response of cement pastes at different temperatures*. Cement and Concrete Research, 36 : 1222 – 1230.
80. Ferraris C.F., De Larrard F. (1998): *Testing and modeling of fresh concrete rheology*. NISTIR 6094, National Institute of Standards and Technology. Vol. 61, February.
81. Feys Dimitri, Verhoeven R., De Schutter G. (2007): *Evaluation of time independant rheological models applicable too fresh self compacting concrete*. Applied Rheology 17 – 5 : 56244.
82. Feys Dimitri, Verhoeven Ronny, De Schutter Geert (2008): *Fresh self compacting concrete, a shear thickening material*. Cement and Concrete Research 38 (7), 920 – 929.
83. Feys Dimitri (2009): *Interactions between rheological properties and pumping of self compacting concrete*. Thèse de doctorat. Université de Ghent, Belgique, 272 pages.
84. Feys D., Verhoeven R., De Schutter G. (2009): *Why is fresh self-compacting concrete shear thickening ?* Cement and Concrete Research, 39 : 510–523
85. Feys Dimitri, Wallevik Jon E., Yahia Ammar, Khayat Kamal H., Wallevik Olafur H. (2013 (a)): *Extension of the Reiner Rivlin equation to determine modified Bingham parameters measured in coaxial cylinders rheometers*. Materials and Structures, 46 : 289 – 311.
86. Feys D., Khayat K.H. (2013(b)): *Comparaison and limitations of concrete rheometers*. 7^{ème} congrès international RILEM, Symposium on self consolidating concrete. Paris 2 – 4 Septembre.

87. Flatt R.J., Houst Y.F. (2001): *A simplified view and chemical effects perturbing the action of superplasticizers*. Cement and Concrete Research. 31, 1169 – 1176.
88. Flatt R.J. (2004): *Towards a prediction of superplasticized concrete rheology*. Materials and structures. June, Vol. 37, N° 5, 289 - 300.

G

89. Gálvez - Moreno D., Duran Herrera A., Gonzalez lopez J.R. and Khayat K.H. (2016): *Robustness of powder type SCC with fly ash and limestone crushed aggregates*. In SCC2016, 8th international RILEM Symposium on self compacting concrete “*Flowing toward sustainability*” Edited by KHAYAT K.H., Washington, USA, 15-18 May, pp. 107-120.
90. Ganesh Babu K., Sree Rama Kumar V. (2002): *Efficiency of GGBFS in concrete*. Cement and Concrete Research, 32 : 1525 – 1532.
91. Geiker M.R., Brandl M., Thrane L.N. and Nielsen L.F. (2002): *On the effect of coarse aggregate fraction and shape of the rheological properties of self consolidating concrete*. Cement, Concrete and Aggregates, 24 (1) 3 – 6.
92. Ghafoori N., Diawara H. (2010): *Influence of temperature on fresh performance of self-consolidating concrete*. Construction and Building Materials, 24 : 946 – 955.
93. Ghezal A., Khayat K.H. (2002): *Optimizing self consolidating concrete with limestone filler by using statistical factorial design methods*, ACI Materials Journal, N°99 – M27, May – June.
94. Ghomari F., Boukli Hacène S.M.A., Taleb O. (2011): *Study of Limestone Addition on the Mechanical and Rheological Characteristics in the SCC*. Jordan Journal of Civil Engineering, Volume 5, N° 3, pp. 412 – 423.
95. Girish S., Ranganath R.V., Vengala J. (2010) : *Influence of powder and paste on flow properties of SCC*. Construction and Building Materials. 24, 2481 – 2488.
96. Golaszewski J., Szwabowski J. (2004): *Influence of superplasticizers on rheological behavior of fresh cement mortars*. Cement and Concrete Research. 34, 235 – 248.
97. Griesser A. (2002) : *Cement – superplasticizer interactions at ambient temperature*. Thèse de doctorat. Université de Zürich, Allemagne, 147 pages.
98. Grzeszczyk S, Janowska-Renkas E. (2012): *The influence of small particle on the fluidity of blast furnace slag cement paste containing superplasticizers*. Construction Building Materials. 26, 411–415.
99. Güneyisi Erhan, Gesoglu Mehmet, Algin Zeynep, Yazici Halit (2016): *Rheological and fresh properties of self compacting concretes containing coarse and fine recycled concrete aggregates*. Construction and Building Materials, 113, 622 – 630.

H

100. Hackley V.A., Ferraris C.F. (2001): *The use of nomenclature in dispersion science and technology*. NIST recommended practice guide 960 – 3. National institute of standards and technology, Washington, USA, p 72.

