

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
وزارة التعليم العالي و البحث 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 **DOCTORAT 3^{ème} Cycle**

En Génie Civil

Spécialité : Génie Béton & Environnement

Par : Mme. **BELAIDI Amina**

Sujet

INFLUENCE DES ADDITIONS MINÉRALES ET ORGANIQUES SUR LA TRIBOLOGIE DES BETONS

Soutenue publiquement, le 23/10 /2021 , devant le jury composé de :

Mme. SAIL Latéfa	Professeur	Univ. Tlemcen	Présidente
Feu M. BOUKLI HACENE Sidi Mohammed El Amine	Professeur	Univ. Tlemcen	Directeur de thèse
M. KADRI El-Hadj	Professeur	Univ. Cergy Pontoise	Co-Directeur de thèse
M. EZZIANE Karim	Professeur	Univ. Chlef	Examineur
M. ADJOU DJ M'hamed	MCA	Univ. Chlef	Examineur

DEDICACES

*À la mémoire de mon directeur de thèse Pr. BOUKLI HACENE Sidi
Mohammed El Amine,*

À la mémoire de mon père et mon beau père,

À ma mère,

À mon mari,

À mon fils,

À mon frère,

À toute ma famille,

À mes amis (es).

REMERCIEMENTS

En tout premier lieu, je remercie ALLAH le tout puissant de m'avoir donné le courage, la volonté et la patience de mener à terme ce travail.

Ce travail de thèse a été réalisé au sein du laboratoire EOLE (Eau et Ouvrages dans Leur Environnement) de la Faculté de Technologie de l'Université AbouBekr Belkaid de Tlemcen, il n'aurait pu être mené à bien sans l'aide des personnes à qui je voudrais adresser tous mes remerciements.

J'exprime toute ma profonde reconnaissance et ma sincère gratitude à mon directeur de thèse, le défunt Professeur BOUKLI HACENE Sidi Mohammed El Amine, qui m'a dirigé tout au long de ces années de thèse, avec beaucoup de compétence, d'enthousiasme et de disponibilité. J'aurai voulu qu'il assiste à l'aboutissement de ces années de dur labeur, Dieu en a décidé autrement. Que Dieu lui accorde la paix éternelle et l'accueille dans son paradis.

Je souhaite exprimer mes profonds remerciements à mon co-directeur de thèse, Monsieur KADRI El-Hadj, Professeur à l'université de Cergy Pontoise, pour son aide, ses conseils précieux et concis, et sa disponibilité malgré toutes ses occupations professionnelles.

J'adresse également mon immense gratitude et mes remerciements au Professeur SAIL Latéfa, qui m'a fait l'honneur de présider le jury de ma thèse. Je lui suis particulièrement reconnaissante de m'avoir fait l'honneur de s'intéresser à ce travail.

Je tiens aussi à exprimer mes vifs remerciements à Monsieur EZZIANE Karim, Professeur à l'université Hassiba Benbouali de Chlef, et Monsieur ADJOU DJ M'hamed, Maître de Conférence Classe A à l'université Hassiba Benbouali de Chlef, d'avoir accepté d'examiner ce modeste travail.

Je remercie aussi vivement Dr. TALEB Omar pour ses précieux conseils et ses encouragements renouvelés. Je suis également très reconnaissante à Monsieur NGO Tien-Tung, Docteur à l'université de Cergy Pontoise pour ses précieux conseils et ses remarques pertinentes.

J'associe aussi mes remerciements à ceux qui ont pris part à cette recherche, ainsi que l'ensemble des membres du laboratoire EOLE. Je désire en outre remercier tous les travailleurs du laboratoire du département de génie civil en particulier Dr. HENNAOUI Mustapha. J'exprime ma gratitude à l'ensemble du personnel enseignant, personnel technique et administratif du département de génie civil.

Je désire grandement remercier ma mère et mon mari pour leur soutien moral, leur patience et leurs encouragements tout au long de ces années de thèse. J'aimerais qu'ils sachent que cette thèse leur est due. Je leur en suis infiniment reconnaissante.

Je tiens aussi à remercier tous mes amis (es), en particulier Mademoiselle YOUSARI Fatima Zohra.

ملخص

يسمح دمج الإضافات المعدنية والعضوية في تركيبة الخرسانة، بتقديم مكاسب اقتصادية وبيئية عن طريق تقليل كمية الأسمنت من ناحية، وتعديل خصائص هذا المنتج من ناحية أخرى ولا سيما الخصائص الريولوجية والتريولوجية، مما يؤثر على قدرته على الضخ. في هذا البحث، قمنا بدراسة تأثير الإضافات المعدنية المحلية مثل حشو الحجر الكلسي (FC)، والبوزولان الطبيعي (PN) وخبث الفرن العالي (LHF)، جنبًا إلى جنب مع الملدنات من أجيال مختلفة (بولي كربوكسيلات (PC) وبوليناقتالين سلفونات (PNS)) على الخصائص التريولوجية التي تتحكم في قابلية ضخ الخرسانة. بالإضافة إلى ذلك، قمنا بتحديد مكونات طبقات التشحيم التي يمكن أن تتشكل أثناء الاختبارات التريولوجية.

في هذا البحث، تم أيضا إجراء دراسة ارتباطية بين الخصائص التريولوجية للخرسانة والمعايير الانسيابية للملاط المشتق (الملاط الخرساني (MB) والملاط الخرساني المكافئ (MBE)) بهدف معرفة ما إذا كان من الممكن توصيف قابلية الضخ عن طريق ريولوجيا هذا الملاط من أجل الحد من ثقل الدراسات التجريبية على الخرسانة. كما تم تقييم مقاومة الانضغاط والمسامية لتوصيف خصائص الخرسانة المدروسة في حالة التصلب.

أظهرت النتائج التجريبية أن السلوك التريولوجي للخرسانة المختبرة هو سلوك خطي. علاوة على ذلك، فإن تأثير الإضافات المعدنية على الخصائص التريولوجية للخرسانة لا يعتمد فقط على نوع ومعدل الاستبدال ولكن أيضًا على طبيعة الملدن المستخدم. ومن ثم فإن استبدال الأسمنت بنسبة 30% FC و 60% LHF للخرسانة التي تحتوي على الملدن PC كان مفيدًا، ومن ناحية أخرى، فإن استخدام PN بنسبة تزيد عن 10% يؤدي إلى انخفاض في الترهل وزيادة الاحتكاك في الواجهة. لكن الملدن PNS تسبب في زيادة الخصائص التريولوجية بغض النظر عن الإضافات المعدنية المستخدمة وهذا ما يؤثر سلبيًا على قابلية ضخ الخرسانة. كما أظهرت النتائج التأثير المفيد لزيادة حجم العجينة في الطبقة الحدودية على الثابت اللزج بفضل استخدام الإضافات المعدنية. كما أسفرت الدراسة الارتباطية بين خصائص الخرسانة وخصائص الملاط المشتق عن وجود ارتباطات مرضية بين تريولوجيا الخرسانة التي تم تحليلها وريولوجيا MBEs المشتق.

الكلمات المفتاحية

الخصائص التريولوجية، الخصائص الريولوجية، الطبقة الحدودية، الإضافات المعدنية، الملدنات، الخرسانة، الملاط الخرساني، الملاط الخرساني المكافئ.

Résumé

L'intégration des additions minérales et organiques dans la composition du béton permet d'une part, d'offrir un gain économique et écologique en réduisant la quantité du ciment et d'autre part, de modifier les propriétés de ce produit, notamment la rhéologie et la tribologie, ce qui affecte sa pompabilité. De ce fait, l'influence des additions minérales locales à savoir les fillers calcaires (FC), la pouzzolane naturelle (PN) et le laitier de haut fourneau (LHF), combinées avec deux superplastifiants de différentes générations (Polycarboxylate (PC) et Polynaphtalène Sulfonate (PNS)) sur les paramètres tribologiques a été étudiée dans cette recherche. De plus, nous avons déterminé les compositions des couches lubrifiantes qui peuvent être constituées au cours des essais tribologiques.

Toutefois, une étude corrélatrice entre les paramètres tribologiques des bétons et les paramètres rhéologiques de ses mortiers dérivés (mortier de béton (MB) et mortier de béton équivalent (MBE)) a été menée dans le but de savoir s'il est possible de caractériser la pompabilité du béton à partir de la rhéologie de ces mortiers afin de limiter la lourdeur des études expérimentales sur le béton. Aussi, la résistance à la compression et la porosité accessible à l'eau ont été évalués pour caractériser les propriétés des bétons étudiés à l'état durci.

Les résultats expérimentaux ont montré que le comportement tribologique des bétons testés est linéaire. Par ailleurs, l'effet des additions minérales sur les paramètres tribologiques dépend non seulement du type et du taux de substitution mais aussi de la nature du superplastifiant utilisé. D'où la substitution du ciment par 30% de FC et par 60% du LHF pour les bétons à base de PC a été bénéfique. Par contre, l'utilisation de la PN au-delà d'un taux de 10% entraîne une diminution significative de l'affaissement et un accroissement des frottements à l'interface. Cependant, le superplastifiant à base de PNS a causé une augmentation des paramètres tribologiques quel que soit l'addition minérale utilisée ce qui affecte négativement la pompabilité du béton. Aussi, nous avons montré l'effet bénéfique de l'augmentation du volume de la pâte dans la couche limite sur la constante visqueuse grâce à l'utilisation des additions minérales. L'étude corrélatrice entre les propriétés du béton et ceux des mortiers correspondants a montré l'existence des corrélations satisfaisantes entre la tribologie des bétons analysés et la rhéologie des MBE correspondants.

Mots clés :

Propriétés tribologiques, Propriétés rhéologiques, Couche limite, Additions minérales, Superplastifiant, Béton, Mortier de béton, Mortier de béton équivalent.

Abstract

The integration of mineral and organic additions into the composition of concrete allows, on the one hand, achieving economic and ecological gains by reducing the quantity of cement and on the other hand, modifying the properties of this material, in particular the rheological and tribological properties; this would certainly affect its pumpability. As a result, the influence of local mineral additions, such as limestone fillers (LF), natural pozzolan (NP) and blast furnace slag (BFS) combined with two superplasticizers of different generations, i.e. Polycarboxylate (PC) and Polynaphthalene Sulfonate (PNS), on the tribological parameters was studied in this research. The compositions of the lubricating layers that may be formed during the tribological tests were also determined.

On the other hand, a correlative study between the tribological parameters of concretes and the rheological parameters of derived mortars (concrete mortar (CM) and concrete equivalent mortar (CEM)) was carried out with the aim of knowing whether it is possible to characterize the pumpability of concrete based on the rheology of these mortars with the aim of making the experimental studies on concrete lighter and shorter. In addition, the compressive strength and porosity accessible to water were assessed in order to characterize the properties of the concretes studied in the hardened state.

The experimental results indicated that the tribological behavior of the concretes tested is linear. Furthermore, it was found that the effect of mineral additions on the tribological parameters depends not only on the type and rate of substitution but also on the nature of the superplasticizer used. In addition, the substitution of cement by 30% of LF and 60% of blast furnace slag (BFS) for PC-based concretes was beneficial. On the other hand, using natural pozzolan (NP) above a rate of 10% resulted in a significant decrease in slump and increased friction at the interface. However, the PNS-based superplasticizer caused an increase in the tribological parameters, regardless of the mineral addition used; this negatively affected the pumpability of concrete. Furthermore, it turned out that increasing the volume of the mixture paste in the boundary layer has a beneficial effect on the viscous constant due to the use of mineral additions. Moreover, the correlative study between the properties of concrete and those of the corresponding mortars suggested the existence of satisfactory correlations between the tribology of the concretes analyzed and the rheology of the corresponding concrete equivalent mortars (CEMs).

Keywords: Tribological properties; Rheological properties; Boundary layer; Mineral additions; Superplasticizer; Concrete; Concrete mortar; Equivalent concrete mortar.

SOMMAIRE

Résumé.....	i
Abstract.....	ii
LISTE DES FIGURES.....	vi
LISTE DES TABLEAUX.....	xiv
NOTATIONS.....	xv
INTRODUCTION GENERALE.....	1
Chapitre 1 : État de l’art sur la tribologie et la rhéologie des bétons et des mortiers.....	4
1.1 Introduction.....	5
1.2 La tribologie des bétons et appareils de mesure.....	5
1.2.1 Tribomètre développé par Ede.....	5
1.2.2 Tribomètre développé par Best et Lane.....	6
1.2.3 Tribomètre développé par Morinaga.....	7
1.2.4. Tribomètre développé par Kaplan.....	7
1.2.5 Tribomètre développé par Chapdelaine.....	8
1.2.6 Tribomètre développé par Ngo.....	9
1.2.7 Tribomètre développé par Kwon et al.....	10
1.2.8 Tribomètre développé par Feys et al.....	11
1.2.9 Tribomètre développé par Secrieru.....	12
1.2.10 Rhéomètre à tube coulissant (Sliding Pipe Rheometer).....	13
1.3 La rhéologie et appareils de mesure.....	16
1.3.1 Les rhéomètres.....	22
1.4 L’écoulement du béton dans une conduite de pompage.....	25
1.5 L’impact des propriétés rhéologiques et tribologiques des bétons sur la pompabilité.....	29
1.6 L’utilisation des paramètres rhéologiques et tribologiques pour la prediction des paramètres de pompage.....	30
1.6.1 Modèle de Chouinard (1999).....	31
1.6.2 Modèle de Kaplan (2000).....	31
1.6.3 Modèle de Khatib (2013).....	35
1.6.4 Modèle de Kwon et al., (2013b).....	36
1.6.5 Modèle de Mai et al., (2014).....	37
1.6.6 Modèle de Chen et al., (2019).....	38
1.7 Conclusion.....	39

Chapitre 2 : Paramètres influençant les propriétés du béton.....	40
2.1 Introduction.....	41
2.2 Influence des équipements de pompage sur la pompabilité.....	42
2.2.1 Les conduites de pompage	42
2.2.2 Les réducteurs et les coudes	44
2.3. Influence des paramètres de formulation du béton sur la pompabilité	45
2.3.1 Les granulats.....	45
2.3.2 Le volume optimal de la pâte	49
2.3.3 Le rapport E/C	52
2.3.4 Les additions minérales	54
2.3.5 Les adjuvants	68
2.4 Conclusion	70
Chapitre 3 : Programme expérimental	71
3.1 Introduction.....	72
3.2 Caractérisation des matériaux utilisés.....	72
3.2.1 Le ciment	72
3.2.2 Les fillers calcaires.....	73
3.2.3 La pouzzolane naturelle	74
3.2.4 Le laitier de haut fourneau	75
3.2.5 Les granulats	77
3.2.6 Les superplastifiants	77
3.3 Formulation des bétons	78
3.4 Formulation des mortiers	79
3.5 Procédures d'essai	82
3.5.1 Essai d'affaissement des bétons et des mortiers.....	82
3.5.2 Essai tribologique des bétons	82
3.5.3 Essai rhéologique des mortiers	84
3.5.4 Prélèvement de la couche lubrifiante (CL).....	86
3.5.5 Résistance à la compression	87
3.5.6 Porosité accessible à l'eau	87
3.6 Conclusion	88
Chapitre 4 : Présentation et interprétation des résultats	89
4.1 Introduction.....	90

4.2 Comportement tribologique des bétons testés	90
4.3 Influence des additions minérales sur la tribologie des bétons contenant le superplastifiant PC.....	91
4.3.1 Influence sur la constante visqueuse.....	91
4.3.2 Influence sur le seuil d'interface.....	93
4.3.3 Influence sur l'affaissement.....	94
4.4 Influence des additions minérales sur la tribologie des bétons contenant le superplastifiant PNS	95
4.4.1 Influence sur la constante visqueuse.....	95
4.4.2 Influence sur le seuil d'interface.....	96
4.4.3 Influence sur l'affaissement.....	96
4.5. Analyse de la couche lubrifiante.....	97
4.6. Influence des additions minérales sur la résistance à la compression des bétons.....	102
4.7. Influence des additions minérales sur la porosité accessible à l'eau des bétons.....	106
4.8. Corrélation entre la tribologie des bétons et la rhéologie des mortiers correspondants ..	107
4.8.1 Corrélation entre l'affaissement des bétons et des mortiers correspondants.....	108
4.8.2 Corrélation entre la rhéologie des MB et la tribologie des bétons.....	108
4.8.3 Corrélation entre la rhéologie des MBE et la tribologie des bétons.....	109
4.9. Conclusion	110
CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES.....	112
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	115

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1. Tribomètre développé par Ede (1957).....	6
Figure 1.2. Tribomètre développé par Best et Lane (1960).....	6
Figure 1.3. Tribomètre développé par Morinaga (1973).....	7
Figure 1.4. Tribomètre développé par Kaplan (2000).....	8
Figure 1.5. Tribomètre développé par Chapdelaine (2007).....	8
Figure 1.6. Le profil de vitesse utilisé pour l’essai tribologique (Chapdelaine, 2007)	9
Figure 1.7. Principales parties du tribomètre et la procédure d’essai (Ngo, 2009)	10
Figure 1.8. Tribomètre développé par Kwon et al., (2013a).....	11
Figure 1.9. Profil de vitesse imposé (Kwon et al., 2013a).....	11
Figure 1.10. Tribomètre développé par Feys et al., (2015).....	12
Figure 1.11. Tribomètre développé par Secrieru (2018).....	13
Figure 1.12. Les parties du rhéomètre à tube coulissant (Mechtcherine et al., 2014).....	13
Figure 1.13. Procédure d’essai pour le rhéomètre à tube coulissant (Kwon et al., 2016).....	14
Figure 1.14. Corrélation entre les paramètres mesurés par le Sliper et le viscosimètre (a) la viscosité, (b) le seuil de cisaillement (Mechtcherine et al., 2014)	15
Figure 1.15. Comparaison entre la relation Pression-Débit estimée à partir des mesures effectuées par le Sliper et ceux obtenus pendant le pompage du béton (Mechtcherine et al., 2014)	15
Figure 1.16. Circuit de pompage à petite échelle (Secrieru et al., 2018).....	16
Figure 1.17. Comparaison entre la pression mesurée par le Sliper et celle obtenue pendant le pompage (Secrieru et al., 2018)	16
Figure 1.18. Corrélation entre les paramètres rhéologiques et les paramètres tribologiques des bétons à différentes températures (Secrieru et al., 2016)	17