101. Haddad Ourdia (2007) : *Contribution au développement d'outils d'aide à la formulation des BAP relatifs à la rhéologie à l'état frais et à la résistance au jeune âge*. Thèse de doctorat, Université de Cergy Pontoise, France, 240 pages.
102. Haddadou Naïma (2015) : *Elaboration et caractérisation de béton autoplaçants fibré avec ajout de poudre de marbre*. Thèse de doctorat. Université de Boumerdès, Algérie, 179 pages.
103. Hafid Hamid (2012) : *Influence des paramètres morphologiques des granulats sur le comportement rhéologique des bétons frais : Etude sur systèmes modèles*. Thèse de doctorat. Université Paris – Est, France, 160 pages.
104. Heirman G., Vandewalle L., Van Gemert D., Wallevik O. (2008): *Integration approach of the coquette inverse problem of powder type self compacting concrete in a wide gap concentric cylinder rheometers*. Journal of Non Newtonian Fluid Mech., 150, 93 – 103.
105. Heirman G., Hendrickx R., Vandewalle L., Van Gemert D., Feys D. De Schutter G., Desmet B., Vantomme J. (2009): *Integration approach of the couette inverse problem of powder type self compacting concrete in a wide – gape concentric cylinder rheometer : Part II : Influence of mineral additions and chemical admixtures of the shear thickening flow behavior*. Cement and Concrete Research, 39, 171 – 181.
106. Helnan-Moussa Benjamin (2009) : *Influence de la température sur la thixotropie des bétons autoplaçants*. Thèse de Doctorat, Université d'Artois, France, 273 pages.
107. Hernandez Aida Margarita Ley, Feys Dimitri (2016): *Influence of mix design parameters on dynamic segregation of self compacting concrete*. In SCC2016, 8th international RILEM Symposium on self compacting concrete “*Flowing toward sustainability*” Edited by KHAYAT K.H., Washington, USA, 15 – 18 May.
108. Herschel W.H. and Bulkley R. (1926): *Consistency measurements of rubber benzene solutions*. Kolloid – Z. 39, 291 – 300.
109. Hope B.B., Rase K. (1990): *Statistical analysis of the influence of different cements on the water demand for constant slump*. H.J. Wierig, Ed. Properties of fresh concrete, P.F.G. Chapman and Hall, 176 – 186.
110. Hot Julie (2013) : *Influence des polymères de type superplastifiants et agents entraîneurs d'air sur la viscosité macroscopique des matériaux cimentaires*. Thèse de doctorat, Paris Est, France, 205 pages.
111. Hsu K.C., Chiu J.J., Chen S.D. and Tseng Y.C. (1999): *Effect of addition time of superplasticizer on cement adsorption and on concrete workability*. Cement and concrete composites. Vol. 21, N°5, 425 – 430.
112. Hu Chong (1995) : *Rhéologie des bétons fluides*. Thèse de doctorat. Ecole Nationale des ponts et chaussées, 201 pages.
113. Hu C., De Larrard F. and Gjørv O.E. (1995): *Rheological testing and modeling of fresh high – performances concrete*. Materials and Structures 28 (175), 1 – 7.
114. Hu Jiong (2005): *A study of effects of aggregate on concrete rheology*. Thèse de Doctorat. Université d'Iowa, 193 pages.

115. Hu Jiong, Wang Kejin (2011): *Effect of coarse aggregate characteristics on concrete rheology*. Construction and Building Materials. 25 (3) : 1196 – 1204.
116. Huang Nicolas (2006) : *Rhéologie des pâtes cimentaires*. Thèse de doctorat en physique. Université de Paris 6, France, 130 pages.
117. Hwang Chao – Lung, Tsai Chih – Ta (2005) : The effect of aggregate packing types on engineering properties of self consolidating concrete. First international symposium on design, performance and use of self consolidating concrete, SCC 2005. China, 26 – 28 May, pp. 337 - 346.
-

J

118. Jin Jinhua (2002): Properties of mortar of self compacting concrete. PhD Thesis. University of London, UK, 398 pages.
119. Jolicoeur C. (1997): *The influence of temperature on the rheological properties of super plasticizer cement paste*. In 5th CANMET/ACI International Conference on Super plasticizers and Other Chemical Admixtures in Concrete, Rome, 7 – 10 October, pp.379 – 405.
120. Jolicoeur C., Khayat K.H., Pavate T.V. and Page M. (2000): *Evaluation of Effect of Chemical Admixture and Supplementary Materials on Stability of Concrete-Based Materials Using In-Situ Conductivity Method*, in Superplasticizers and Other Chemical Admixtures on Concrete, 6th CANMET/ACI Intern. Confer. SP- 195, V. M. Malhotra. Ed., American Concrete Institute, Farmington Hills, Mich, pp.461-483.
-

K

121. Kaliprasanna Sethy, Dinakar Pasla and Umesh C. Sahoo (2015) : *Effect of Slag on the Rheological and Strength Properties of Self-Compacting Concrete*. Key Engineering Materials. Vols. 629 - 630 , pp. 399-404. Trans Tech Publications, Switzerland.
122. Kanadasan Jegathish, Abdul Razak Hashim (2014): *Mix design for self compacting concrete palm oil clinker concrete based on particle packing*. Materials and Design 56, 9 – 19.
123. Kantro D.L. (1980): *Influence of water – reducing admixtures on properties of cement paste – A miniature slump test*. Cement, Concrete and Aggregates, 2 (2), 95 – 108.
124. Kao C.C., Hsu K.C., Su N. (1999): *Effects of superplasticizer and pozzolanic materials on properties of medium strength high performance concrete*. Taipei Chinese Society of Structural Engineering.
125. Kenai Said, Debbih Amina, Menadi Belkacem, Kadri El Hadj (2014): *Effect of coarse and fine recycled aggregates and natural pozzolana on fresh properties of self-compacting concrete*. The 2014 World congress on Advances in Civil, Environmental, and Materials Research, Busan, Korea, August, pp. 24 – 28.