Figure 1.19. Relation entre la viscosité des bétons et celle des couches limites (Jeong et al., 2016)	17
Figure 1.20. Déformation résultant lorsqu'un fluide est cisailé	18
Figure 1.21. Courbes d'écoulement rhéologique des fluides	18
Figure 1.22. Relation entre les viscosités tangentielles du modèle de Bingham modifié et celles d'Herschel-Bulkley pour différentes vitesses de cisaillement (Taleb , 2017)	20
Figure 1.23. Corrélation entre les paramètres rhéologiques des mortiers et ceux des bétons (Gołaszewski et al., 2016).....	21
Figure 1.24. Rhéomètres rotatifs :(a) Plan-Plan, (b) Cône-Plan, (c) Cylindres coaxiaux (Couette) (Roussel, 2012)	22
Figure 1.25. Écoulement du béton pendant le pompage (Kaplan, 2000).....	26
Figure 1.26. Échantillons de béton prélevés à la sortie des tuyaux de pompage (à gauche : béton bloqué ; à droite : béton coulant) (Kaplan et al., 2005).....	27
Figure 1.27. Courbes granulométriques des sables du béton et de la couche limite : (a) 1ère série avec variation du volume de pâte ; (b) 2ème série avec variation du rapport E/C (Ngo et al., 2012)	27
Figure 1.28. Observation de la couche de lubrification avec l'analyse PIV (image de gauche capturée par la caméra, image de droite : analyse PIV de la zone encadrée sur l'image de gauche) (Le et al., 2012).	28
Figure 1.29. Influence des paramètres rhéologiques de la couche limite sur le débit (Jang et al., 2018b).....	29
Figure 1.30. Courbe de perte de pression-débit pour deux types de béton (béton auto-plaçant et ordinaire) (Feys et al., 2013)	30
Figure 1.31. Corrélation entre la perte de pression dans une conduite et les propriétés rhéologiques des bétons pompés (a) la viscosité (b) le seuil de cisaillement (Feys et al., 2016)	30
Figure 1.32. Corrélation entre les frictions à la paroi du tuyau de pompage et les frictions calculées (Chouinard, 1999)	31
Figure 1.33. Relation entre la pression de pompage prédite et le débit (Kaplan, 2000)	32
Figure 1.34. Courbe typique de la pression de pompage (Chapdelaine, 2007)	33
Figure 1.35. Validation du modèle de prédiction de la pression de pompage (a) sans considération des coudes (b) avec considération des coudes (Chapdelaine, 2007)	34

Figure 1.36. Relation entre les pressions calculées avec le modèle et ceux mesurées (Feys et al., 2015)	34
Figure 1.37. Comparaison entre les pressions mesurées par le modèle et les pressions mesurées (a) par le Sliper, (b) pendant le pompage des bétons (Secrieru et al., 2018)	35
Figure 1.38. Comparaison entre les pertes de pression mesurées et celles calculées (a) pour un diamètre de conduite de 127 mm, (b) pour un diamètre de conduite de 102mm (Khatib, 2013)	36
Figure 1.39. Comparaison entre les débits mesurés et les débits calculés (Kwon et al., 2013b)	37
Figure 1.40. Comparaison entre la pression théorique, la pression expérimentale et la pression mesurée (Mai et al., 2014)	38
Figure 1.41. Schéma des cylindres de la pompe et les tuyaux de pompage pour calculer la vitesse d'écoulement du béton dans les tuyaux de pompage (Chen et al., 2019).....	39
Figure 2.1. Facteurs qui causent le blocage du béton pendant le pompage (Hazaree et Mahadevan 2016).....	41
Figure 2.2. Le taux de la matière lubrifiante nécessaire pour former la couche lubrifiante à différentes épaisseurs en fonction du diamètre du tuyau (Jolin, 2009).....	42
Figure 2.3. Relation entre le rayon de la conduite et l'épaisseur de la couche de lubrification pour différents débits (a) tracé en 3D ; (b) diagramme de contour (Katib, 2013)	43
Figure 2.4. Influence de la rugosité de la surface intérieure du tuyau sur : (a) La constante visqueuse μ_i et la pression de pompage, (b) le seuil de cisaillement τ_{0i} (Secrieru et al., 2017)	44
Figure 2.5. La pression de pompage par unité de longueur de tuyau en fonction D_{max} des graviers (Choi et al., 2014c).....	46
Figure 2.6. Variation de la constante visqueuse (a) et du seuil d'interface (b) en fonction du rapport G/S (Ngo et al., 2007).....	48
Figure 2.7. Effet du taux des granulats grossiers sur les propriétés du béton (a) la viscosité plastique (b) la constante visqueuse (Vosahlik et al., 2016).....	48
Figure 2.8. Effet du rapport Sable/Gravier sur les paramètres tribologiques du béton : (a) le seuil d'interface, (b) la constante visqueuse (Vosahlik, 2018)	48
Figure 2.9. Pompabilité du béton en fonction de la teneur en ciment et la porosité du béton (Neville, 1995)	49

Figure 2.10. Évolution de la constante visqueuse du béton (Itribtot) et la constante visqueuse de la couche limite (Itribll) en fonction du volume de la pâte (Khatib, 2013).....	50
Figure 2.11. Variation des paramètres de pompage en fonction du volume de pâte (Ngo, 2009)	50
Figure 2.12. Influence du volume de la pâte de ciment pour les différentes distributions granulométriques des granulats sur les paramètres d'interface (Mai et al., 2014).....	51
Figure 2.13. Distinction entre les interactions hydrodynamiques lors de l'écoulement du béton dans les tuyaux : (a) mélange contenant un volume suffisant de la pâte de ciment, (b) mélange contenant un volume insuffisant de la pâte de ciment (Feys et al., 2013)	51
Figure 2.14. Effet du rapport E/C sur la pression du pompage du béton (Ede, 1957).....	52
Figure 2.15. Variation des paramètres d'interface en fonction du rapport E/C (Vosahlik, 2018)	53
Figure 2.16. Variation de la constante visqueuse en fonction des paramètres de composition : (a) variation du volume de pâte ; (b) variation du rapport E/C (Ngo et al., 2011).....	53
Figure 2.17. La perte de pression en fonction du rapport E/C (Khatib, 2013).....	53
Figure 2.18. Évolution des paramètres rhéologiques des bétons en fonction de la nature et le taux de substitution d'additions minérales (les fillers calcaires et la pouzzolane). (Taleb et al., 2017)	55
Figure 2.19. Influence de la taille des particules des fillers calcaires sur les paramètres rhéologiques des bétons étudiés (Vance et al., 2013)	56
Figure 2.20. Influence du taux d'addition des fillers calcaires sur la résistance à la compression (Mikhailova et al., 2013).....	57
Figure 2.21. Influence du taux de substitution du ciment par les fillers calcaires en fonction de l'âge du béton (El Bahi et al., 2016)	58
Figure 2.22. Variation du dosage en superplastifiant en fonction du taux de substitution du ciment par le LHF (Sethy et al., 2014).....	59
Figure 2.23. Influence du laitier de haut fourneau sur l'Affaissement des bétons (Arivalagan, 2014)	60
Figure 2.24. Influence du laitier de haut fourneau sur la rhéologie des bétons (a) Seuil de cisaillement ; (b) Viscosité (Boukendakdji et al., 2012).....	60
Figure 2.25. Évolution de la viscosité en fonction du type et du taux additions minérales (Adjoudj, 2015).....	61

Figure 2.26. Influence du laitier de haut fourneau sur la résistance à la compression (Benmammar et al., 2019).....	61
Figure 2.27. Évolution de la résistance à la compression des mortiers à base du LHF en fonction de la finesse, le taux de substitution et l'âge (Gupta, 2016)	62
Figure 2.28. Les courbes d'écoulement des bétons contenant la pouzzolane naturelle (Mansour et Ghernouti, 2020).....	64
Figure 2.29. Évolution des paramètres rhéologiques des mortiers en fonction du rapport E/L et du taux de substitution du ciment par la PZ : (a) le seuil de cisaillement, (b) la viscosité (Kesseir et al., 2020)	64
Figure 2.30. Influence de la pouzzolane naturelle sur la résistance à la compression (El Bahi et al., 2016)	65
Figure 2.31. La résistance à la compression des bétons contenant la pouzzolane naturelle (Dif et al., 2018).....	66
Figure 2.32. La résistance à la compression des bétons avec différentes additions minérales (Hossain et al., 2021)	67
Figure 2.33. Variation des paramètres de pompage en fonction du dosage en ciment substitué par le filler (Ngo, 2009)	67
Figure 2.34. Variation des paramètres de pompage en fonction du dosage en ciment substitué par la fumée de silice (Ngo, 2009).....	67
Figure 2.35. Effet du type de SP sur l'étalement des bétons contenant le laitier de haut fourneau (Boukendakdji et al., 2012).....	69
Figure 2.36. Variation de la viscosité du béton et la viscosité de la couche lubrifiante en fonction du dosage en superplastifiant (Jeong et al., 2016)	69
Figure 3.1. Analyse du ciment par microscope électronique à balayage (MEB) (× 5000).....	73
Figure 3.2. Analyse du ciment par diffraction aux rayons X (DRX).....	73
Figure 3.3. Analyse des fillers calcaires par microscope électronique à balayage (MEB) (× 5000)	74
Figure 3.4. Analyse des fillers calcaires par diffraction aux rayons X (DRX)	74
Figure 3.5. Analyse de la pouzzolane naturelle par microscope électronique à balayage (MEB) (× 5000).....	75
Figure 3.6. Analyse de la pouzzolane naturelle par diffraction aux rayons X (DRX).....	75

Figure 3.7. Analyse du laitier de haut fourneau par microscope électronique à balayage (MEB) ($\times 5000$)	76
Figure 3.8. Analyse du laitier de haut fourneau par diffraction aux rayons X (DRX).....	76
Figure 3.9. Distributions granulométriques des granulats utilisés	77
Figure 3.10. Dosages de saturation des superplastifiants.....	78
Figure 3.11. Le cône d'Abrams et le mini-cône (Schwartzentruber et al., 2000).....	82
Figure 3.12. Composants du tribomètre utilisé	83
Figure 3.13. Profile de vitesse.....	83
Figure 3.14. Procédure de mesure.....	84
Figure 3.15. Les composants du rhéomètre	85
Figure 3.16. La démarche de mesure rhéologique	85
Figure 3.17. Prélèvement de la couche lubrifiante (CL).....	87
Figure 3.18. Équipements de mesure de la porosité accessible à l'eau (El Bahi et al., 2016)..	88
Figure 4.1. Comportement tribologique des bétons contenant le superplastifiant PNS	91
Figure 4.2. Comportement tribologique des bétons contenant le superplastifiant PC.....	91
Figure 4.3. Influence des additions minérales sur la constante visqueuse des bétons contenant le superplastifiant PC	92
Figure 4.4. Influence des additions minérales sur le seuil d'interface des bétons contenant le superplastifiant PC	93
Figure 4.5. Influence des additions minérales sur l'affaissement des bétons contenant le superplastifiant PC	94
Figure 4.6. Influence des additions minérales sur la constante visqueuse des bétons contenant le superplastifiant PNS.....	95
Figure 4.7. Influence des additions minérales sur le seuil d'interface des bétons contenant le superplastifiant PNS.....	96
Figure 4.8. Influence des additions minérales sur l'affaissement des bétons contenant le superplastifiant PNS.....	97
Figure 4.9. Aspect visuel des couches lubrifiantes formées au cours d'un essai tribologique (a) béton fluide (b) béton ferme.....	98

Figure 4.10. Pourcentage des constituants de la couche limite pour les bétons contenant le superplastifiant PC et les fillers calcaires	98
Figure 4.11. Pourcentage des constituants de la couche limite pour les bétons contenant le superplastifiant PC et la pouzzolane naturelle	99
Figure 4.12. Pourcentage des constituants de la couche limite pour les bétons contenant le superplastifiant PC et le laitier de haut fourneau	99
Figure 4.13. Pourcentage des constituants de la couche limite pour les bétons contenant le superplastifiant PNS et les fillers calcaires	100
Figure 4.14. Pourcentage des constituants de la couche limite pour les bétons contenant le superplastifiant PNS et la pouzzolane naturelle.	100
Figure 4.15. Pourcentage des constituants de la couche limite pour les bétons contenant le superplastifiant PNS et le laitier de haut fourneau.....	101
Figure 4.16. Variation de la constante visqueuse en fonction de la quantité de la pâte dans la couche limite des bétons testés	101
Figure 4.17. Distribution granulométrique du sable de la couche limite (exemple du béton contenant le superplastifiant PC et les fillers calcaires).....	102
Figure 4.18. Influence des fillers calcaires sur la résistance à la compression des bétons contenant le superplastifiant PC.....	103
Figure 4.19. Influence de la pouzzolane naturelle sur la résistance à la compression des bétons contenant le superplastifiant PC.	104
Figure 4.20. Influence du laitier de haut fourneau sur la résistance à la compression des bétons contenant le superplastifiant PC.....	104
Figure 4.21. Influence des fillers calcaires sur la résistance à la compression des bétons contenant le superplastifiant PNS	105
Figure 4.22. Influence de la pouzzolane naturelle sur la résistance à la compression des bétons contenant le superplastifiant PNS	105
Figure 4.23. Influence du laitier de haut fourneau sur la résistance à la compression des bétons contenant le superplastifiant PNS	106
Figure 4.24. Influence des additions minérales sur la porosité des bétons contenant le superplastifiant PC	107
Figure 4.25. Influence des additions minérales sur la porosité des bétons contenant le superplastifiant PNS.....	107

Figure 4.26. Relation entre l'affaissement des bétons et l'étalement des MBE : (a) échantillons contenant les fillers calcaires, (b) échantillons contenant le laitier de haut fourneau108

Figure 4.27. Relation entre l'affaissement des bétons et l'étalement des MB : (a) échantillons contenant les fillers calcaires, (b) échantillons contenant le laitier de haut fourneau108

Figure 4.28. Relation entre la constante visqueuse des bétons et la viscosité des MB : (a) échantillons contenant le laitier de haut fourneau, (b) échantillons contenant les fillers calcaires.....109

Figure 4.29. Relation entre le seuil d'interface des bétons et le seuil de cisaillement des MB : (a) échantillons contenant le laitier de haut fourneau, (b) échantillons contenant les fillers calcaires.....109

Figure 4.30. Relation entre la constante visqueuse des bétons et la viscosité des MBE : (a) échantillons contenant le laitier de haut fourneau, (b) échantillons contenant les fillers calcaires.....110

Figure 4.31. Relation entre le seuil d'interface des bétons et le seuil de cisaillement des MBE : (a) échantillons contenant le laitier de haut fourneau, (b) échantillons contenant les fillers calcaires.....110

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1. 1. Les rhéomètres à béton.....	23
Tableau 2. 1. Effet de la taille maximale des granulats sur la rhéologie du béton et de la couche lubrifiante (Choi, 2013).....	45
Tableau 2. 2. Distribution granulométrique des granulats pour les bétons pompés (D'après ACI 304.2R-91)	47
Tableau 2. 3. Influence des fillers calcaires sur le volume et la compacité de la pâte (Taleb et al., 2017)	55
Tableau 2. 4. Les paramètres rhéologiques des mortiers étudiés (Bouglada et al., 2019)	65
Tableau 3. 1. Propriétés physiques et chimiques du ciment, fillers calcaires, Pouzzolane et le laitier de haut fourneau.....	76
Tableau 3. 2. Caractéristiques des superplastifiants utilisés.	78
Tableau 3. 3. Compositions des bétons contenant le superplastifiant à base de polycarboxylate (PC).....	79
Tableau 3. 4. Compositions des bétons contenant le superplastifiant à base de Polynaphtalène Sulfonate (PNS)	79
Tableau 3. 5. La surface développée des graviers.....	81
Tableau 3. 6. La surface développée du sable.....	81
Tableau 3. 7. Compositions des mortiers testés	82

NOTATIONS

h	Hauteur du cylindre tournant (m).
k	Coefficient.
T	Couple total appliqué sur le cylindre tournant (N.m).
T_0	Couple à l'origine appliqué sur le cylindre tournant (N.m).
r	Rayon moyen du cylindre (m).
V	Vitesse de rotation du cylindre (tr/min).
τ_i	Contrainte de frottement (Pa).
τ_{0i}	Seuil d'interface (Pa).
η	Constante visqueuse (Pa.s/m).
v	Vitesse relative de glissement (m/s).
$\mu_{couche\ limite}$	Viscosité plastique de la couche limite (Pa.s).
$e_{couche\ limite}$	Épaisseur de la couche limite (m).
CL	Couche lubrifiante ou couche limite.
E_{max}	Épaisseur maximale de la pâte.
Φ	Teneur en solide de la pâte.
Φ^*	Compacité maximale des grains pour un indice de serrage égal à 9.
Q	Débit (m ³ /h).
D	Diamètre du tuyau de pompage (m).
L	Longueur du tuyau de pompage (m).
ρ	Densité du béton.
H	Hauteur de pompage (m).
τ_0	Seuil de cisaillement (Pa).
μ	Viscosité plastique (Pa.s).
$\dot{\gamma}$	Gradient de vitesse de cisaillement (s ⁻¹).
K	Consistance du fluide.
n	Indice de fluidité.
MBE	Mortier de béton équivalent.
MB	Mortier de béton.
PNS	Polynaphtalène Sulfonate.
PC	Polycarboxylate.
M	Couple total appliqué sur le béton (N.m).
M_0	Couple à l'origine (frottement intrinsèque de l'agitateur) (N.m).
H, C	Coefficients de proportionnalité.
Ω	Vitesse de rotation de la pâle (tours/s).
R_1	Rayon de la pâle (m).
R_2	Rayon du récipient (m).
h	Hauteur de la pâle (m).
P	Pression de pompage (Pa).
R	Rayon du tuyau (m).

k_r	Coefficient de remplissage qui dépend du type de pompe.
K_{eff}	Coefficient d'efficacité calculé.
T_{eff}	Temps effectif (sec).
T_{moy}	Temps moyen (sec).
T_{valve}	Temps de la déviation de la valve (1/2 sec).
I_{tribII}	Constante visqueuse (Pa.s / m).
Δp_1	Perte de pression par unité de longueur de tuyau pour un diamètre de conduite de 127 mm (KPa / m).
Δp_2	Perte de pression par unité de longueur de tuyau pour un diamètre de conduite de 102 mm (KPa / m).
R_L	Distance entre le centre du tuyau et la couche lubrifiante (m).
$\tau_{s,0}$	Seuil de cisaillement de la couche lubrifiante (Pa).
μ_s	Viscosité de la couche lubrifiante (Pa.s).
$\frac{Sp}{Sp^*}$	Rapport entre le dosage et le dosage de saturation en superplastifiant.
D_{max}	Taille maximale du granulat concassé (mm).

INTRODUCTION GENERALE

La mise en place du béton est une phase importante dans le domaine de construction, car elle peut conditionner la qualité d'un ouvrage. Pour la réussite de cette phase, il faut choisir une technique fiable et qui s'adapte parfaitement aux conditions du chantier. Durant les dernières décennies, le pompage du béton a pu répondre à ces critères et il a fait preuve comme étant le meilleur moyen de mise en place surtout lorsqu'une cadence élevée de bétonnage est exigée ou dans le cas du bétonnage dans des sites difficilement accessibles.

Cependant, l'emploi de cette technique s'accompagne parfois de quelques problèmes tels que, la perte d'homogénéité du béton lors de son écoulement (ségrégation, ressuage) à cause des pressions de pompage élevées (Secrieru, 2018) ainsi que la formation des bouchons causant un blocage du béton. La solution principale pour affronter ces problèmes est de mieux comprendre le comportement du béton lors du pompage. Pour ce faire, des appareils de mesure appelés « tribomètres » ont été inventés pour évaluer le frottement à l'interface béton-paroi de la tuyauterie par la détermination des propriétés tribologiques du béton. Ces mesures tribométriques ont permis aussi de caractériser les propriétés de la couche limite (CL) qui participe à la lubrification et la réduction des frottements à l'interface béton-paroi des tuyaux en facilitant l'écoulement de ce matériau à travers la canalisation de pompage (Feys et al., 2016 ; Khatib, 2013).

Avec l'apparition de nouveaux matériaux de construction, la formulation du béton n'est plus basée seulement sur la combinaison de trois composants (ciment, eau et granulats), mais elle s'est développée vers l'incorporation des additions minérales et chimiques. La substitution partielle du ciment par des additions minérales vise à réduire la consommation du ciment ce qui engendre une réduction non seulement du coût du béton mais aussi l'émission des gaz à effet de serre offrant un gain économique et écologique important. À l'échelle du béton, l'utilisation de ces additions minérales participe au bon remplissage des vides entre les granulats et donc à la libération de l'eau contenue dans ces vides ainsi que la réduction des frictions entre les particules. Quant aux additions chimiques, leur utilisation vise à réduire la quantité d'eau de gâchage et garantir la cohésion du mélange. Cela, cause une modification des propriétés du béton telles que les propriétés rhéologiques et tribologiques.

Nombreuses recherches ont été menées sur la variation de la rhéologie du béton en fonction des additions minérales (Vance et al., 2013 ; Kenai et al., 2014 ; Safiddine et al., 2017), des superplastifiants (Laichaoui et al., 2011), ainsi que de la combinaison entre ces deux matériaux (Sethy et al., 2014 ; Taleb et al., 2021). Néanmoins, les recherches sur l'apport de ces matériaux sur les propriétés tribologiques du béton surtout à base de matériaux locaux reste limitées.

De plus, la littérature a fait ressortir le rôle important de la couche lubrifiante, qui se forme entre le béton et la paroi des tuyaux de pompage en facilitant l'écoulement du béton, et qui nécessite donc une étude approfondie spécialement sur sa composition.

D'un autre côté, les études antérieures ont montré que les essais à l'échelle réduite sur des mortiers peuvent être utilisés pour évaluer l'effet de la composition du mélange sur les propriétés rhéologiques des bétons correspondants.

Par conséquent, plusieurs questions peuvent se poser : est-ce que l'effet des ajouts minéraux (AM) et organiques (SP) sur la tribologie du béton est efficace ? Est-ce que cet effet dépend de la nature de l'ajout, du taux de substitution et de l'interaction AM-SP ? Serait-il possible d'évaluer la tribologie du béton en se basant uniquement sur des essais rhéologiques des mortiers correspondants ?

De ce fait, cette recherche vise dans un premier temps, à étudier expérimentalement et à l'aide d'un tribomètre rotatif, l'effet des additions minérales locales (les fillers calcaires, la pouzzolane naturelle et le laitier de haut fourneau) combinées avec des superplastifiants de différentes générations (superplastifiants à base de polycarboxylate (PC) et ceux à base de Polynaphtalène Sulfonate (PNS)) sur les propriétés tribologiques des bétons. Nous nous intéresserons principalement à l'évaluation des deux paramètres à savoir le seuil d'interface et la constante visqueuse qui gouvernent la pompabilité des bétons. Toutefois, nous mettrons en évidence les modèles tribologiques qui en découlent tout en essayant de déterminer les compositions des couches lubrifiantes qui apparaissent au cours des essais tribologiques supposant qu'elles possèdent des propriétés similaires à celles de la couche formée lors de l'opération de pompage. De plus de la caractérisation à l'état frais, les bétons formulés ont été soumis aussi à des essais de caractérisation à l'état durci (résistances mécaniques, porosité accessible à l'eau).

Ensuite, nous mènerons une étude corrélatrice entre les paramètres tribologiques des bétons et les paramètres rhéologiques de ses mortiers dérivés (le mortier de béton (MB) et le mortier de béton équivalent (MBE)) dans le but de savoir s'il est possible de caractériser la pompabilité du béton à partir de la rhéologie de ces mortiers dérivés afin de limiter la lourdeur des études sur le béton.

Cette thèse comporte quatre chapitres précédés par cette introduction générale.

Le premier chapitre présente une synthèse bibliographique faisant le point sur le comportement du béton dans les conduites de pompage, les caractéristiques de la couche lubrifiante ainsi que sur les notions de la tribologie et la rhéologie du béton avec leurs appareils de mesures. Ce chapitre s'intéresse aussi à l'influence des paramètres rhéologiques et tribologiques sur la pompabilité ainsi que leurs utilisations pour prédire le pompage du béton.

Le deuxième chapitre concerne une étude bibliographique sur les paramètres susceptibles d'affecter les propriétés du béton sur le plan rhéologique, tribologique, la résistance à la compression et la durabilité. Tout en soulignant l'effet des additions minérales et des superplastifiants utilisés dans cette recherche tels que les fillers calcaires, la pouzzolane naturelle, le laitier de haut fourneau ainsi que les superplastifiants à base de polycarboxylate (PC) et celui à base de Polynaphtalène Sulfonate (PNS).

Des détails sur le programme expérimental suivi, les procédures d'essais adoptées et la caractérisation des matériaux utilisés dans cette étude ainsi que les compositions des mélanges étudiés font l'objet du troisième chapitre.

Le dernier chapitre rassemble les résultats relatifs au programme expérimental et les interprétations nécessaires de ces résultats.

Cette thèse est clôturée par une conclusion générale de l'ensemble des résultats tout en suggérant des perspectives pour de futures recherches.

Chapitre 1

État de l'art sur la tribologie et la rhéologie des bétons et des mortiers

1.1 Introduction

La technique de mise en œuvre du béton par pompage consiste à refouler le béton par l'intermédiaire d'une pompe dans un circuit de tuyaux. Cette technique est très utilisée dans le domaine de construction car elle offre à l'utilisateur de nombreux avantages tel que le bon remplissage du coffrage et la rapidité de mise en œuvre du béton même dans des zones difficilement accessibles.

Contrairement aux caractéristiques d'écoulement des fluides, l'écoulement du béton dans les conduites de pompage est plus complexe à cause de son hétérogénéité sous l'effet des frictions. Étant donné l'importance de la connaissance du comportement du béton dans les conduites, les chercheurs ont analysé ses caractéristiques avant et pendant le pompage pour prédire son écoulement. Cette analyse a été faite en faisant appel d'une part aux notions de la rhéologie du béton puisqu'elle est la science qui étudie la déformation de ce matériau face aux contraintes imposées et d'autre part à la tribologie du béton qui permet d'étudier les frictions à l'interface béton-paroi des tuyaux de pompage.

Dans ce chapitre, nous décrivons d'abord les notions de la tribologie et la rhéologie du béton avec leurs appareils de mesure. Ensuite, nous parlons du comportement du béton dans les conduites de pompage ainsi nous présentons les caractéristiques de la couche lubrifiante. À la fin de cette partie, nous discutons l'influence des paramètres rhéologiques et tribologiques sur la pompabilité ainsi leur utilisation pour prédire le pompage du béton.

1.2 La tribologie des bétons et appareils de mesure

La tribologie est la science qui étudie l'ensemble des phénomènes qui ont lieu lorsque des corps en contact sont mis en mouvement relatif y compris les propriétés à l'interface tel que *le frottement* qui est la résistance à un déplacement imposé, *l'abrasion* qui résulte suite à la détérioration des surfaces et qui se traduit par une perte de matière et *la lubrification* qui permet de séparer deux corps en contact par un film lubrifiant.

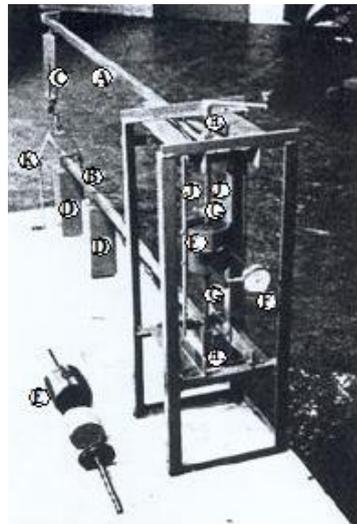
Pour les bétons frais, cette science est appliquée pour étudier le comportement de ces derniers quand ils sont en contact direct avec une surface solide tel qu'un coffrage ou un tuyau de pompage. Afin de mesurer le frottement à l'interface béton- paroi de la tuyauterie, plusieurs essais ont été faits pour déterminer les propriétés tribologiques du béton en utilisant divers types de tribomètres. Ces mesures tribométriques ont permis de caractériser les propriétés de la couche lubrifiante (CL) afin de prédire la pression de pompage nécessaire.

Il est important de noter que les chercheurs ont supposé que les propriétés et l'épaisseur de la couche limite formée lors d'un essai tribométrique et celle formée lors du pompage dans un boyau sont similaires (Kaplan, 2000 ; Kaplan et al., 2005a,b ; Chapdelaine, 2007 ; Ngo et al., 2010 ; Know et al., 2013a ; Feys et al., 2015).

1.2.1 Tribomètre développé par Ede

Le premier appareil de mesure a été inventé par Ede en 1957. Cet appareil est composé d'un piston qui permet de mettre en pression un échantillon de béton frais rempli dans un cylindre métallique, dans le but de déterminer la relation entre la pression radiale et la pression axiale

et de mesurer le frottement entre le béton et la paroi du cylindre (Figure 1.1). Ce cylindre métallique a les mêmes caractéristiques que la paroi du tuyau de pompe.



- | | |
|---------------------------------|--------------------|
| A, B | leviers |
| C | ressort |
| D | charges |
| E | tube cylindrique |
| F | capteur de force |
| G | piston |
| H ₁ , H ₂ | fixation du piston |
| J | supports en acier |

Figure 1. 1. Tribomètre développé par Ede (1957)

1.2.2 Tribomètre développé par Best et Lane

En 1960, ces chercheurs ont développé et validé un essai tribologique sur un circuit de pompage. L'essai consiste à faire couler le béton dans une conduite de 150 mm de diamètre intérieur et 250 mm de longueur en utilisant un piston hydraulique avec une vitesse contrôlée de 25 mm/s (Figure 1.2). À l'extrémité de la conduite, le béton doit passer à travers un réducteur elliptique, ce qui cause une diminution de la section transversale initiale de 16%.

Ces auteurs ont mesuré la force nécessaire pour que le béton traverse la réduction. La valeur mesurée est utilisée pour évaluer la pompabilité du béton testé mais elle ne permet pas la mesure de son comportement tribologique. Ils ont conclu que la forte teneur en eau provoque la ségrégation, par contre, une teneur en eau inférieur à une certaine limite cause un blocage du béton. En outre, la forme et la taille des granulats grossiers influence la pression de pompage. Ils ont remarqué aussi que la présence des cendres volantes augmente la compacité granulaire, d'où l'augmentation de la teneur en cendres volantes permet une meilleure aptitude à la déformation et la pompabilité.

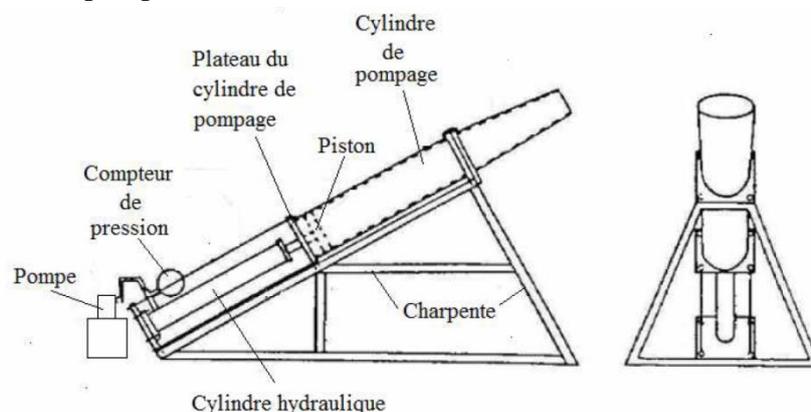


Figure 1. 2. Tribomètre développé par Best et Lane (1960)

1.2.3 Tribomètre développé par Morinaga

Le tribomètre de Morinaga a été développé en 1973. Il est constitué d'un tuyau de 50 mm de diamètre et 2 m de longueur posé sur des roues (Figure 1.3). Le béton est placé à l'intérieur du tube et poussé avec de l'air comprimé. La force nécessaire pour garder le tuyau en place ainsi la contrainte générée entre le béton et la paroi du tuyau sont mesurés à l'aide d'un capteur de force, la contrainte mesurée peut avoir une relation avec la pression de pompage. Bien que ce tribomètre s'adapte correctement aux conditions réels de pompages et permet de décrire les propriétés de l'interface béton-acier en cours de pompage mais son utilisation reste assez limitée car il n'est pas déplaçable.

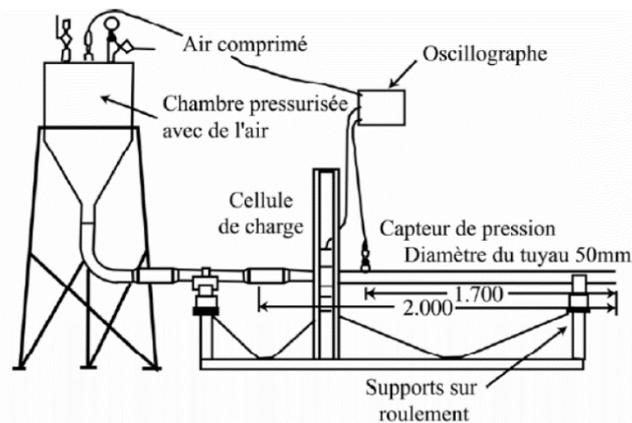


Figure 1. 3. Tribomètre développé par Morinaga (1973)

1.2.4 Tribomètre développé par Kaplan

En l'an 2000, Kaplan a développé un tribomètre pratique qui peut être facilement utilisé sur les chantiers en utilisant un appareil de mesure semblable au rhéomètre BTRHEOM du LCPC (Laboratoire Central des Ponts et Chaussées). Cet appareil est composé d'un récipient extérieur pour contenir le béton, il est de 350 mm de diamètre et de 200 mm de hauteur avec une pièce cylindrique tournante de 150 mm de diamètre et de 200 mm de hauteur (Figure 1.4). Afin d'assurer l'étanchéité entre le récipient et le cylindre tournant, une plaque en caoutchouc a été posée au fond du récipient. Par contre, elle peut provoquer des frottements parasites qui faussent les mesures.

La procédure de mesure est similaire à celle adoptée pour les rhéomètres cylindriques : un profil de vitesses de rotation est appliqué pour faire tourner le cylindre, et le couple résultant des frottements entre le béton et ce cylindre est mesuré. La relation entre ces deux paramètres est utilisée pour déterminer les propriétés tribologiques du béton. Grâce à ces résultats, Kaplan (2000) a montré que les frottements à l'interface béton-paroi de tuyauterie dépendent linéairement de la vitesse de pompage. Ces frottements peuvent être définis par l'équation 1.1 :

$$\tau_i = \tau_{0i} + \eta v \quad (1.1)$$

Où τ_i (Pa) est la contrainte de frottement, τ_{0i} (Pa) le seuil de cisaillement à l'interface, η (Pa.s/m) la constante visqueuse et v (m/s) la vitesse relative de glissement.

Les résultats de cette recherche ont montré aussi qu'il y a une excellente corrélation entre les paramètres d'interfaces et les essais de pompage, avec des seuils d'interface (τ_{0i}) dans la plage de 0-150 Pa et des constantes visqueuses (η) variant entre 300-1200 Pa.s / m.