126. Khaleel O.R., Al Mishhadani S.A., Abdulrazak H. (2011): *The effect of coarse aggregate on fresh and hardened properties of self compacting concrete (SCC)*. The twelfth east asia pacific conference on structural engineering and construction, Elsevier. Procedia Engineering 14 , 825 – 813.
127. Khaleel O.R., Abdulrazak H. (2014): *Mix design method for self compacting metakaolin concrete with different properties of coarse aggregate*. Materials and Design 53, 691 – 700.
128. Khanta Rao V. V.L , Krishnamoorthy S. (1993) : *Aggregate mixture for last void content for use in polymer concrete*. Cement Concrete and Aggregates (15) pp. 97 – 107.
129. Khayat K.H. (1995): *Effect of antiwashout admixtures on fresh concrete properties*. ACI Materials Journal. 92 (2), 164 -171.
130. Khayat K.H. (1998): *Viscosity enhancing admixtures for cement based materials: an overview*. Cement and Concrete Composites. Vol. 20, 171 -188.
131. Khayat K.H., Ghezal A., Hadriche M.S. (2000): *Factorial design model for proportioning self consolidating concrete*. Materials and Structure, 33, 338- 344.
132. Khayat K. H., Yahia A., and Sayed M. (2008) : *Effect of Supplementary Cementitious Materials on Rheological Properties, Bleeding, and Strength of Structural Grout*. Title N°. 105-M66. ACI Materials Journal/November-December.
133. Kheder G., Jadiri R. (2010): *New method for proportioning self consolidating concrete based on compressive strength requirements*. ACI Materials Journal, 107 (5).
134. Koehler Eric P., Fowler David W. (2004): *Development of a portable rheometers for fresh portland cement concrete*. International Center for Aggregates Research. The university of Texas at Austin. ICAR report 105-35, Measuring the workability of high fines concrete, 306 pages.
135. Koehler Eric P., Fowler David W. (2007): *Aggregates in self consolidating concrete*. The University of Texas at Austin. ICAR report 180-2F, 353 pages.
136. Koehler Eric P., Fowler David W. (2008): *Dust of fracture aggregate microfines in self consolidating concrete*. ACI Materials Journal, Title N°105 – M19, Marsh/ April, 165 – 173.
137. Kokado Takeshi, Hosoda Takashi, Miyagawa Toyoaki, Fuji Manabu (1997): *Study of a method of obtaining yield values of fresh concrete from slump flow test*. Concrete Library of JSCE, N° 32, pp. 29 - 42.
138. Kurokawa Y., Tanigawa Y., Mori H. and Komura A. (1994): *A study of the slump test and slump flow test of fresh concrete*. in transaction of the japan concrete institute, Vol. 16, 25 – 35.

L

139. Lanos Christophe, Estellé Patrice (2009) : *Vers une réelle rhéométrie adaptée aux bétons frais*. European Journal of Environmental and Civil Engineering, 13 (4) 457 – 471.

140. Lanos C., Estellé P. (2016): *SCC flow curves from vane geometry rheometer*. In SCC2016, 8th international RILEM Symposium on self compacting concrete “*Flowing toward sustainability*” Edited by KHAYAT K.H., Washington, USA, 15 – 18 May, pp. 483 - 494.
141. LCPC (2004) : *Méthode d’essai des LPC N°61 : Essai de compacité des fractions granulaires à la table à secousse – Mode opératoire*. Techniques et Méthodes des laboratoires des ponts et chaussées, 11 pages.
142. Lecomte A., Mechling J.M., Diliberto C. (2006): *Indice de serrage des pâtes de consistance normale*. Septième édition des Journées scientifiques du Regroupement francophone pour la recherche et la formation sur le béton. Toulouse, France. 19-20 juin, pp. 102 - 112.
143. LE Hai – Dang (2014) : *Etude de l’effet de la couche limite sur les profils de vitesse du béton pompé*. Thèse de doctorat, Université de Cergy pontoise, France, 231 pages.
144. LE Vinh-An (2014): *Comportement des bétons autoplaçants par temps chaud*. Thèse de Doctorat. Université de Toulouse, France, 177 pages.
145. Leemann A., Lura P., Loser R. (2011): *Shrinkage and creep of SCC: The influence of paste volume and binder composition*. Construction and Building Materials. Vol25 , N°5, 2283 – 2289.
146. LI Z., Ohkubo T. A., Tanigawa Y. (2004) : *Yield Model of High Fluidity Concrete in Fresh State*. Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 16, N° 3, 195 - 201.
147. LI C.Z., Feng N.Q., Li Y.D., Chen R.J. (2005): *Effects of polyethylene oxide side chains on the performance of polycarboxylate type water reducers*. Cement and concrete Research. 35, 867 – 873.
148. Louvet F. (1996) : *Introduction aux plans d’expériences appliqués à la formulation des bétons, les bétons vases et données pour leur formulation*. Editions Eyrolles, Paris.
149. Lowke Dirk, Schiessl Peter (2005): *Effect of mixing energy on fresh properties Of SCC*. 4th International RILEM symposium on self-compacting concrete, Chicago, USA, Oct - Nov, 6 pages.
150. LU Cairong, Yang Hu, Mei Guoxing (2015): *Relationship between slump flow and rheological properties of self compacting concrete with silica fume and its permeability*. Construction and Building Materials. 75 , 157 – 162.

M

151. Mechaymech Ahmed (2010) : *Effet des viscosants sur la rhéologie et la stabilité des systèmes cimentaires fluides*. Thèse de Doctorat, Université de Sherbrooke, 274 pages.
152. Messaoudi Farih (2016) : *Influence des agents de viscosité sur les paramètres rhéologiques intrinsèques des mortiers des bétons autoplaçants*. Thèse de doctorat. Université de Tizi-Ouzou, Algérie, 122 pages.
153. Michel F., Pierard J., Courard L., Pollet V. (2007): *Influence of physic-chemical characteristics of limestone fillers on fresh and hardened mortar performances*. Proceedings of 5th International RILEM Symposium on SCC, 3 - 5 September, Ghent, Belgium, pp. 205-210.

154. Mokeddem Samir (2012) : *Contrôle de la rhéologie d'un béton et de son évolution lors du malaxage par des mesures en ligne à l'aide de la sonde viscoprobe*. Thèse de doctorat. Ecole Centrale de Nantes, France, 176 pages.
155. Mork J.H. (1996): *A presentation of the BML Viscometer*". P.J.M. Bartos C.L. Marrs and D.J. Cleland. Eds Production Methods and workability of concrete. Proceeding of RILEM E&FN Spon 369 – 376.
156. Mouret M., Cyr A. (2003) : *A discussion of the paper "The effect of measuring procedure on the apparent rheological properties of self compacting concrete"* by Geiker M.R. et al., Cement and Concrete Research, Vol. 33, N°11, 1901 – 1903.
157. Mucteba Uysal, Kemalettin Yilmaz (2011) : *Effect of mineral admixtures on properties of self compacting concrete*. Cement and Concrete Composites 33, 771 - 776.