Figure 1. 4. Tribomètre développé par Kaplan (2000)

1.2.5 Tribomètre développé par Chapdelaine

Chapdelaine a développé un tribomètre en 2007, il a utilisé le bâti du rhéomètre IBB pour mesurer les contraintes de friction statique et friction dynamique du béton lors du pompage. Pour cela, un bol de 360 mm de diamètre, de 250 mm de hauteur et un cylindre creux ont été utilisés. Des pâles de 12 mm de largeur sont fixées sur les parois intérieures du bol, en bas et au centre, pour empêcher le glissement du béton, alors qu'un espace de 50 mm est maintenu entre le bord du cylindre et les parois du bol (Figure 1.5). Le principe de l'essai est similaire à celui préconisé par Kaplan (2000). En ce qui concerne la vitesse imposée sur le cylindre, elle augmente par paliers de 10 secondes jusqu'à environ 1 tour/seconde. Puis, elle diminue par palier, jusqu'à l'arrêt complet (Chapdelaine, 2007) (Figure 1.6).



Figure 1. 5. Tribomètre développé par Chapdelaine (2007)

Afin d'étudier différents types de surfaces. Deux configurations de tribomètre ont été fabriquées, la première avec une surface en caoutchouc, et la deuxième avec une surface en acier en conservant la même géométrie. La validation de ce tribomètre a été faite par des essais de pompage au niveau du laboratoire avec un circuit de pompage de 15 m de long. L'inconvénient de ce tribomètre réside dans l'utilisation d'un cylindre creux qui provoque une erreur de la mesure des couples de frottement et une difficulté du développement de la couche

limite pour les bétons ayant une très faible fluidité à cause de la formation d'un vide entre le cylindre rotatif et le béton.

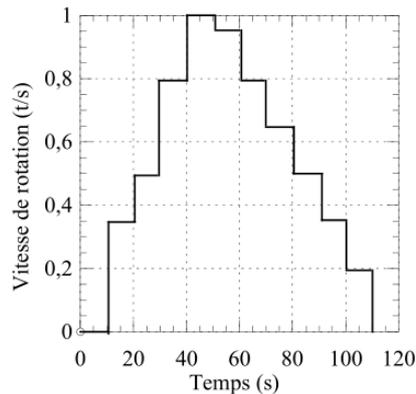


Figure 1. 6. Le profil de vitesse utilisé pour l'essai tribologique (Chapdelaine, 2007)

1.2.6 Tribomètre développé par Ngo

En reprenant le principe des rhéomètres à cylindres coaxiaux, Ngo a conçu en 2009 un tribomètre fiable et facilement utilisable sur chantier. Il se compose d'un agitateur qui permet de réguler la vitesse et enregistrer le couple de frottement, un cylindre en acier lisse de 100 mm de haut et 107 mm de diamètre et un récipient de 200 mm de hauteur et 300 mm de diamètre (Figure 1.7a). Le profil de vitesse proposé par cet auteur est composé d'une partie ascendante et une partie descendante, dans chaque partie, 8 différentes vitesses sont imposées variant dans une plage entre 0.2 et 1.6 tours/s avec un pas de 0.2 tours/s. Chaque palier de vitesse est maintenu pendant 18 secondes et le temps de passage d'un palier à l'autre est de 12 secondes.

Dans son étude, Ngo (2009) a calculé les frottements à l'interface béton/paroi sans intégrer les frottements de la partie inférieure raison pour laquelle il a divisé la procédure d'essai en deux séries de mesures consécutives. La première série consiste à remplir la moitié du récipient avec le béton ensuite mesurer les couples de frottement correspondant à chaque palier de vitesse imposée. Cette étape permet de mesurer les couples de frottements au fond du cylindre (Figure 1.7b). La seconde série est réalisée avec le cylindre rotatif entièrement immergé dans le béton (Figure 1.7c). Le couple de frottement entre le béton et la paroi du cylindre représente la différence entre les deux mesures.

Le résultat se présente sous forme d'un diagramme couple-vitesse de rotation du cylindre. La variation du couple de frottement en fonction de la vitesse de rotation est gérée par l'équation 1.2.

$$T = T_0 + k.V \quad (1.2)$$

Avec :

T : le couple total appliqué sur le cylindre tournant (N.m) ; T_0 : le couple à l'origine (N.m) ;

k : un coefficient (N.m.s/rad) ; V : la vitesse de rotation de la pièce tournante (tr/min).

Le passage de la courbe couple-vitesse de rotation obtenue avec le tribomètre à la loi de l'interface est effectué par les équations 1.3 et 1.4 en prenant en compte la géométrie de l'appareil :

$$\tau_{0i} = \frac{T_0}{2\pi r^2 h} \quad (1.3)$$

$$\eta = \frac{k}{(2\pi)^2 r h} \quad (1.4)$$

Avec :

τ_{0i} : Seuil d'interface en (Pa) ; η : Constante visqueuse en (Pa.s/m) ; r : Rayon moyen du cylindre en (m) ; k : Coefficient de régression linéaire en (N.m.s/rad) ; h : Hauteur du cylindre en (m).

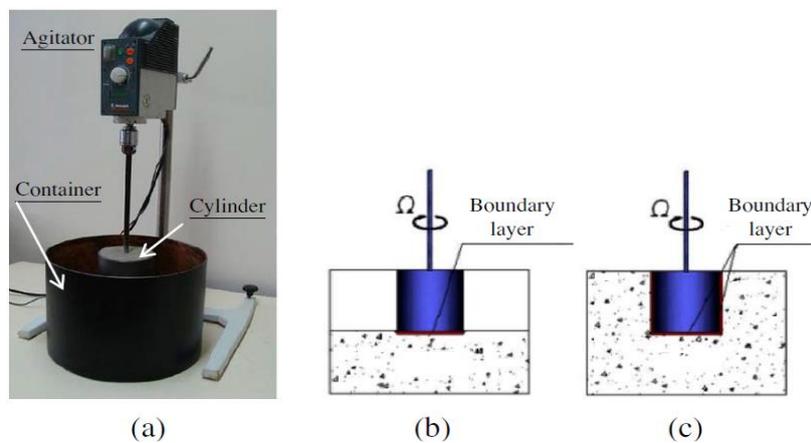


Figure 1. 7. Principales parties du tribomètre et la procédure d'essai (Ngo, 2009)

Ngo (2009) a proposé un modèle pour calculer de la constante visqueuse des bétons fluides selon la relation suivante :

$$\eta = \frac{10^{(3,7\frac{\Phi}{\Phi^*} + 0,37)}}{e_{\text{couche limite}}} \quad (1.5)$$

Avec :

$$e_{\text{couche limite}} = \begin{cases} K \cdot (1,18E_{\text{max}} + 4,87 \text{ si } 1,3\text{mm} \leq E_{\text{max}} \leq 3,5\text{mm}) \\ 9\text{mm si } E_{\text{max}} > 3,5\text{mm} \end{cases}$$

$$K = \begin{cases} 1 \text{ si l'affaissement} \geq 21 \text{ cm} \\ 0,048 \text{ Af si l'affaissement} < 21 \text{ cm} \end{cases}$$

E_{max} est l'épaisseur maximale de la pâte ; Φ est la teneur en solide de la pâte ; Φ^* est la compacité maximale des grains pour un indice de serrage égal à 9.

1.2.7 Tribomètre développé par Kwon et al.

Kwon et al., (2013a) ont repris la configuration du rhéomètre ICAR pour construire un nouveau tribomètre constitué d'un cylindre rotatif de 130 mm de diamètre et 240 mm de

hauteur. Pour éliminer les frottements entre la partie inférieure du cylindre rotatif et le béton lors de l'essai cet auteur a effectué deux séries de mesure et le béton est rempli à deux hauteurs différentes (h_1 et h_2) (Figure 1.8). Cette procédure a été déjà utilisée par Ngo en 2009. La différence entre les deux résultats trouvés permet de déterminer les paramètres d'interface.

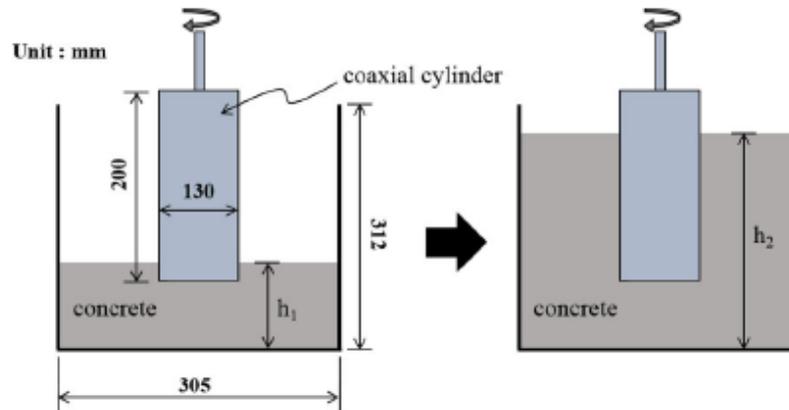


Figure 1. 8. Tribomètre développé par Kwon et al., (2013a)

La figure (1.9) représente le profil de rotation imposé pour faire tourner le cylindre.

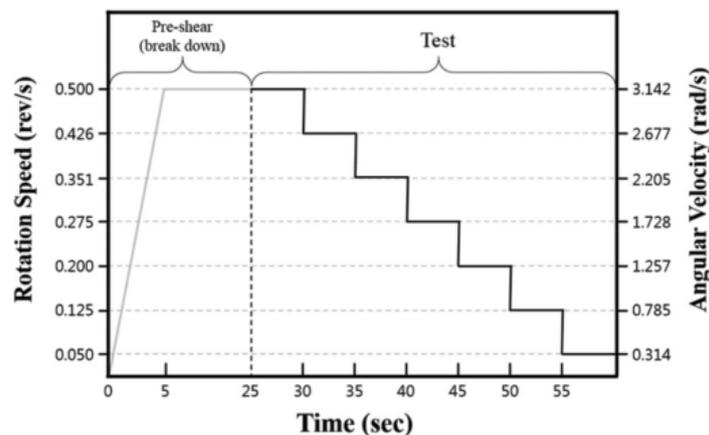


Figure 1. 9. Profil de vitesse imposé (Kwon et al., 2013a)

Les résultats trouvés par ces auteurs ont permis de constater que les propriétés rhéologiques de la couche lubrifiante mesurés avec le tribomètre restent constantes pendant le pompage, alors que les propriétés rhéologiques du béton varient.

1.2.8 Tribomètre développé par Feys et al.

Un autre tribomètre a été développé à l'université de Sherbrooke par (Feys et al., 2015). Ces auteurs ont adapté le rhéomètre IBB, semblable à celui utilisé par Chapdelaine (2007) mais ils ont remplacé la pôle en forme de H par un cylindre d'acier lisse avec un rayon de 62,5 mm et une hauteur de 200 mm pour éliminer le mouvement planétaire (Figure 1.10). La partie inférieure du cylindre a une forme conique pour faciliter sa pénétration dans le béton (avec une hauteur de 50 mm et un angle de $38,7^\circ$) et la distance entre le cône et le fond du réservoir est de 10 mm. Le récipient du rhéomètre IBB est remplacé par un autre récipient plus petit

avec un rayon de 118,5 mm et une hauteur de 260 mm, afin de limiter la quantité du béton utilisé (Feys et al., 2015).



Figure 1. 10. Tribomètre développé par Feys et al., (2015)

Le principe de mesure est identique à celui proposé pour les autres versions du tribomètre que nous avons présenté précédemment. La différence réside dans le profil de vitesse appliqué, après avoir placé le béton à l'intérieur du bol du tribomètre, le cylindre se met en rotation pendant 30 s à une vitesse de 0,9 tour/s, cette étape de pré-cisaillement du béton est effectuée pour éliminer la thixotropie et créer la couche de lubrification entre la face cylindrique et le béton. La vitesse de rotation est ensuite diminuée par palier jusqu'à ce qu'elle devienne 0,01 tour/s. Le nombre de paliers est égal à 10 avec un temps constant de 5 s pour chaque palier. Les valeurs moyennes du couple et de la vitesse de rotation sont prises sur les 2 dernières secondes de chaque palier de vitesse. Les couples correspondant à chaque palier sont enregistrés par un ordinateur connecté au tribomètre.

1.2.9 Tribomètre développé par Secrieru

Secrieru et al., (2016) ; Secrieru, (2018) ; Secrieru et al., (2018), ont développé un nouveau tribomètre basé sur le principe de cylindres coaxiaux, en utilisant le châssis du viscosimètre ConTec 5, où son cylindre interne a été remplacé par un cylindre lisse de 100 mm de rayon pour faciliter la formation de la couche limite (Figure 1.11a). Pour éliminer l'effet du fond du cylindre, l'utilisation de ce tribomètre permet d'éviter de faire deux séries de mesures (remplir le béton à deux hauteurs différentes) grâce à la présence d'une roue dans la partie inférieure du cylindre tournant (Figure 1.11b).

Le protocole de mesure est similaire aux protocoles recommandés aux autres versions de tribomètres. La vitesse de rotation est progressivement augmentée pour assurer le pré-cisaillement du béton ainsi la formation de la couche limite, puis réduite graduellement jusqu'à zéro. Au total, 25 paliers de vitesses sont effectuées et la durée du test est d'environ de 100 s.

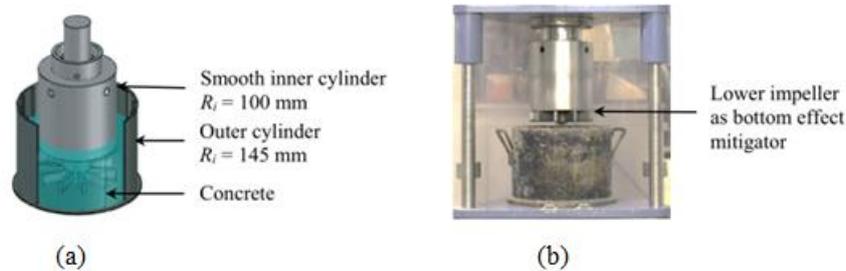


Figure 1.11. Tribomètre développé par Secrieru, (2018)

1.2.10 Rhéomètre à tube coulissant (Sliding Pipe Rheometer)

De plus de l'ensemble des tribomètres conçus pour mesurer les paramètres d'interface, une autre méthode a été développée par Putzmeister (2010) pour estimer le pompage du béton et obtenir facilement les paramètres de pompage en poussant le béton à travers un tube en plexiglas de 0,5 m de longueur et 0.126 m de diamètre, et en mesurant la pression et le débit (Nerella et al., 2013; Mechtcherine et al., 2014). L'appareil utilisé dans cette méthode est appelé « rhéomètre à tube coulissant » (Sliding Pipe Rheometer) ; elle est aussi appelé « Sliper » (Figure 1.12). Cet appareil est simple et s'adapte très bien au processus de pompage réel car la procédure d'essai permet de reproduire ce processus à différentes vitesses d'écoulement en utilisant un tube ayant un diamètre similaire au tuyau de pompage (Mechtcherine et al., 2014).

La procédure d'essai consiste d'abord à remplir le tube avec le béton, ensuite le tuyau se glissera vers le bas sous l'effet du poids attaché. La pression du béton et la pression causée par les tuyaux sont mesurées à l'aide un capteur de pression installé sur la surface supérieure du piston. Ainsi, la vitesse de glissement est mesurée par un capteur de distance (Figure 1.13). Cette vitesse peut être augmentée en ajoutant des poids supplémentaires. Les paramètres mesurés sont enregistrés à l'aide d'un ordinateur (Figure 1.12c) puis tracés sous forme graphique représentant la relation entre la pression et le débit de pompage, comme il est indiqué sur la Figure 1.12d (Mechtcherine et al., 2014).

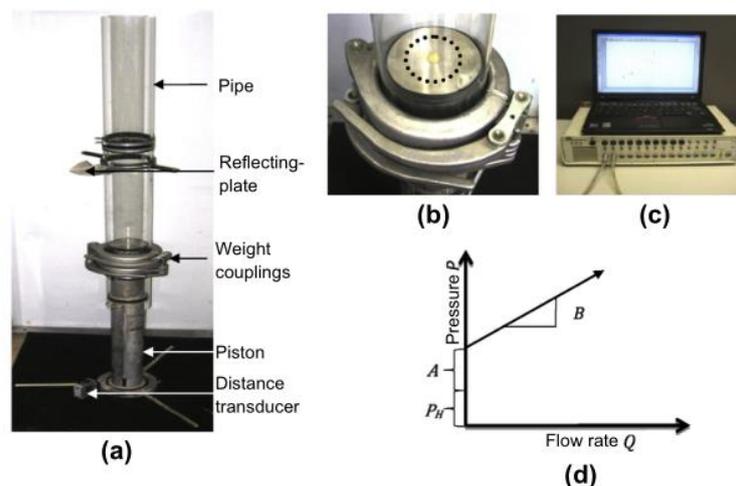


Figure 1.12. Les parties du rhéomètre à tube coulissant (Mechtcherine et al., 2014)

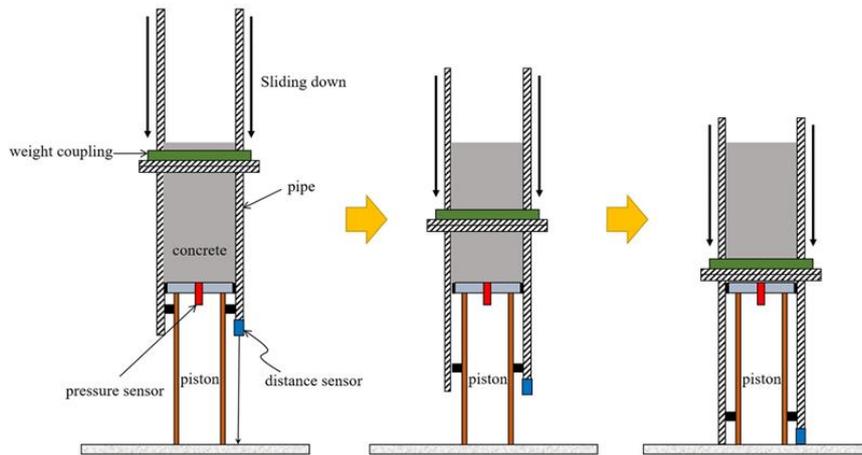


Figure 1. 13. Procédure d'essai pour le rhéomètre à tube coulissant (Kwon et al., 2016)

À partir de la relation Pression-débit, on peut déduire deux paramètres importants, le paramètre A lié au seuil de cisaillement, et le paramètre B lié à la viscosité. Le paramètre P_H représente la pression dû au poids propre du béton (Figure 1.12d). Après la détermination de ces paramètres, la pression de pompage est exprimée par l'équation (1.6).

$$P = P_y + P_v + P_H = \frac{4L}{D} a + \frac{16.L.Q}{\pi.D^3} b + \rho.g.H \quad (1.6)$$

Où, a est l'équivalent du seuil d'interface (τ_{0i}), b est l'équivalent de la constante visqueuse (μ_i/e), Q est le débit, D et L sont respectivement le diamètre et la longueur du tuyau de pompage, ρ est la densité du béton, H est la hauteur de pompage et e est l'épaisseur de la couche limite.

Les paramètres a et b sont déterminés en fonctions des paramètres A et B déduits de la courbe pression-débit par les équations 1.7 et 1.8 respectivement.

$$a = \frac{d.A}{4.l} \quad (1.7)$$

$$b = \frac{B.\pi.d^3}{16.l} \quad (1.8)$$

Où A et B sont respectivement l'ordonnée à l'origine et la pente de la courbe (Pression-Débit), l et d sont respectivement la longueur et le diamètre du tube de Sliper.

Pour valider les résultats obtenus par le Sliper, Mechtcherine et al., (2014) ont comparé dans un premier temps la viscosité et le seuil de cisaillement mesurés par cet appareil à ceux mesurés avec le viscosimètre à béton (Figure 1.14). Ensuite, des essais de pompage à grande échelle ont été effectués afin d'examiner la capacité du Sliper à prédire la pression de pompage. Pour cette raison, deux bétons ordinaires et un béton à haute performance ont été d'une part testés avec le Sliper et d'une autre part pompés dans un circuit de 58 m de longueur, et une comparaison des résultats obtenus par les deux méthodes a été faite (Figure 1.15).

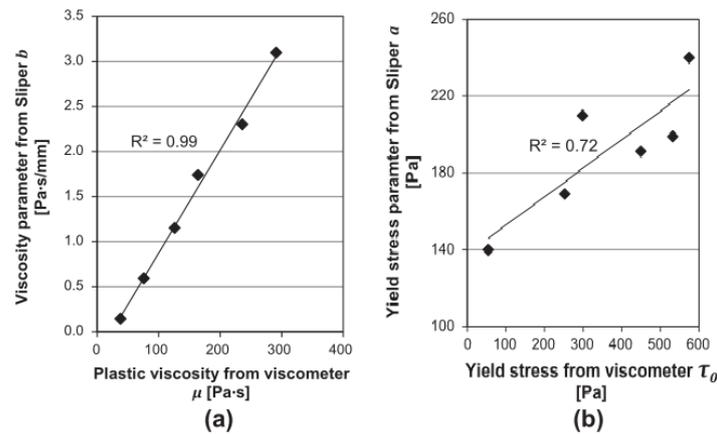


Figure 1. 14. Corrélation entre les paramètres mesurés par le Sliper et le viscosimètre (a) la viscosité, (b) le seuil de cisaillement (Mechtcherine et al., 2014)

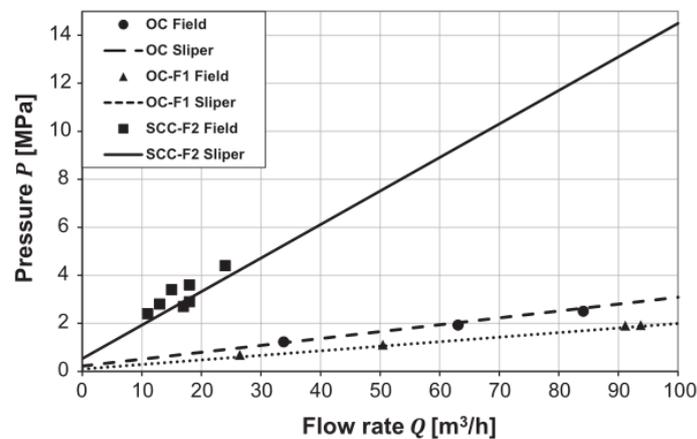


Figure 1. 15. Comparaison entre la relation Pression-Débit estimée à partir des mesures effectuées par le Sliper et ceux obtenus pendant le pompage du béton (Mechtcherine et al., 2014)

Les résultats présentés sur les Figures 1.14 et 1.15 montrent la fiabilité du Sliper pour déterminer les paramètres de pompage et estimer la relation entre la pression et le débit de pompage. Cela est grâce à l'obtention des meilleures corrélations entre la viscosité et le seuil de cisaillement mesurés avec le Sliper et ceux mesurés avec le viscosimètre avec des coefficients de détermination R^2 de 0.99 pour la viscosité et 0.72 pour le seuil de cisaillement (Figure 1.14). Ainsi aux relations entre le débit et les pressions de pompage estimées sur la base des essais par le Sliper pour différents types de bétons qui ont été confirmées par des mesures in-situ sur un circuit de pompage réel (Mechtcherine et al., 2014).

Cet appareil a été validé aussi pour des conditions de pompage réelle (Secrieru et al., 2018), en comparant la pression de pompage mesurée avec le Sliper et celle obtenue pendant l'écoulement de béton dans un circuit de pompage à petite échelle (Figure 1.16). Le pompage du béton à travers un tuyau de 3401 mm de longueur et 36 mm diamètre a été effectué par un compresseur d'air, et la pression de pompage a été mesurée par deux capteurs de pression montés à une distance de 1500 mm entre eux. Les résultats de cette étude confirment la fiabilité de cette approche pour prédire la pression de pompage (Figure 1.17).

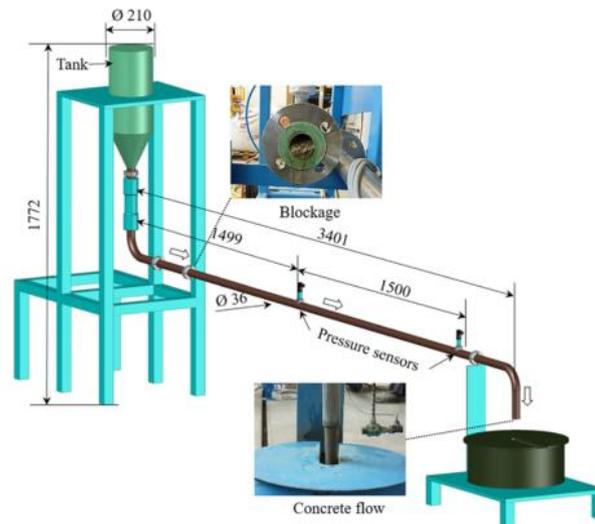


Figure 1. 16. Circuit de pompage à petite échelle (Secrieru et al., 2018)

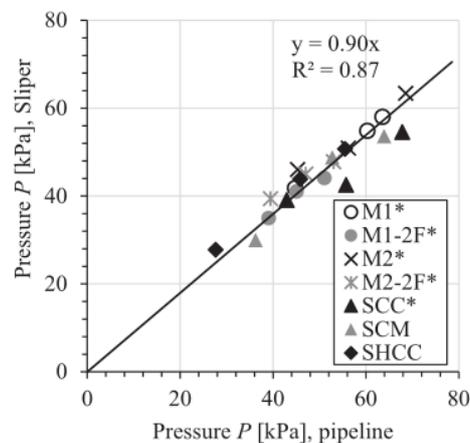


Figure 1. 17. Comparaison entre la pression mesurée par le Sliper et celle obtenue pendant le pompage (Secrieru et al., 2018)

1.3 La rhéologie et appareils de mesure

La rhéologie est la science qui étudie la déformation et l'écoulement d'un fluide (Chapdelaine, 2007). Elle représente la variation des contraintes et des déformations de ce fluide en fonction du temps. Le comportement rhéologique du béton ou du mortier est leurs manières de se déformer suite aux contraintes imposées (Courrazé et Grossiord, 2000 ; El Barak, 2005 ; Roussel, 2012 ; Yahia et al., 2016). Le but de l'étude de ce comportement est l'estimation des forces nécessaires pour causer une déformation spécifique, ou la prédiction des déformations causées par un système de force spécifiques (Phan, 2006). De nombreuses études ont révélé que les propriétés rhéologiques du béton contrôlent son comportement pendant le processus de pompage (Kaplan, 2001 ; Khatib, 2013 ; Feys et al., 2015). Certains chercheurs ont montré que la tribologie du béton est fortement corrélable avec sa rhéologie (Secrieru et al., 2016) et aussi la rhéologie de la couche limite (Jeong et al., 2016).

Secrieru et al., (2016), ont fait une étude corrélative entre les paramètres rhéologiques mesurés à l'aide d'un viscosimètre ConTec 5 et les paramètres tribologiques des bétons

mesurés par le tribomètre présenté dans la section (1.2.9). Ils ont constaté une forte corrélation ($R^2 = 0,86$) entre les seuils de cisaillement τ_{0i} (tribomètre) et τ_0 (viscosimètre), mais cette corrélation a été observée uniquement pour les tests effectués à une température de 10°C . Cela montre que même la température peut affecter les mesures de ces paramètres. Par contre, la corrélation entre les valeurs des viscosités déterminées par les deux appareils de mesure a été faible avec un coefficient R^2 égale à 0,54 (Figure 1.18).

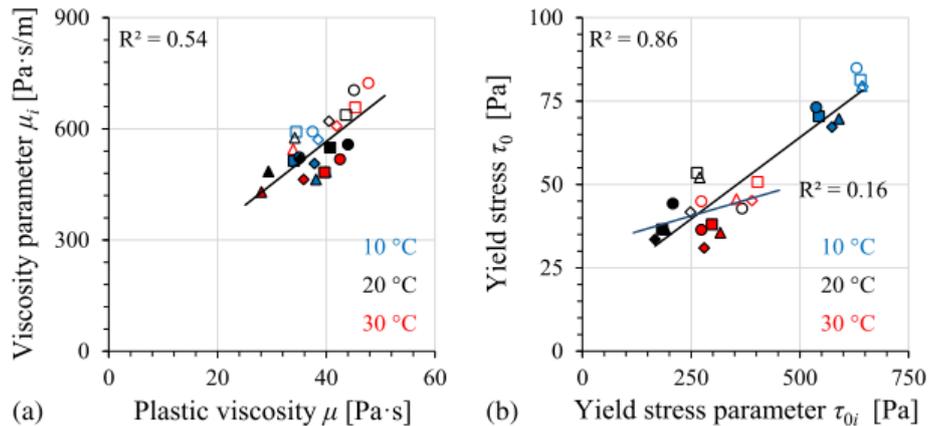


Figure 1. 18. Corrélation entre les paramètres rhéologiques et les paramètres tribologiques des bétons à différentes températures (Secrieru et al., 2016)

En outre, Jeong et al., (2016), ont observé qu'il existe une bonne corrélation entre la viscosité de béton et celle de la couche limite et ils ont jugé que la viscosité de cette couche peut être estimée à partir de la viscosité du béton (Figure 1.19).

À cet effet, une connaissance des bases de la rhéologie est nécessaire. Dans cette partie, nous présentons des notions fondamentales de rhéologie en définissant les paramètres rhéologiques des bétons et des mortiers (la contrainte de cisaillement τ , le taux de cisaillement $\dot{\gamma}$, le seuil de cisaillement τ_0 , la viscosité plastique μ) ainsi les appareils de mesure qui existe pour quantifier ces paramètres.

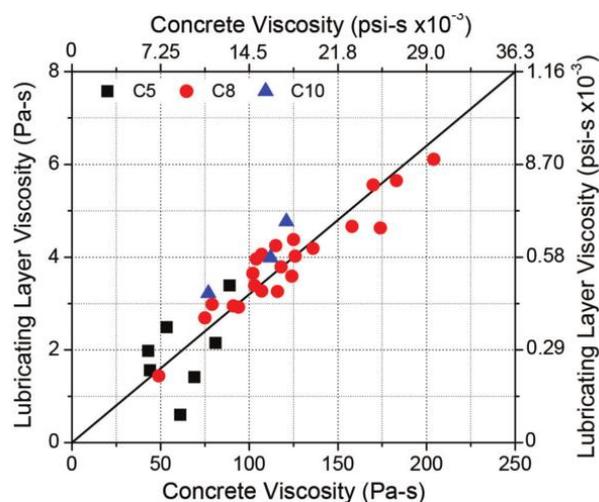


Figure 1. 19. Relation entre la viscosité des bétons et celle des couches limites (Jeong et al., 2016)

Par définition, la contrainte de cisaillement (τ) est la force (F) appliquée parallèlement à la surface S (Figure 1.20). Elle est donnée par l'équation 1.9 et exprimée en Pascals.

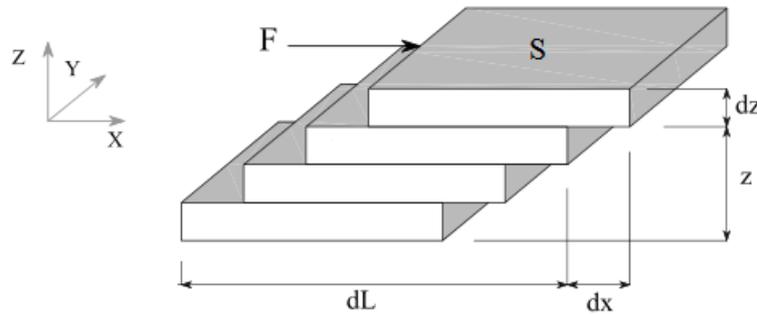


Figure 1. 20. Déformation résultant lorsqu'un fluide est cisailé

$$\tau = \frac{F}{S} \quad (1.9)$$

Le taux de cisaillement, le gradient de vitesse ou le taux de déformation ($\dot{\gamma}$) sont des termes utilisés pour définir la vitesse de déformation dû au cisaillement de deux couches parallèles du fluide, comme l'illustre la Figure 1.20. Il est défini comme la dérivée de la déformation par rapport au temps (équation 1.10).

$$\dot{\gamma} = \frac{d\gamma}{dt} \quad (1.10)$$

Le seuil de cisaillement (τ_0) est la valeur minimale de la contrainte de cisaillement que le béton doit atteindre pour s'écouler. Elle correspond à une valeur théorique déterminée à partir de la courbe d'écoulement à un taux de cisaillement nul (Rouis, 2017) (Figure 1.21). Concernant la viscosité (μ) elle caractérise la résistance à l'écoulement du béton (Khayat, 2008), pour un fluide Binghamien, ce paramètre correspond à la pente de la droite donnant la variation du taux de cisaillement en fonction de la contrainte de cisaillement (Figure 1.21).

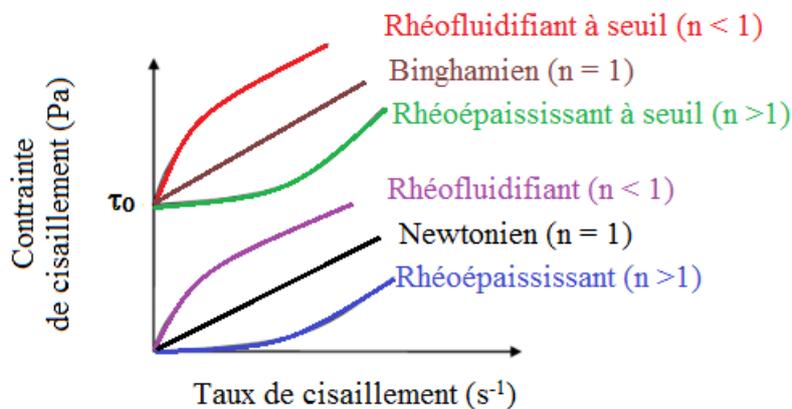


Figure 1. 21. Courbes d'écoulement rhéologique des fluides

La relation entre la contrainte de cisaillement et le taux de cisaillement appelée aussi la loi de comportement, permet de déterminer l'écoulement du béton ou du mortier. Pour cette raison,

le développement des modèles mathématiques pour décrire cette loi a fait l'objet de plusieurs études (Bingham, 1922 ; Herschel et Bulkley, 1926 ; Casson, 1959 ; Robertson et Stiff, 1976 ; Vom Berg, 1979 ; Quemada et al., 1985 ; De Kee al., 1994 ; Yahia et Khayat, 2001) cité par Taleb (2017). Selon certains chercheurs, le modèle rhéologique choisi a une grande influence sur la valeur estimée des paramètres rhéologiques (Feys, 2012; Taleb et al., 2017).

Le modèle rhéologique le plus couramment utilisé pour les matériaux cimentaires (pâte, mortier, béton) est celui des fluides Binghamien, dont la loi de comportement est décrite dans l'équation 1.11 (Ferraris et De larrard, 1998 ; Gołaszewski et Szwabowski, 2004 ; Wallevik, 2006; Chapdelaine, 2007 ; Estellé et al., 2008 ; Chidiac et Mahmoodzadeh, 2013; Choi et al., 2014b ; Soualhi, 2014 ; Olivas et al., 2015 ; Liu et al., 2020). Ce modèle est adopté par plusieurs chercheurs pour décrire le comportement rhéologique du béton (Ferraris, 1999; Ferraris et al., 2001; Ferraris et Martys, 2003; Wallevik, 2006 ; Leemann et Winnefeld, 2007; Gao et Fourie, 2015; Olivas et al., 2017; Qian et Kawashima, 2016; Taleb et al., 2021) et du mortier (Lachemi et al., 2007; Adjoudj et al., 2014 ; Adjoudj, 2015 ; Gołaszewski et al., 2016).

$$\tau = \tau_0 + \mu \dot{\gamma} \quad (1.11)$$

Avec :

τ_0 : le seuil de cisaillement exprimé en (Pa) ;

μ : la viscosité plastique exprimé en (Pa.s) ;

$\dot{\gamma}$: le gradient de vitesse de cisaillement exprimé en (s^{-1}).