N

158. Naadia T., Mouret M. Kharchi F. (2004) : *Effet de la taille des granulats sur le comportement rhéologique des bétons : Application aux bétons autoplaçants*. Actes du 1^{er} colloque international sur le technologie et la durabilité des bétons (CITEDUB1), USTHB, Alger, 24 – 26 mai, pp 25 - 33
159. Naadia T., Kharchi F. (2013): *Effect of the aggregates size on the rheological behavior of self compacting concrete*. International Review of Civil Engineering, Vol 4, N°2.
160. Nanthagopalan Prakash, Santhanam Manu (2009): *Experimental investigations on the influence of paste composition and content on the properties of self compacting concrete*. Construction and Building Materials. 23, 3443 – 3449.
161. Nanthagopalan Prakash, Santhanam Manu (2010) : *A new empirical test method for the optimisation of viscosity modifying agent dosage in self-compacting concrete*. Materials and Structures. 43 : 203 -212.
162. Nanthagopalan Prakash, Santhanam Manu (2011): *Fresh and hardened properties of self compacting concrete produced with manufactured sand*. Cement and Concrete Composites. 33, 353 – 358.
163. Nehdi M. (2000) : *Why some carbonate fillers cause rapid increases of viscosity in dispersed cement-based materials*. Cement and Concrete Research 30, 1663-1669.
164. Nehdi et Al-Martini Samer (2009): *Coupled Effects of High Temperature, Prolonged Mixing Time, and Chemical Admixtures on Rheology of Fresh Concrete*. Title N° 106-M27. ACI Materials Journal. May-June.
165. Nepomuceno M., Oliveira L., Lopes S.M.R. (2012): *Methodology for mix design of the mortar phase of self compacting concrete using different mineral additions in binary blends of powders*. Construction and Building Materials. 26, 317 – 326.
166. Nielsen I., Wallevik O.H. (2003): *Rheological evaluation of some empirical test methods – Preliminary result*. Proceedings of the RILEM symposium on Self-Compacting Concrete, Reykjavik, 17 – 20 August, pp.59-68.
167. Nguyen Q.D., Boger D.V. (1985): *Direct yield stress measurement with the vane method*. Journal of Rheology 29 (3), 335 – 347.

168. Nguyen T.L.H., Roussel N., Coussot P. (2006): *Correlation between L-box test and rheological parameters of a homogeneous yield stress fluid*. Cement and Concrete Research, 36 : 1789–1796.
169. Nunes Sandra, Milheiro Paula, Coutinho Joana Sousa, Figueiras Joaquim (2011): *Rheological characterization of SCC mortars and pastes with changes induced by cement delivery*, Cement and concrete composites 33 : 103 - 115.

O

170. Okamura H., Ozawa K. (1995): *Mix design for self compacting concrete*. Concrete Lib. Sce, 25 : 107 – 120.
171. Okamura H. (1997): *Self compacting high performance concrete*. Concrete Int. Design Construction, 19 (7) 50 – 54.
172. Oubraham Chahrazad, Benmounah Abdelbaki, Benyounes Khaled (2015) : *Etude comparative des paramètres rhéologiques et physico-mécaniques des coulis de ciment avec ajout de pouzzolanes naturelles et fumée de silice en présence de superplastifiant*. 33^{èmes} Rencontres Universitaires de Génie Civil, 27 – 29 May 2015, Bayonne, France.
173. Oukhlef Aimad (2011) : *Détermination de la distribution de la taille des pores d'un milieu poreux*. Thèse de doctorat. Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers. Paris, France, 125 pages.
174. Ovarlez G., Bertrand F., Rodts S. (2006): *Local determination of the constitutive law of a dense suspension of non colloidal particles through magnetic resonance imaging*. Journal of Rheology, 50, 259 – 292.
175. Ovarlez Guillaume (2011) : *Rhéologie des pâtes granulaires*. Mémoire d'habilitation à diriger des recherches. Université Paris Est, France, 112 pages.

P

176. Pan Jing (2015) : *Effet de la température et de l'agitation sur les propriétés rhéologiques des bétons fluides à rhéologie adoptée*. Thèse de doctorat. Université d'Artois en cotutelle avec l'université de Sherbrooke, Canada, 250 pages.
177. Park C.K., Noh M.H., Park T.H. (2005) : *Rheological properties of cementitious materials containing mineral admixtures*. Cement and Concrete Research 35, 842-849.
178. Partner S. (2000): *Mix design methods*. Final report of task 5, Brite EuRam, LCPC, France; 81 pages.
179. Patel R., Hossain K.M.A., Shehata M., Bouzoubaâ N., Lachemi M. (2004) : Development of statistical models for mixture design of high volume fly ash self consolidating concrete. ACI Materials Journal. N° 101 – M33, July – August.
180. Petersson Örja, Billberg Peter (1999): *Investigation on blocking of self compacting concrete with different maximum aggregate size and use of viscosity agent instead of filler*. In Skarendahl A. and Petersson Ö. Swedish Cement and Concrete Research Institute: *Self Compacting Concrete*. Proceedings of the first international RILEM Symposium, Stockholm, Sweden, 13 – 14 September, pp. 333 - 344.

181. Petit Jean Yves (2005) : Effet de la température, des superplastifiants et des ajouts sur les variations rhéologiques des micro-mortiers et bétons auto-compactants. Thèse de Doctorat, Université d'Artois, France, 231 pages.
182. Pierre A., Lanos C., Estellé P. (2013): *Extension of spread slump formulae for yield stress evaluation*. Applied Rheology, 23 : 63849.
183. Ponikiewski T., Gołaszewski J. (2014): *The effect of high-calcium fly ash on selected properties of self-compacting concrete*. Archives of civil and mechanical engineering. 14, 455 – 465.
184. Punkki J., Golaszewski J., Giorv O.E. (1996): *Workability loss of high strength concrete*. ACI Materials Journals, Vol 93, N°5, p 427 – 431.

Q

185. Quemada D. (1984): *Model for rheological behavior of concentrated disperse media under shear*. In: Mena B, Garcia-Rejon A, Rangel-Nafaile C (eds) Advances in rheology, vol 2. Universidad Nacional Autonome de Mexico, 571–582.
186. Quiroga Pedro Nel (2003): *The effect of aggregate characteristics on the performance of Portland cement concrete*. PhD Thesis, the University of Texas at Austin, USA, 368 p.

R

187. Ramachandran V.S., Malhotra V.M., Jolicoeur C., Spiratos N. (1998): *Superplasticizers properties and applications in concrete*. CANMET, 404 p.
188. Rigal Claire (2012): *Comportement des fluides complexes sous écoulement : Approche expérimentale par résonance magnétique nucléaire et techniques optiques et simulations numériques*. Thèse de doctorat en mécanique énergétique. Université de Lorraine, France, 225 pages.
189. Robertson R. E. et Stiff H. A. (1976): *An improved mathematical model for relating shear stress to shear rate in drilling fluids and cement slurries*. Soc. Petrol. Eng. J., pp 31 – 36.
190. Roussel N. Stefani C., Leroy R. (2005 (a)): *From mini – cone test to Abrams cone test: measurement of cement based materials yield stress using slump tests*. Cement and Concrete Research, 35 (5) : 817 – 822.
191. Roussel N., Coussot P. (2005 (b)): *Fifty cent rheometer for yield stress measurements: from slump to spreading flow*. Journal of Rheology 49 (3), 705 – 718.
192. Roussel Nicolas (2006): *A thixotropy model for fresh fluid concretes : Theory, validation and applications*. Cement and Concrete Research 36, 1797-1806.
193. Roussel Nicolas (2007) : *The LCPC BOX: a cheap and simple technique for yield stress measurements of SCC*. Materials and Structures, 40 : 889 – 896.

S

194. Saak Aaron W., Jennings Hamlin M., Shah Surendra P. (2001): *New methodology for design self compacting concrete*. ACI Materials Journal (N°98 - M46), Nov. - Dec.

- 195.Sakai E., Yamada K., Ohta A. (2003): *Molecular structure and dispersion adsorption mechanisms of comb-type superplasticizers used in Japan*. Journal of advanced concrete technology 1(1) : 16 – 25.
- 196.Safawi M.I., Iwaki I., Miura T. (2005) : A study on the applicability of vibration in fresh high fluidity concrete. Cement and Concrete Research, 35 (9) : 1834 - 1845.
- 197.Schwartzentruber L., Le Roy R. and Cordin J. (2006): *Rheological behavior of fresh cement pastes formulated from a self compacting concrete*. Cement and concrete Research. Vol 36, N° 7, 1203 – 1213.
- 198.Sebaïbi Nassim (2010) : *Valorisation des composites thermodurcissables issus du recyclage dans une matrice cimentaire : Application aux bétons à ultra haute performance*. Thèse de doctorat, Université d'Artois, France, 176 pages.
- 199.Sebaïbi Nassim, Benzerzour Mahfoud, Sebaïbi Yahia, Abriak Nor-Eddine (2013): *Composition of self compacting concrete (SCC) using the compressible packing model, the Chinese method and the European standard*. Construction and Building Materials 43, 382 – 388.
- 200.Sedran T. et De Larrard F. (1994) : *René LCPC: Un logiciel pour optimiser la granularité des matériaux de génie civil*. Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées N°194, novembre/décembre.
- 201.Sedran Thierry (1999) : *Rhéologie et rhéométrie des bétons : application aux bétons autonivelants*. Thèse de doctorat. Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, France, 220 pages.
- 202.Sedran T., De Larrard F. (1999): *Optimisation of self compacting concrete thanks to packing model*. In Skarendahl A. and Petersson Ö. Swedish Cement and Concrete Research Institute: *Self Compacting Concrete*. Proceedings of the First International RILEM Symposium, Stockholm, Sweden, September, pp. 321 - 332.
- 203.Sedran Thierry, François de Larrard (2000) : *Manuel d'utilisation du René – LCPC Logiciel d'optimisation granulaire*, LCPC, septembre.
- 204.Sedran Thierry, François de Larrard, Le Guen Laurédan (2007) : *Détermination de la compacité des ciments et additions minérales à la sonde de Vicat*. Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, 2007, pp. 155-163.
- 205.Shi Caijun, Yang Xiaohong (2005): *Design and application of self consolidating lightweight concrete*. First international symposium on design, performance and use of self compacting concrete, SCC' 2005, Changsha, Hunan, China, 26 – 28 May, pp. 55 - 64.
- 206.Shi Caijun, Wu Zemei, LvKuixi, Wu Linmei (2015): *A review on mixture design methods for self compacting concrete*. Construction and Building Materials, 84 : 387 – 398.
- 207.Smeplass S. (1994): *Applicability of the bingham model to high strength concrete*. Ed. P.J.M. Bartos. Proceedings of the conference RILEM, Special: concrete workability and mixing. Paisley, Scotland. 145 – 151.
- 208.Sonebi Mohammed (2004): *Medium strength self compacting concrete containing fly ash : modeling using factorial experimental plans*. Cement and Concrete Research 34 ; 1199 – 1208.