Cependant, il a été constaté que ce modèle ne permet pas toujours de modéliser l'écoulement de tous les types de bétons existants (De larrard, et al., 1998). En effet son utilisation peut conduire à l'obtention des valeurs de seuil de cisaillement négatives pour des bétons qui ne présentent pas un comportement linéaire par exemple les bétons autoplaçant (Feys, 2009). Pour éviter ce genre de résultat, le modèle Herschel-Bulkley a été appliqué avec succès pour décrire le régime d'écoulement du béton non linéaire (Herschel, 1926 ; Barnes et al., 1989 ; De Larrard et al., 1998 ; Ferraris et al., 1998 ; Khayat et al., 2019). Ce modèle est basé sur la loi de puissance comme indiqué dans l'équation 1.12 et prend en considération la non-linéarité qui peut avoir le comportement d'un béton. Enfin le modèle de Herschel-Bulkley est aussi très utilisé pour décrire les matériaux cimentaires (Ferraris, 1999 ; Roussel et al., 2005 ; Bouvet et al., 2010 ; Tan et al., 2017).

$$\tau = \tau_0 + K (\dot{\gamma})^n \quad (1.12)$$

Avec :

τ_0 : le seuil de cisaillement exprimé en (Pa) ;

K: la consistance du fluide ;

n: l'indice de fluidité.

La valeur de l'indice de fluidité (n) peut décrire d'autres comportements du béton. Si $n < 1$, comportement du béton est rhéofluidifiant à seuil, Si $n > 1$, le comportement est rhéoépaississant à seuil, par contre si $n = 1$ le comportement de béton est Binghamien (Figure 1.21).

Malgré que le modèle d'Herschel-Bulkley permet de mieux décrire le comportement rhéologique de la plupart des bétons, mais l'expression mathématique du modèle conduit soit à sous-estimer les valeurs du seuil de cisaillement dans le cas d'un comportement rhéofluidifiant (Yahia et al., 2001 ; Taleb et al., 2017), soit à surestimer ces valeurs pour un écoulement rhéoépaississants (Feys et al., 2007).

Un autre modèle appelé « Bingham modifié » est aussi utilisé et qui représente mieux le comportement rhéologique du béton (Yahia et Khayat, 2001 ; Tregger et al., 2008 ; Taleb et al., 2017). Ce modèle est décrit par une loi polynomiale du second degré selon l'équation 1.13.

$$\tau = \tau_0 + \mu\dot{\gamma} + c\dot{\gamma}^2 \quad (1.13)$$

Avec : c (Pa.s²) est un facteur second ordre.

Taleb et al., (2017) ont fait une étude comparative entre les trois modèles d'écoulement (le modèle de Bingham, le modèle de Bingham modifié et le modèle d'Herschel-Bulkley). Ces chercheurs ont prouvé que le modèle modifié de Bingham a fourni une meilleure description du comportement non linéaire et une meilleure estimation des paramètres rhéologiques des éco-bétons auoplaçants étudiés. Ils ont aussi montré que 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. De plus, ils ont remarqué que les modèles de Bingham modifié et Herschel-Bulkley sont équivalents pour les faibles vitesses de cisaillement comprises entre 1 et 6 s⁻¹, au-delà de cet intervalle les deux modèles divergent (Figure 1.22).

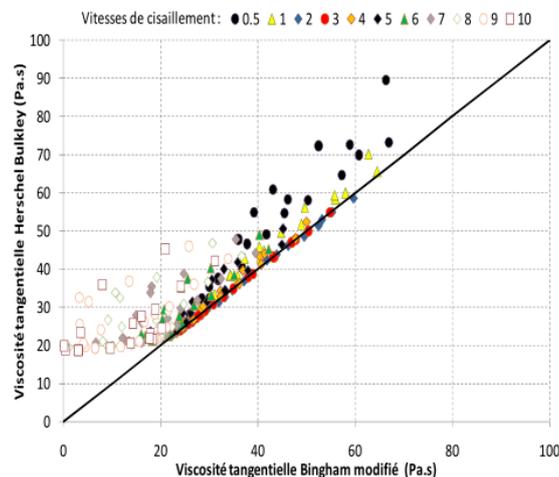


Figure 1. 22. Relation entre les viscosités tangentielles du modèle de Bingham modifié et celles d'Herschel-Bulkley pour différentes vitesses de cisaillement (Taleb et al., 2017)

En ce qui concerne les mortiers, plusieurs chercheurs ont montré que la rhéologie du béton et celle de son mortier est étroitement lié (Billberg, 1999 ; Wallevik, 2003 ; Okamura, 2003 ; Lamechi et al., 2007 ; Petit et al., 2007 ; Ng et al., 2009 ; Paiva et al., 2015 ; Gołaszewski et al., 2016). Cette liaison pourrait être utilisée pour prédire la maniabilité du béton d'une façon plus simple et pratique à condition de déterminer d'une manière appropriée la composition du

mortier. Par exemple, Wallevik (2003) a proposé une relation linéaire empirique entre le seuil de cisaillement du béton et celle du mortier pour les mélanges de béton préparés avec un volume d'agrégat grossier fixe. De même, Gołaszewski et al., (2016) ont obtenu de bonnes corrélations entre les paramètres rhéologiques des bétons auto-plaçants et leurs mortiers associés comme le montre la figure (1.23). Quatre types de mortiers issus de la formulation du béton ont été utilisés dans leur recherche (Gołaszewski et al., 2016). Une faible corrélation a été observée entre les propriétés rhéologiques du béton et le mortier de béton Z₁ par rapport aux corrélations obtenus avec les autres types de mortier étudiés. Ce résultat a été justifié par le fait que la quantité d'eau présente dans ce mortier n'a pas été corrigée par rapport à la demande en eau des graviers ce qui a engendré une ségrégation du mortier. Ce point a été pris en considération dans la formulation du mortier Z₂ où une meilleure corrélation a été obtenue. Pour les deux autres types de mortiers des bonnes corrélations ont aussi été trouvées. Pour formuler ces deux mortiers, les chercheurs ont maintenus le rapport Eau/Ciment (E/C) constant et les compositions des mortiers Z₃ et Z₂ ont été obtenues par deux méthodes différentes (Gołaszewski et al., 2016).

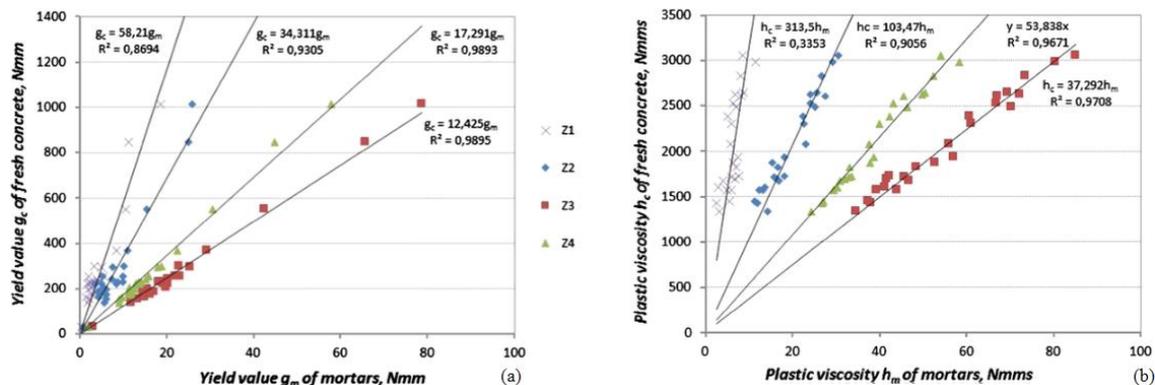


Figure 1. 23. Corrélation entre les paramètres rhéologiques des mortiers et ceux des bétons (Gołaszewski et al., 2016)

Dans ce même contexte, les chercheurs Assaad et Khayat (2004) et Assaad et Yehia (2016) ont montré qu'il existe de bonnes corrélations entre la thixotropie du béton auto-plaçant et celle du mortier de béton équivalent (MBE) correspondant. La composition de ce béton (MBE) est basée sur le remplacement des graviers du béton par du sable dont la surface développée des grains est égale à celle du gravier que l'on a ôté (Schwartzentruber et al., 2000). Cette approche a été également utilisée par Erdem et al., (2009) afin de déterminer le dosage en superplastifiant du béton à partir de celui du MBE correspondant. Les résultats trouvés par ces chercheurs ont révélé aussi qu'il y a une relation entre le seuil de cisaillement, la viscosité plastique et la thixotropie du béton et de leurs MBE correspondants.

Dans le domaine de pompage du béton, Le (2014) a fait une comparaison entre la rhéologie du béton, le mortier MBE et la couche limite formée à la paroi de la tuyauterie de pompage. Le but de cette comparaison était de confirmer que la composition de la couche limite est différente de celle du MBE.

1.3.1 Les rhéomètres

Les rhéomètres permettent de mesurer des couples ou directement le seuil de cisaillement des matériaux cimentaires. Ils permettent aussi d'établir les courbes d'écoulements ($\tau, \dot{\gamma}$) des matériaux testés. À partir de ces courbes on peut déterminer la viscosité et déduire le comportement du béton ou du mortier.

Les rhéomètres utilisés ont généralement des géométries rotatives et se répartissent selon leurs modes de fonctionnement : cylindres coaxiaux, cône-plan, plan-plan ou plan parallèles (Figure 1.24). Ils sont constitués d'un récipient fixe dans lequel le béton testé est rempli, et un axe rotatif muni d'un outil de mesure (agitateur) où une pôle est souvent placée. La rotation de la pôle permet de cisailier le béton testé. Le tableau 1.1 regroupe les différents rhéomètres existants.

La géométrie du rhéomètre varie selon le matériau cimentaire testé, par exemple les rhéomètres pour un mortier sont plus petits que ceux utilisés pour un béton car cette géométrie dépend de la taille maximale des particules. Pour garantir la fiabilité des mesures rhéologiques, il est recommandé que l'espace entre la pôle et le récipient doive être 10 fois la taille des plus grosses particules et que le rapport entre le rayon du cylindre extérieur et le cylindre intérieur doive être inférieur à 1,2 (Banfill, 2003).

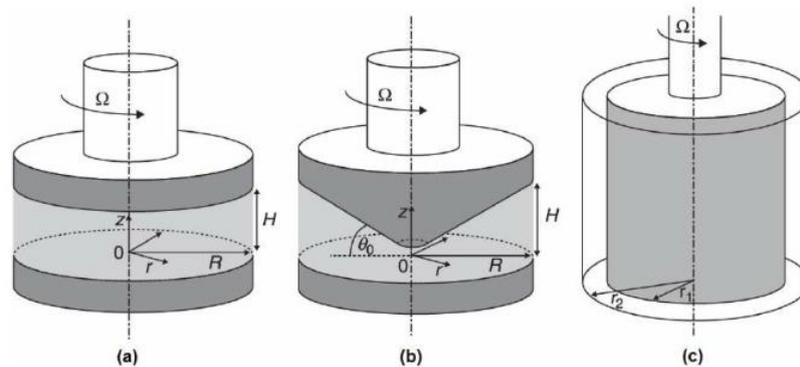


Figure 1. 24. Rhéomètres rotatifs :(a) Plan-Plan, (b) Cône-Plan, (c) Cylindres coaxiaux (Couette) (Roussel, 2012)

Le principe de fonctionnement du rhéomètre consiste à mettre en rotation à différentes vitesses imposées (Ω) la pôle immergée dans un échantillon de béton frais et mesurer simultanément les couples de rotation $M(\Omega)$ exercés pour maintenir les rotations correspondantes en fonction des vitesses imposées. Ces couples de rotation enregistrés par un logiciel de pilotage de l'agitateur caractérisent la résistance à l'écoulement (Ovarlez, 2011).

Le résultat se présente sous la forme d'une fonction liant le couple et la vitesse de rotation selon le modèle rhéologique considéré : l'équation 1.14 pour le modèle de Bingham, l'équation 1.15 pour le modèle de Bingham modifié et l'équation 1.16 pour le modèle d'Herschel-Bulkley.

$$M=M_0+H.\Omega \quad (1.14)$$

$$M=M_0+ H. \Omega + C.\Omega^2 \quad (1.15)$$

$$M=M_0+ H.\Omega^j \quad (1.16)$$

Avec :

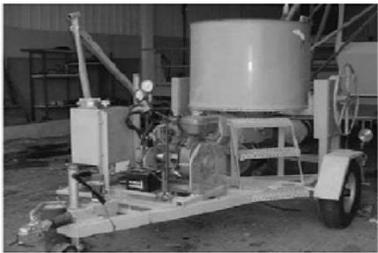
M : le couple total appliqué sur le béton (N.m) ;

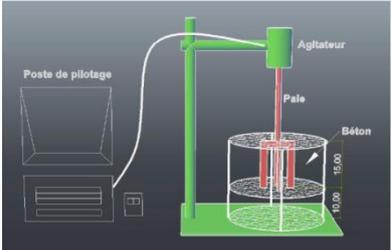
M_0 : le couple à l'origine (frottement intrinsèque de l'agitateur) (N.m) ;

H, C : des coefficients de proportionnalité ;

Ω : la vitesse de rotation de la pale (tours/s).

Tableau 1. 1. Les rhéomètres à béton

Nom du rhéomètre	Développé par	Type	Figure
Rhéomètre two-point	Tattersall et al., (1979)	rhéomètre agitateur-malaxeur	
Viscosimètre ConTec BML 3	Wallevik et al., (1990)	rhéomètre à deux cylindres coaxiaux	
IBB (Innovation Béton Beaupré)	Beaupré 1994	rhéomètre agitateur-malaxeur	
CEMAGREF-IMG	Coussot et al., (1995)	rhéomètre à cylindres coaxiaux	

<p>Le BTRhéom</p>	<p>Hu et al., (1996)</p>	<p>rhéomètre à deux plans parallèles</p>	
<p>ICAR</p>	<p>Koehler (2006)</p>	<p>rhéomètre à cylindres coaxiaux</p>	
<p>Le rhéomètre de Estellé et al.</p>	<p>Estellé et al., (2009)</p>	<p>rhéomètre de type Couette</p>	
<p>Le rhéomètre de Soualhi et al.</p>	<p>Soualhi et al (2012)</p>	<p>rhéomètre de type Couette</p>	
<p>COPLATE 5 – MARK III</p>	<p>Wallevik (2016)</p>	<p>rhéomètre à cylindres coaxiaux- plaque parallèle</p>	

Le passage des couples mesurés (M - Ω) aux paramètres rhéologiques (τ_0 , μ , c , K) ce fait par les équations 1.17-1.23 de Reiner-Riwlin.

$$\left\{ \begin{array}{l} \tau_{0B} = \frac{M_0}{4\pi h} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \frac{1}{\ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right)} \quad (1.17) \\ \mu_B = \frac{H}{8\pi^2 h} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \quad (1.18) \end{array} \right\} \text{Pour le modèle de Bingham.}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \tau_{0BM} = \frac{M_0^2}{4\pi h \ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right)} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \quad (1.19) \\ \mu_{BM} = \frac{H^2}{8\pi^2 h} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \quad (1.20) \\ C_{BM} = \frac{C}{8\pi^3 h} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \left(\frac{R_2 - R_1}{R_2 - R_1} \right) \quad (1.21) \end{array} \right\} \text{Pour le modèle de Bingham modifié.}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \tau_{0HB} = \frac{G}{4\pi h \ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right)} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \quad (1.22) \\ K_{HB} = \frac{H}{2^{2n+1} + \pi^{n+1} h} n^n \left(\frac{1}{R_1^{2/n}} - \frac{1}{R_2^{2/n}} \right)^n \quad (1.23) \\ n_{HB} = j \end{array} \right\} \text{Pour le modèle d'Herschel-Bulkley.}$$

Avec :

R_1 (m) le rayon de la pôle, R_2 (m) le rayon du récipient et h (m) la hauteur de la pôle. M_0 et H représentent respectivement le couple à l'origine et la pente de la courbe (M - Ω).

1.4 L'écoulement du béton dans une conduite de pompage

Afin de mieux comprendre le processus de pompage, il est nécessaire de connaître dans un premier temps le comportement du béton lors de ce processus. À cet effet, plusieurs études ont montré que pendant l'écoulement du béton dans les conduites, trois zones d'écoulement peuvent être observées avec des propriétés et des comportements différents (Feys et al., 2013; Kaplan et al., 2005). Dans la première zone les granulats sont concentrés au centre et le béton se déplace le long du tuyau sans être cisailé ; cette zone est dite « zone d'écoulement en bloc ». Dans la deuxième zone, le béton est cisailé lorsqu'il se déplace « zone cisailée », et dans la troisième zone, une couche lubrifiante appelée aussi la couche limite (CL) est formée (zone de friction) (Figure 1.25). Ces zones d'écoulement se diffèrent selon le type du béton pompé. Ainsi, l'écoulement des bétons ordinaires se caractérise uniquement par deux zones : la zone d'écoulement en bloc et la zone de friction, par contre l'écoulement des bétons auto-plaçants est caractérisé par les trois zones d'écoulement (Feys et al., 2016). D'après, Le, (2014) ce phénomène est la conséquence de la combinaison des trois paramètres : l'effet géométrique de la paroi, la rupture structurelle interne et la ségrégation dynamique.