- 209.Sonebi M., Svermova L., Bartos P.J.M. (2004): Factorial design of cement slurries containing limestone powder for self - consolidating slurry - infiltrated fiber concrete. *ACI Materials Journal*; 101(2) : 136 – 145.
- 210.Soualhi Hamza (2014) : *Optimisation de la viscosité des bétons à faible impact environnemental*. Thèse de doctorat. Université Cergy pontoise, France, 166 pages.
- 211.Soualhi H., Kadri E.H., Ngo T.-T., Bouvet A., Cussigh F., Kenai S. (2014): *A Vane Rheometer for Fresh Mortar: Development and Validation*. *Applied Rheology*. 24 – 22594.
- 212.Soualhi Hamza, El-Hadj Kadri, Tien-Tung Ngo, Adrien Bouvet, François Cussigh, and Benchaa Benabed (2015): *Rheology of ordinary and low-impact environmental concretes*. *Journal of Adhesion Science and Technology*, Vol. 29, N° 20, 2160 – 2175.
- 213.Soualhi Hamza, Kadri EL Hadj, Tien – Tung Ngo, Adrien Bouvet, François Cussigh, Zine El Abidine Tahar (2017): *Design of portable rheometers with new vane geometry to estimate concrete rheological parameters*. *Journal of Civil Engineering and Management*, Volume 23(3): 347–355.
- 214.Su Nan, Hsu Kung Chung, Chaï His-Wen (2001): *A simple mix design method for self compacting concrete*. *Cement and Concrete Research* 31 : 1799 – 1807.
- 215.Su Nan, Miao Buquan (2003): *A new method for the mix design of medium strength flowing concrete with low cement content*. *Cement and Concrete Composites* 25 : 215 - 222.
- 216.Suhr S. (1991): *Interaction between sulfate minerals and C₃A in cement paste rheology*. *Rheology of fresh cement and concrete*. Ed. Banfill. P.F.G. Chapman and Hall, Liverpool, 46 – 56.
- 217.Szecszy Richard Samuel (1997): *Concrete rheology*. PHD Dissertation. University of Illinois at Urbana Champaign, Urbana, USA, 215 p.

T

- 218.Taleb Omar (2009) : *Formulation des bétons autoplaçants à base de matériaux locaux*. Mémoire de Magister. Université de Tlemcen, Algérie, 180 pages.
- 219.Tattersall G.H., Bloomer S.G. (1979): *Further development of the two point test for workability and extension of its range*. *Magazine of concrete Research* 31, 202 – 210.
- 220.Tattersall G.H. and Banfill P.F.G. (1983) : *The rheology of fresh concrete*. Marsh field, MA, Pitman Publishing, 356 p.
- 221.Tattersall G.H. (1991): *Workability and quality control of concrete*. London E & FN Spon.
- 222.Toutou Z., Roussel N. (2006): *Multi scale experimental study of concrete rheology : from water scale to gravel scale*. *Material Structure* : 39 (2) : 189 – 199.

V

- 223.Vikan H., Justnes H. Winnefeld F., Figi R. (2007): *Correlating cement characteristics with rheology of paste*. *Cement and concrete research* 37 : 1502 - 1511.

224.Vom Berg W. (1979): *Influence of the specific surface and concentration of solids upon the flow behavior of cement pastes*. Concrete and research 31 (109) : 211 – 216.

W

- 225.Wallevik O.H. (1990): *The rheology of fresh concrete and its application on concrete with and without silica fume*. PhD Thesis, NTH, Trondheim.
- 226.Wallevik O.H., GjØrv O.E. (1990): *Modification of the two point workability apparatus*. Magazine of Concrete Research. N° 152, September, 135 – 142.
- 227.Wallevik O.H. (2002): *Practical description of rheology of SCC*. SF Day of the our world of concrete, Singapore, August, p 42.
- 228.Wallevik Jon Elvar (2003): *Rheology of particule suspensions: fresh concrete, mortar and cement paste with various types of lignosulfonates*. Doctoral thesis. Norwegian University, 397 p.
- 229.Wallevik J. (2006): *Relationship between the Bingham parameters and slump*. Cement and Concrete Research. Vol 36 (7), 1214 – 1221.
- 230.Wallevik Olafur Haraldsson, Wallevik Jon Elvar (2011) : *Rheology as a tool in concrete science: The use of rheographs and workability boxes*. Cement and Concrete Research 41; 1279 – 1288.
- 231.Walraven J. (2003): *Structural applications of self compacting concrete*. Reykjavik, Iceland. Ed. Wallevik O. and Nielsson I., RILEM publications PRO 33, Bagneux, France, August, 15 – 22.
- 232.Wen-Chen Jau, Ching – Ting Yang (2010). *Development of modified concrete rheometer to measure the rheological behavior of conventional and self consolidating concretes*. Cement and Concrete Composites. 32, 450 – 460.
- 233.Wen-Qiang Zuo, Wen Xu, QianTian, Qian-qian Zhang, Peng-gang Wang, Wei Li (2016): *Design and properties of low binder self compacting concrete*. In SCC2016, 8th international RILEM Symposium on self compacting concrete “*Flowing toward sustainability*” Edited by KHAYAT K.H., Washington, USA, 15 – 18 May, pp. 131 - 141.
- 234.Wu Qiong, AN Xuehui (2014): *Development of a mix design method for SCC based on the rheological characteristics of paste*. Construction and Building Materials, 53, 642 – 651.
-

Y

- 235.Yahia A., Khayat K. (2001): *Analytical models for estimating yield stress of high – performance pseudoplastic grout*. Cement and Concrete Research, 31, 731 – 738.
- 236.Yahia A., Khayat K.H. (2006): *Modification of the concrete rheometers to determine rheological parameters of self consolidating concrete, vane device*. 2nd International Symposium on Concrete Through Sciences and Engineering, 11 – 13 September, Quebec, Canada, 11 p.
- 237.Yamine Joumana (2007 (a)) : *Rhéologie des bétons fluides à hautes performances : Relation entre formulations, propriétés rhéologiques, physico – chimiques et propriétés mécaniques*. Thèse de doctorat. Ecole Normale Supérieure de Cachan, France, 243 pages.