À partir de la loi d'interface (équation 1.1), on peut conclure que la constante visqueuse est le paramètre le plus important pour caractériser les frottements à l'interface acier-béton ($\eta = \frac{\partial \tau}{\partial v}$), elle détermine l'évolution des frictions avec la vitesse de pompage en régime établi lors du pompage. Elle est proportionnelle à la viscosité plastique de la couche limite ($\mu_{couche\ limite}$) et inversement proportionnelle à son épaisseur ($e_{couche\ limite}$), comme représentée par

l'équation 1.24. D'autre part, le seuil d'interface joue un rôle moins important, car il détermine la pression de pompage initiale nécessaire pour amorcer l'écoulement du béton (Kaplan et al., 2005).

$$\eta = \frac{\mu_{\text{couche limite}}}{e_{\text{couche limite}}} \quad (1.24)$$

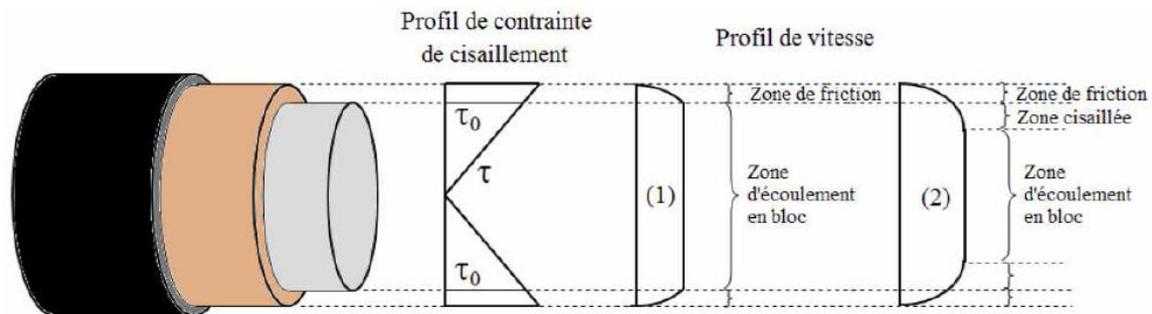


Figure 1. 25. Écoulement du béton pendant le pompage (Kaplan, 2000)

Selon une étude récente de (Feys, 2019) , le paramètre principal qui affecte la quantité du béton cisailé est le rapport entre la constante visqueuse et la viscosité plastique (η_{LL} / μ_p). Plusieurs chercheurs ont expliqué que la formation de la couche de lubrification est due à la ségrégation dynamique où les agrégats grossiers s'éloignent de la zone présentant des taux de cisaillement les plus élevés, et les particules fines ainsi les gouttelettes d'eau se logent près de la paroi d'un tuyau lors du pompage afin de remplir les vides laissés par ces agrégats. Cette couche participe à la lubrification et la réduction des frottements entre la paroi du tuyau et le béton ce qui facilite l'écoulement du béton à travers la canalisation de pompage (Feys et al., 2016; Khatib, 2013). Kwon et al., (2013 a, b) ont constaté qu'il y avait une forte corrélation entre propriétés de la couche limite et le débit de pompage.

Kaplan et al., (2005) ont comparé deux échantillons de béton prélevés à la sortie des tuyaux de pompage puis coupés transversalement (Figure 1.26). L'échantillon de gauche est prélevé après le blocage du béton (bouchon), et celui de droite est prélevé après un écoulement normal du béton. La remarque faite par ces chercheurs, est que l'échantillon bloqué a une concentration d'agrégats grossiers plus élevée et une teneur plus faible en ciment et en sable. De plus, il y a une absence de la couche lubrifiante. Cela montre que les graviers ont généré un frottement élevé ce qui a causé un blocage. En revanche, pour le deuxième échantillon, on remarque non seulement la présence de la couche limite, mais aussi la répartition homogène des agrégats.

Malgré l'importance de la couche limite dans le pompage du béton, le nombre des études sur sa composition reste insuffisant (Li et al., 2020). Certains chercheurs ont supposé qu'elle est principalement constituée de particules fines de sable combinées avec l'eau et le ciment (Chouinard, 1999 ; Kaplan, 2000 ; Kaplan and al., 2005a ; Jacobsen et al., 2009). Ngo (2009) a confirmé ces résultats et il a constaté aussi que cette couche est riche en particules fines de

sable inférieures à 0,25 mm grâce à l'analyse de la composition de la couche limite formée sur plusieurs séries de bétons. En comparant les courbes granulométriques du sable des couches limites avec celles du sable du béton, cet auteur a observé que l'enrichissement des fines dans la couche limite est très peu influencé par la variation du volume de pâte et/ou du rapport E/C du béton, et ne dépend pas du dosage en superplastifiant dans le béton. Par contre, cet enrichissement augmente avec l'augmentation de la proportion des fines dans le béton (Figure 1.27). Par ailleurs, Choi et al., (2013) ont supposé que la couche de lubrification est composée de mortier du béton pompé.

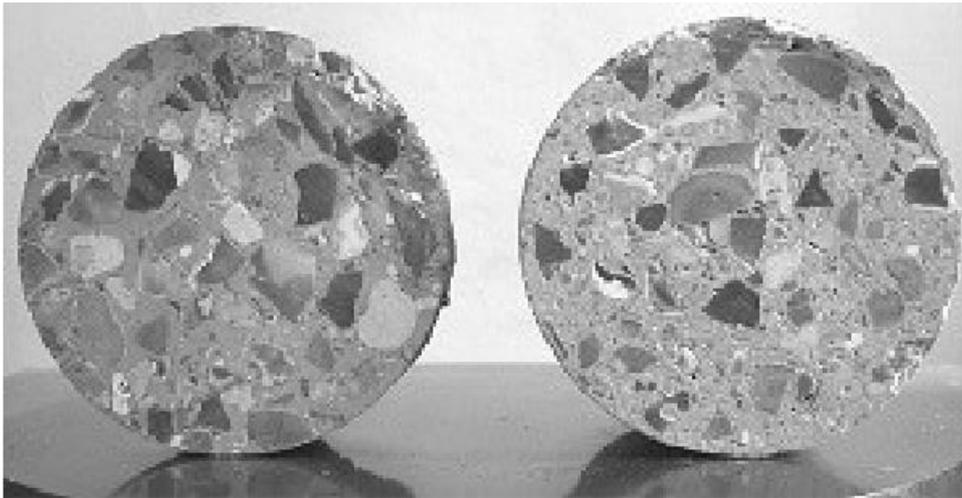


Figure 1. 26. Échantillons de béton prélevés à la sortie des tuyaux de pompage (à gauche : béton bloqué ; à droite : béton coulant) (Kaplan et al., 2005)

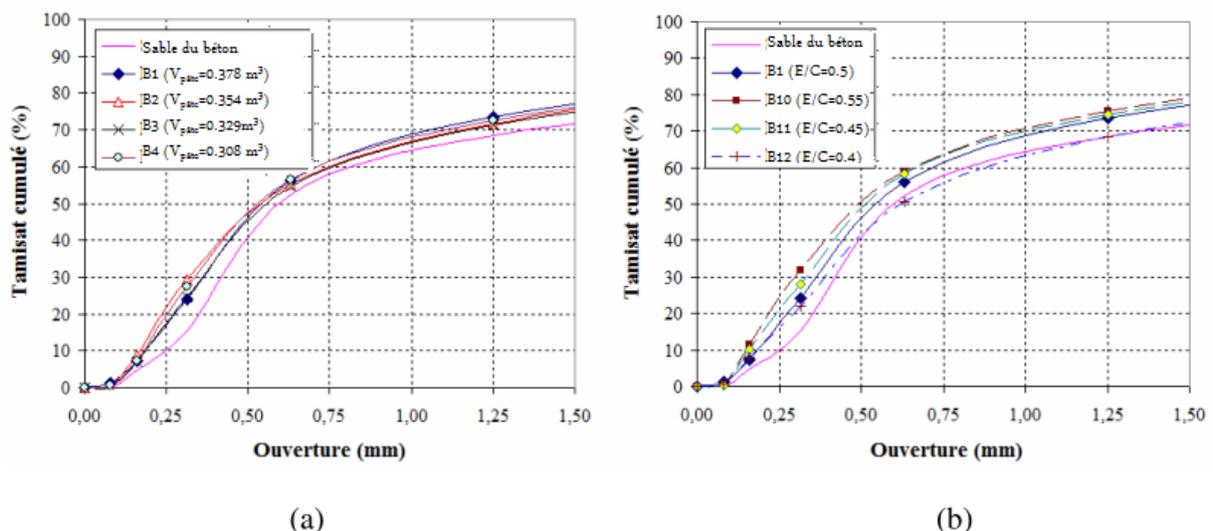


Figure 1. 27. Courbes granulométriques des sables du béton et de la couche limite : (a) 1ère série avec variation du volume de pâte ; (b) 2ème série avec variation du rapport E/C (Ngo, 2009)

De plus de la composition de cette couche, il est important de déterminer aussi son épaisseur, Khatib (2013) a montré que la perte de pression dans les conduites de pompage diminue avec l'augmentation de l'épaisseur de la couche limite et s'amplifie par contre avec l'augmentation

de sa viscosité. Les estimations et les observations sur l'épaisseur de la couche lubrifiante montrent qu'elle peut varier entre 2 et 9 mm environ (Kaplan, 2000 ; Ngo, 2009 ; Choi et al., 2014a; Le et al., 2015) en fonction des paramètres de composition des bétons, le diamètre du tuyau de pompage (Choi et al., 2013) et la tribologie du béton (Choi et al., 2015). Ngo et al., (2012) ont montré aussi que l'épaisseur de cette couche est proportionnelle au volume de pâte, au rapport E/C et à la quantité de superplastifiant. Par contre, l'introduction croissante de fines dans le béton (sablon) engendre une diminution de l'épaisseur de cette couche.

D'un point de vue rhéologique, Le et al., (2012) ont développé une méthode basée sur la technique PIV (Particle Image Velocimetry) qui consiste à traiter au fil du temps des images consécutives afin de visualiser le profil de vitesse près de la paroi de la conduite lors du pompage du béton. Cette technique consiste à utiliser une caméra pour capturer et analyser les mouvements des traceurs utilisés à l'intérieur du béton (Figure 1.28).

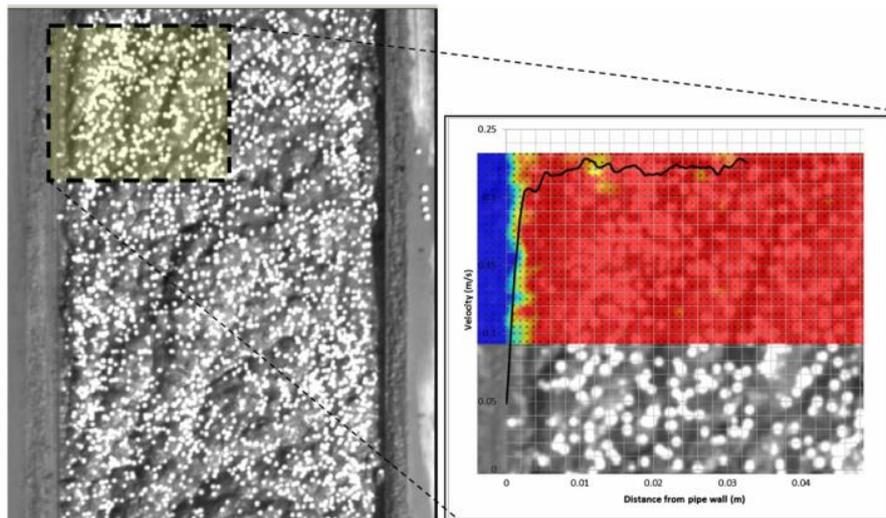


Figure 1. 28. Observation de la couche de lubrification avec l'analyse PIV (image de gauche capturée par la caméra, image de droite : analyse PIV de la zone encadrée sur l'image de gauche) (Le et al., 2012)

La Figure 1.28 montre clairement qu'il existe trois zones. Ces zones sont distinguées par des couleurs et des vitesses d'écoulement différentes. Dans la paroi de la conduite (zone bleue) tous les vecteurs de vitesse ont une magnitude inférieure à 0,048 m/s. Tandis que le béton est représenté par une zone rouge d'où les vitesses sont supérieures à 0,2 m/s. La zone qui se trouve au milieu représente la couche de lubrification et elle est distinguée par un dégradé de couleur du bleu au rouge et la magnitude de vitesse est entre 0,048 à 0,2 m/s. Ces chercheurs ont montré ainsi que la couche limite possède des propriétés rhéologiques inférieures à celles du béton. Ce constat a été confirmé aussi par plusieurs chercheurs (Kwon et al., 2013 a, b, Choi, 2013, Choi et al., 2014b, Kwon et al., 2016).

Choi et al., (2013) ont étudié les propriétés de la couche lubrifiante par une méthode dite UVP (Ultrasonic Velocity Profiler), cette méthode permet d'obtenir le profil de vitesse du béton dans une conduite à l'aide des ondes ultrasonores à haute résolution. Elle consiste à émettre des ondes ultrasonores, et recevoir des échos et détecter le décalage de fréquence observé

entre les mesures à l'émission et à la réception (Doppler shift frequency). Ils ont constaté que le comportement rhéologique de la couche de lubrification est similaire à celui du mortier de béton pompé.

Il faut noter que la viscosité de la couche lubrifiante est directement liée aux performances de pompage. Les évolutions de la pression, le débit et la distance de pompage, peuvent varier considérablement en fonction des résultats de la mesure de la viscosité de la couche lubrifiante (Jang et al., 2018a). Plusieurs chercheurs ont constaté aussi que le seuil de cisaillement du béton et de la couche lubrifiante avaient un très faible effet sur les performances de pompage par rapport à la viscosité (Choi et al., 2014a,b ; Jeong et al., 2016; Jang et al., 2018b) . La figure (1.29) montre clairement que le débit évolue significativement avec la viscosité par rapport à la limite d'élasticité (Jang et al., 2018b).

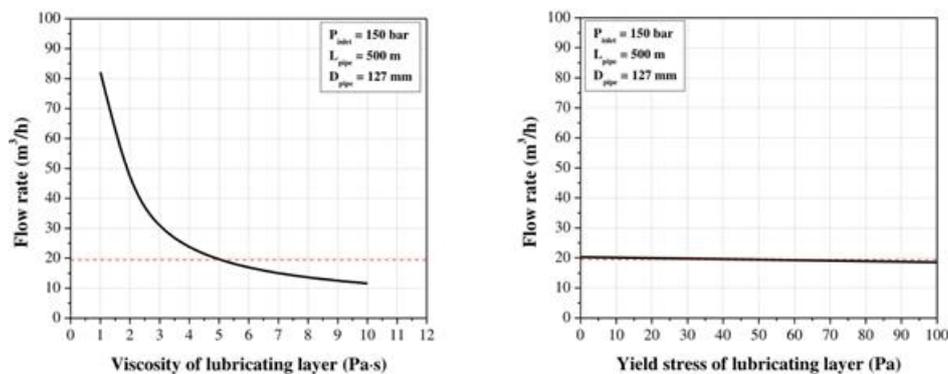


Figure 1. 29. Influence des paramètres rhéologiques de la couche limite sur le débit (Jang et al., 2018b)

Il a été constaté par Kwon et al., (2013b) que les propriétés rhéologiques et l'épaisseur de la couche lubrifiante étaient maintenues pendant le pompage. De même, Secrieru et al., (2017) ont constaté que l'épaisseur de cette couche reste constante pendant les essais effectués par le tribomètre.

1.5 L'impact des propriétés rhéologiques et tribologiques des bétons sur la pompabilité

Pendant le processus de pompage, la pression de pompage dépend non seulement des propriétés de la couche limite entre le tuyau et le béton, mais aussi des paramètres rhéologiques du béton (Mai et al., 2014). De plus, lorsque les propriétés rhéologiques du matériau ne sont pas linéaires (dans le cas des bétons autoplaçants par exemple), certains chercheurs ont remarqué que même la relation de la perte de pression et le débit devient non linéaire (Feys et al., 2010 ; Feys et al., 2013) (Figure 1.30).

Feys et al., (2016) ont indiqué aussi qu'il existe une bonne corrélation entre les viscosités de l'ensemble des bétons étudiés (béton ordinaire, béton auto-plaçant, béton à haute fluidité) et la perte de pression. Par contre, la corrélation entre le seuil de cisaillement et la perte de pression a été constaté uniquement pour les bétons ordinaires (Figure 1.31).

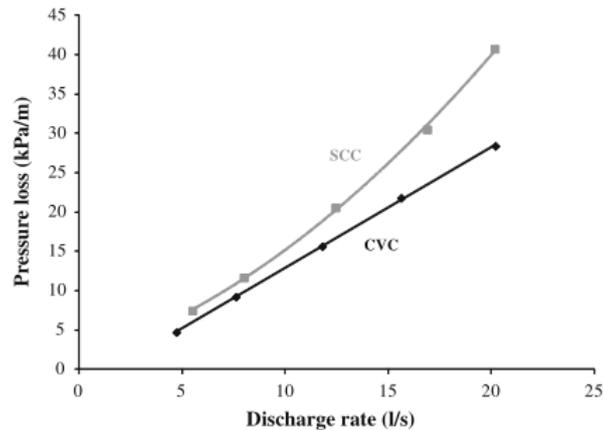


Figure 1. 30. Courbe de perte de pression-débit pour deux types de béton (béton auto-plaçant et ordinaire) (Feys et al., 2013)

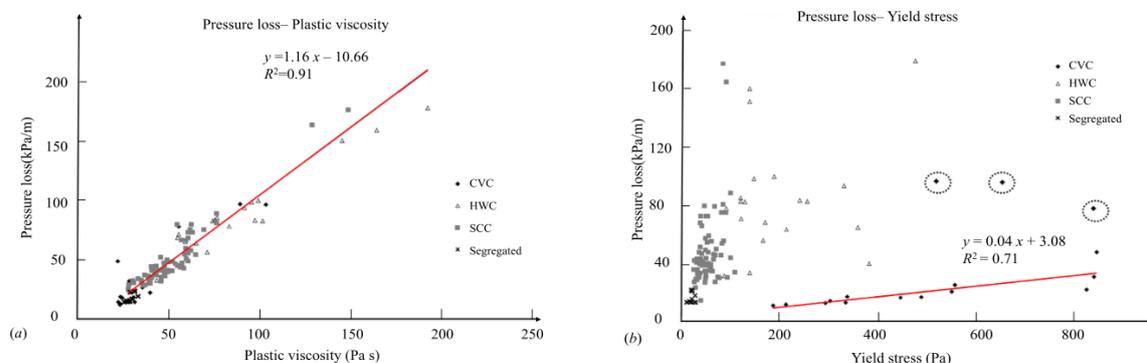


Figure 1. 31. Corrélation entre la perte de pression dans une conduite et les propriétés rhéologiques des bétons pompés (a) la viscosité (b) le seuil de cisaillement (Feys et al., 2016)

1.6 L'utilisation des paramètres rhéologiques et tribologiques pour la prédiction des paramètres de pompage

La connaissance des paramètres rhéologiques et tribologiques du béton a permis de développer des méthodes de prédiction des paramètres de pompage (pression de pompage, débit).