238. Yammine Joumana (2007(b)) : *Bétons fluides à hautes performances : relation entre formulation, rhéologie et propriétés mécaniques*. XXV^{èmes} Rencontres Universitaires de Génie Civil, 23 – 25 Mai, Bordeaux, France.
239. Younsi Akli (2011). *Carbonatation de bétons à forts taux de substitution du ciment par des additions minérales*. Thèse de doctorat. Université de La Rochelle, France, 174 pages.

Z

240. Zerbino R., Barragan B., Garcia T., Agullo L., Gettu R. (2009) : *Workability tests and rheological parameters in self-compacting concrete*. *Materials and Structures*, 42 : 947–960.

Normes & Recommandations

241. AFGC (2008) : *Recommandations pour l'emploi des bétons autoplaçants*. Documents scientifiques et techniques. Janvier, 64 pages.
242. American Concrete Institute (2002): *Standard practice for selecting proportions for normal, Heavyweight and mass concrete (ACI 211.1 – 91)*, Reapproved 2002, 38 pages.
243. American Concrete Institute (2007): *Self-consolidating concrete*. (ACI) Committee 237, ACI 237R–07, Farmington Hills, MI, 30 pages.
244. EFNARC (2002): *Specification and guidelines for self compacting concrete*. February, 32 pages.
245. EFNARC (2005): *The European Guidelines for self compacting concrete : specification, Production and use*. European Project Group, May, 63 pages.
246. NF EN 206/CN (2014) : *Béton - Spécification, performance, production et conformité - Complément national à la norme NF EN 206* ; Décembre, 145 pages.

Annexe

Essais de caractérisation des BAP à l'état frais

a. Essai d'étalement au cône d'Abrams (EN 12350 – 8):

C'est l'essai le plus courant pour évaluer la fluidité du béton, car il est d'une part facile à transporter, à réaliser sur chantier et à nettoyer et d'autre part, il permet de donner des informations sur la fluidité, la viscosité et le risque de ségrégation du béton (figure A.1).

L'essai consiste à placer en une seule fois un échantillon de béton dans le cône d'Abrams maintenu sur une plaque métallique plane de 90 cm de côté qui doit être humidifiée au préalable. Ensuite, on soulève verticalement le cône pour laisser le béton s'écouler librement. Toutefois, il est indispensable de procéder toujours de la même manière avec la même vitesse de soulèvement.

La valeur de l'étalement correspond au diamètre moyen de la galette de béton ainsi obtenue. Le temps de passage à un diamètre de 50 cm informe sur la viscosité du mélange et une inspection visuelle permet de vérifier l'homogénéité du béton. La présence d'une auréole de laitance en périphérie de la galette ou l'amoncellement de gros granulats au centre d'une galette de mortier sont des signes d'instabilité.

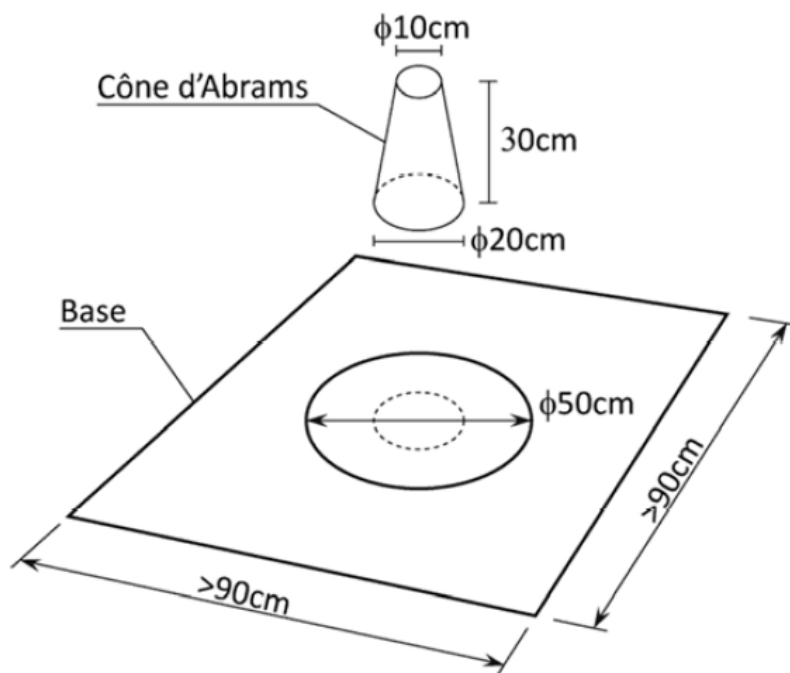


Figure A.1 : Essai d'étalement (Diederich, 2010)

b. Essai de l'écoulement à l'entonnoir en forme de V (V-Funnel) (EN 12350 – 9) :

Cet essai consiste à évaluer la viscosité et la ségrégation d'un béton en observant l'écoulement d'un volume de 12 litres de mélange à travers un entonnoir en forme de V (figure A.2) et à mesurer le temps d'écoulement entre le moment où la trappe de dimensions 7,5 cm x 6,5 cm est libérée et le moment où l'on aperçoit le jour par l'orifice.

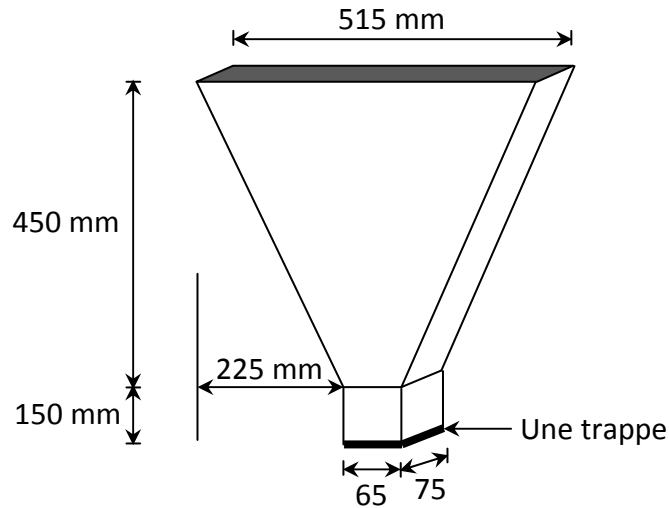


Figure A.2 : Schéma du V-Funnel

c. Essai de l'écoulement à la boîte en L (EN 12350-10):

Ce banc d'essai permet de tester l'écoulement du béton en milieu confiné et d'évaluer sa capacité de passage en vérifiant que sa mise en place ne sera pas contrariée par des phénomènes de blocage. Le dispositif d'essai est constitué d'une boîte en forme de L d'une hauteur totale de 60 cm, de 70 cm de longueur et de 20 cm de largeur (figure A.3). La partie verticale est séparée de la partie horizontale par une trappe et une série d'armatures constituée de trois barres de 14 mm de diamètre, espacées de 39 mm.

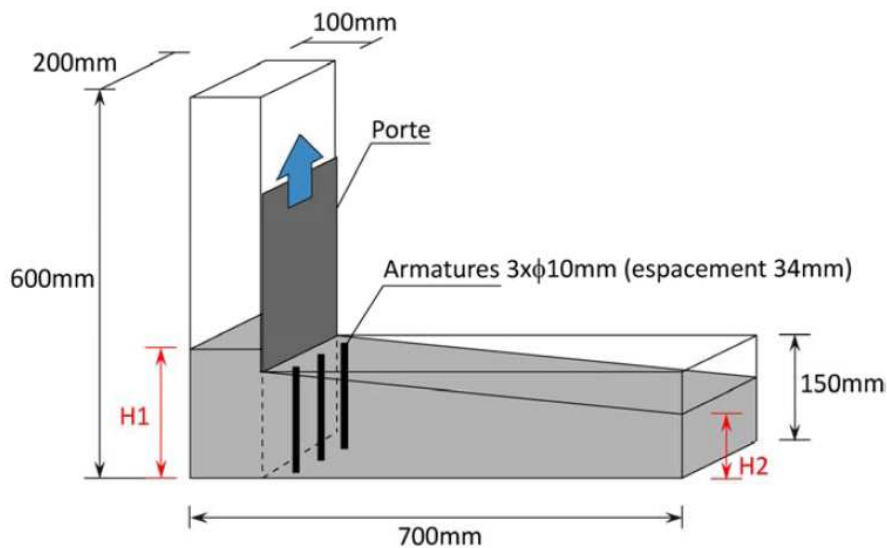


Figure A.3 : Essai de la boîte en L (Diederich, 2010)

Dans un premier temps, la partie verticale du dispositif est remplie de béton qui sera laissé au repos pendant 1 min. La trappe est ensuite soulevée afin de laisser s'écouler le béton à travers le ferrailage. A la fin de l'essai, les hauteurs de béton, aux deux extrêmes de la boîte sont mesurées (respectivement H_1 et H_2). Le rapport H_2/H_1 permet de caractériser la dénivellation et doit être supérieur à 0,8.

Un mauvais écoulement du béton à travers le ferrailage et un amoncellement de granulats au niveau de la grille sont signes d'un problème de blocage ou de ségrégation.

d. Essai de la stabilité au tamis (EN 12350-11):

La résistance à la ségrégation statique d'un BAP doit impérativement être caractérisée. Le test consiste à remplir le sceau de 10 litres et à laisser le béton couvert et au repos pendant 15 minutes. Un échantillon de ce béton ($4,8 \text{ kg} \pm 0,2 \text{ kg}$) est versé à travers le tamis de 5 mm posé sur le fond, et laissé deux minutes, avant de peser la masse de la laitance traversant le tamis (figure A.4).

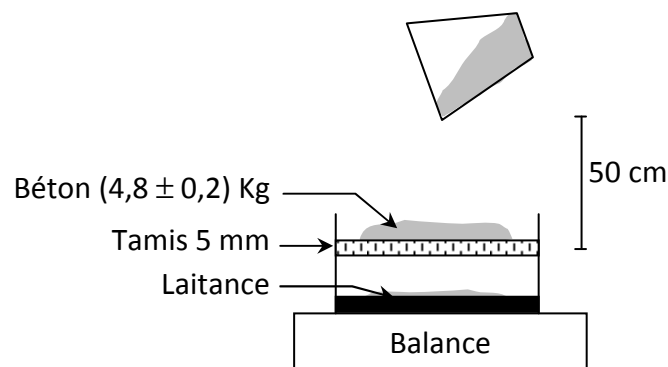


Figure A.4 : Schéma de l'essai de stabilité (GTM).

Le pourcentage P de laitance traversant le tamis par rapport à la masse de l'échantillon est donné par la relation suivante :

$$P = \frac{\text{Masse de laitance}}{\text{Masse de l'échantillon}} \cdot 100$$

Les critères d'acceptabilité d'une formulation de BAP sont divisés en trois classes :

Tableau A.1 : Critères de stabilité (GTM).

Conditions	Critères de stabilité	Remarques
$0 \leq P \leq 15 \%$	Stabilité satisfaisante	Béton homogène et stable
$15 \leq P \leq 30 \%$	Stabilité critique	Vérifier les autres critères d'ouvrabilité
$P \geq 30 \%$	Stabilité très mauvaise	Ségrégation systématique, béton inutilisable