Selon Schutter et Feys (2016), la prédiction de la pression de pompage dépend de plusieurs paramètres tel que : les propriétés de la couche de lubrification (le seuil de cisaillement à l'interface et la constante visqueuse), ainsi que les propriétés rhéologiques du béton (le seuil de cisaillement et la viscosité plastique), le rayon et l'angle de courbure, la taille, le taux et la distribution granulométrique des agrégats grossiers. Ainsi, le diamètre du tuyau. En effet, il existe plusieurs modèles théoriques prédisant les paramètres de pompage du béton, en fonction de l'ensemble de ces paramètres.

1.6.1 Modèle de Chouinard (1999)

Chouinard (1999) a établi des équations de prédiction de la mobilité sous pression du béton frais en fonction du taux de pompage et les propriétés rhéologiques obtenues à partir des essais rhéologique en utilisant le rhéomètre IBB. Le modèle est donné par l'équation (1.25).

$$F = (g + h \cdot V^{1,1}) \cdot (1/13,3) \quad (1.25)$$

Avec :

F : la friction à la paroi du tuyau de pompage (kPa) ;

V : le taux de pompage ;

g : le seuil de cisaillement (kPa);

h : la viscosité plastique (kPa.s).

La validation de ce modèle de prévision a été menée sur 15 bétons différents en faisant une corrélation entre les frictions à la paroi du tuyau de pompage et les frictions calculées par ce modèle (Figure 1.32).

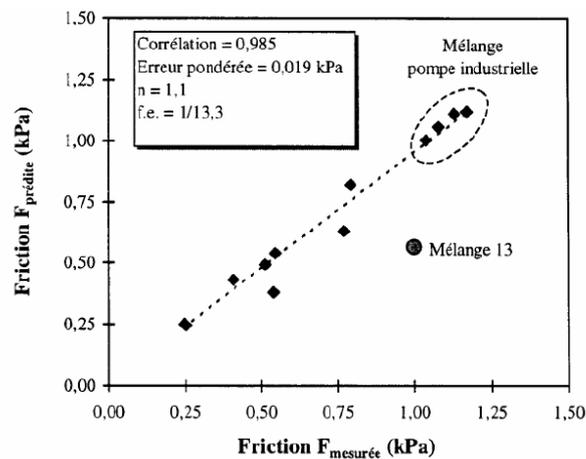


Figure 1. 32. Corrélation entre les frictions à la paroi du tuyau de pompage et les frictions calculées (Chouinard, 1999)

1.6.2 Modèle de Kaplan (2000)

Par la suite, Kaplan (2000) a proposé un modèle de calcul de la pression en fonction du débit de pompage, les propriétés rhéologiques mesurées à l'aide du rhéomètre BTRHEOM et les propriétés tribologiques du béton mesurées par un tribomètre à cylindre coaxiaux (voir la section 1.2.4) (Figure 1.33).

Cette figure montre que la relation entre le débit et la pression nécessaire pour le pompage suit deux pentes différentes :

- (1) La première pente du modèle est caractérisée seulement par les propriétés tribologique (écoulement par glissement) (Figure 1.33(1)), correspondant au moment où la contrainte de cisaillement à l'interface est inférieure au seuil du cisaillement du béton (τ_0) et elle est décrite par l'équation (1.26):

$$P = \frac{2L}{R} \left(\tau_{0i} + \frac{Q}{3600\pi R^2 k_f} \eta \right) \quad (1.26)$$

Avec :

P : Pression (Pa) ;

L : Longueur du tuyau (m) ;

R : Rayon du tuyau (m) ;

Q : Débit (m³/h) ;

k_r : Coefficient de remplissage qui dépend du type de pompe (selon Kaplan (2000) $k_r = 0,8$ pour la pompe stationnaire, $k_r = 0,7$ pour la pompe automotrice) ;

τ_{0i} : Seuil de l'interface (Pa) (*mesuré par le tribomètre*) ;

η : Viscosité de l'interface (Pas/m) (*mesurée par le tribomètre*).

(2) La deuxième pente du modèle se détermine par les propriétés rhéologiques du béton (écoulement par glissement et par cisaillement du béton) (Figure 1.33(2)), elle est définie lorsque la contrainte de cisaillement à l'interface dépasse le seuil de cisaillement du béton (τ_0) et provoque un cisaillement du béton. Elle est décrite par l'équation (1.27).

$$P = \frac{2L}{R} \left[\tau_{0i} + \frac{\frac{Q}{3600\pi R^2 k_r} \frac{R}{4\mu} \tau_{0i} + \frac{R}{3\mu} \tau_0}{1 + \frac{R}{4\mu} \eta} \right] \quad (1.27)$$

Avec :

τ_0 : Seuil de cisaillement du béton (Pa) (*mesuré par le rhéomètre*) ;

μ : Viscosité plastique du béton (Pas (*mesuré par le rhéomètre*)).

Il faut noter que l'équation (1.27) n'est valide que pour :

$$P \geq \frac{2L}{R} \cdot \tau_0 \quad (1.28)$$

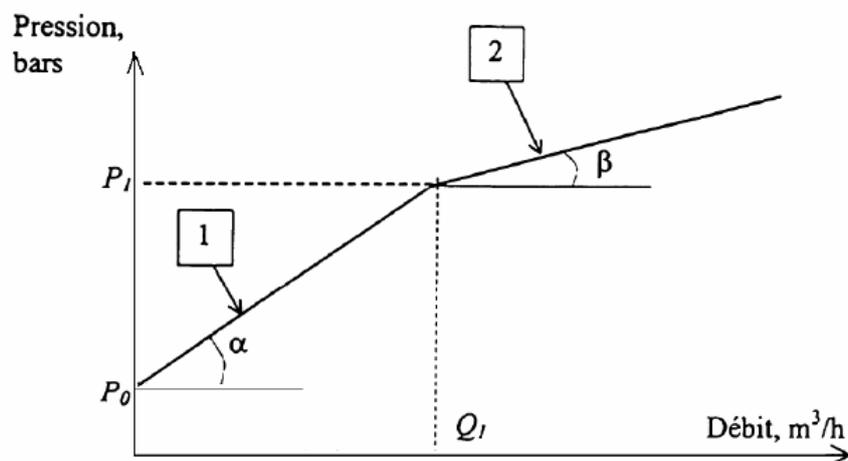


Figure 1. 33. Relation entre la pression de pompage prédite et le débit (Kaplan, 2000)

Ce modèle a été validé avec des bétons de type BHP pompés dans un circuit de 150 m de longueur, avec des tuyaux ayant un diamètre de 125 mm.

Sur la base de recherches supplémentaires, Chapdelaine (2007) a validé le modèle de Kaplan avec des configurations différentes de boyaux (variation du diamètre, paroi en caoutchouc ou en acier). Pour cela, un tuyau de 15 m de longueur et 50 mm de diamètre est utilisé, un coude de 90 degrés a été aussi placé à la sortie de la pompe, ainsi un réducteur est installé sur une longueur de 1,63 m en permettant le passage d'un diamètre de 100 mm à un diamètre de 50 mm.

Le modèle de prédiction de la pression de pompage a été décrit en introduisant un coefficient d'efficacité (K_{eff}) variant en fonction du taux de pompage. Ce coefficient a été calculé en utilisant l'équation (1.29). Ce qui rend la prédiction de pression plus représentatif et applicable pour toute configuration de pompage en tenant compte des différentes singularités (coudes et réducteurs) en tenant compte de l'effet de la hauteur de déversement sur la pompabilité du béton.

$$K_{\text{eff}} = \frac{T_{\text{eff}}}{T_{\text{moy}} - T_{\text{valve}}} \quad (1.29)$$

Avec :

K_{eff} : le coefficient d'efficacité calculé.

T_{eff} : le temps effectif (sec).

T_{moy} : le temps moyen (sec).

T_{valve} : le temps de la déviation de la valve (1/2 sec).

Le temps effectif (T_{eff}) et le temps moyen (T_{moy}) ont été déterminé à partir de la courbe de pressions de pompage mesurée en fonction du temps (Figure 1.34).

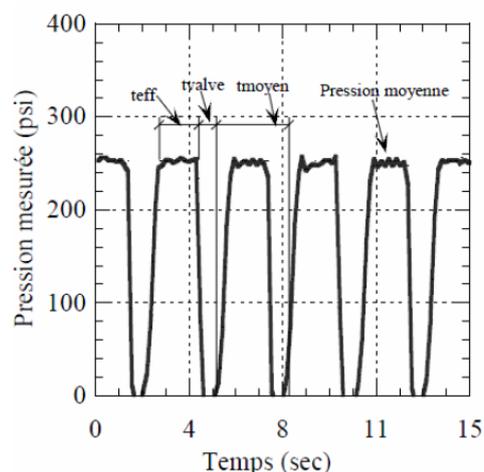


Figure 1. 34. Courbe typique de la pression de pompage (Chapdelaine, 2007)

Une comparaison entre la pression mesurée par les capteurs et la pression prédite par le modèle avec et sans tenir compte des coudes a été menée (Figure 1.35).

Une autre étude menée par Feys et al., (2015) pour valider le modèle de Kaplan (2000) pour les bétons ordinaires (CVC), les bétons autoplaçants (SCC) et les bétons à haute fluidité (HWC) en se basant sur les propriétés rhéologiques et tribologiques mesurées

expérimentalement avec le tribomètre développé à l'Université de Sherbrooke et le rhéomètre ICAR (voir la section 1.2.8 et 1.3.1). Ainsi, un circuit de 30 m de longueur a été installé, dans lequel ils ont placé différents types de singularités (coudes et réducteurs).

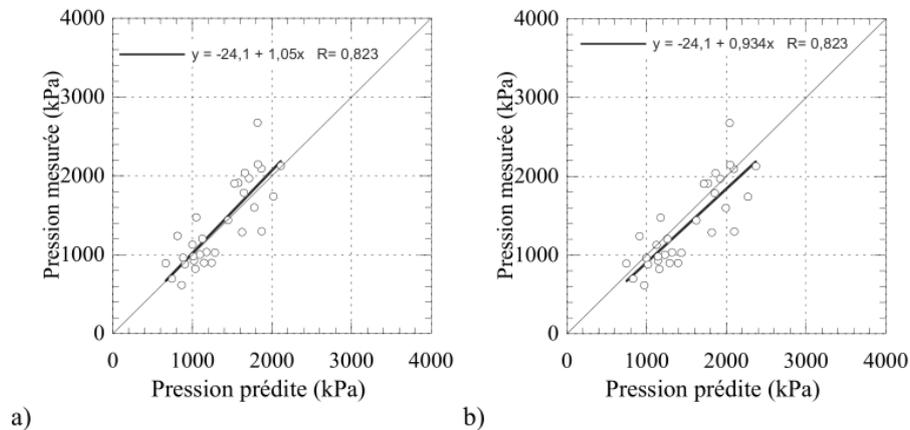


Figure 1. 35. Validation du modèle de prédiction de la pression de pompage (a) sans considération des coudes (b) avec considération des coudes (Chapdelaine, 2007)

Les résultats trouvés ont révélés une meilleure corrélation entre les pressions calculées avec le modèle et celles mesurées expérimentalement avec un coefficient de corrélation de l'ordre de 0.88 (Figure 1.36).

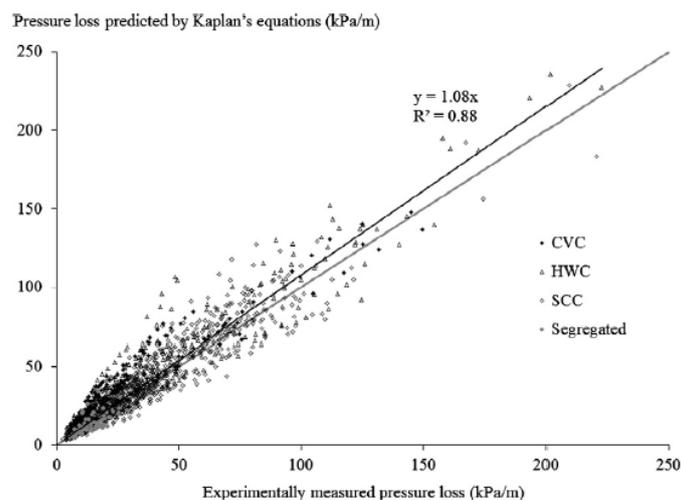


Figure 1. 36. Relation entre les pressions calculées avec le modèle et celles mesurées (Feys et al., 2015)

Dans une étude récente, Secrieru et al., (2018) ont utilisé un modèle pour prédire la pression de pompage de plusieurs bétons pompés en prenant en compte les deux portions du modèle (Figure 1.37). Les valeurs prédites sont comparées par les pressions mesurées par le Sliper, et aussi par celles mesurées pendant le pompage du béton dans un circuit à petite échelle (voir la section 1.2.10).

Les valeurs de la pression prédite par le tribomètre pour le cas d'écoulement en bloc (première portion du modèle) ou en cisaillement (deuxième portion du modèle) sont corrélées avec les résultats obtenus par le Sliper, avec des coefficients de détermination R^2 proches de 1. Ces

valeurs sont aussi corrélables avec les pressions estimées pendant le pompage. Cependant, la surestimation de la pression de pompage pour l'écoulement en bloc est très élevée par rapport à l'approche d'écoulement par cisaillement. À cet effet, selon ces chercheurs le type d'écoulement des bétons peut être déterminé en choisissant simplement l'une des équations décrivant l'écoulement du béton soit en bloque ou en cisaillement (Secrieru et al., 2018).

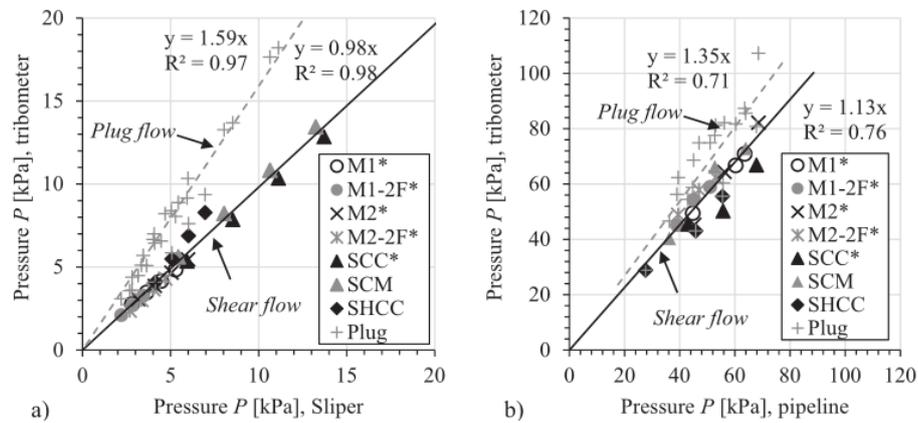


Figure 1. 37. Comparaison entre les pressions mesurées par le modèle et les pressions mesurées (a) par le Sliper, (b) pendant le pompage des bétons (Secrieru et al., 2018).

1.6.3 Modèle de Khatib (2013)

Khatib (2013) a étudié l'écoulement des bétons autoplaçants dans les conduites de pompage et il a développé une nouvelle méthode pour prédire la pression de pompage basée à la fois sur les propriétés tribologiques et rhéologiques du béton, et le diamètre de la conduite de pompage.

$$\Delta p_1 = Q (0.058 \mu + I_{trib11} \times 10^{-4} - 0.038) \quad (1.30)$$

$$\Delta p_2 = Q (0.133 \mu + I_{trib11} \times 10^{-3} - 0.914) \quad (1.31)$$

Avec : Δp_1 et Δp_2 sont respectivement les pertes de pression par unité de longueur de tuyau pour un diamètre de conduite de 127 mm et 102 mm (kPa / m), Q est le débit (l / s), μ est la viscosité du béton (Pa.s) et I_{trib11} la constante visqueuse (Pa.s / m).

Les résultats analytiques sont ensuite validés par des essais de pompage à grande échelle exécutés au laboratoire de l'Université de Sherbrooke. Cet auteur a utilisé le même circuit de pompage utilisé par Feys et al., (2013). Les valeurs de la perte de pression calculées avec ces modèles sont tracées en fonction des valeurs de la pression mesurée par des capteurs de pression (Figure 1.38).

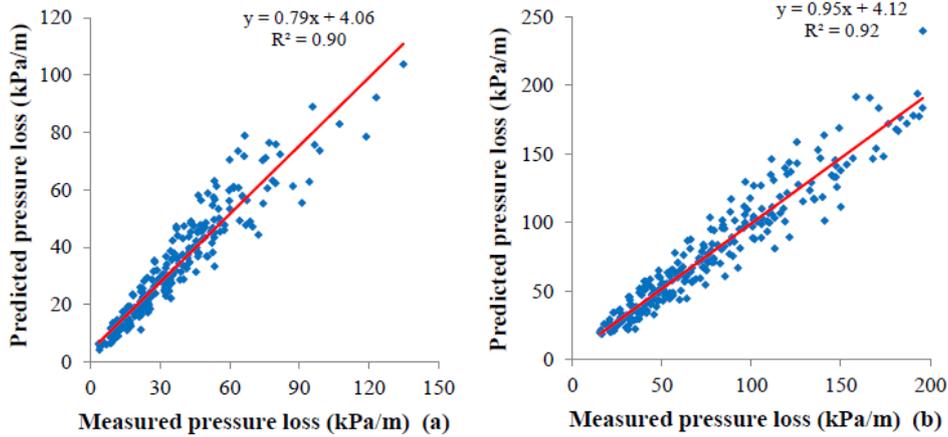


Figure 1. 38. Comparaison entre les pertes de pression mesurées et celles calculées (a) pour un diamètre de conduite de 127 mm, (b) pour un diamètre de conduite de 102mm (Khatib, 2013).

1.6.4 Modèle de Kown et al., (2013b)

Kown et al., (2013b) ont proposé un modèle de calcul du débit de pompage en tenant compte de l'épaisseur et des propriétés rhéologiques de la couche limite obtenue à l'aide de leur tribomètre. La relation décrivant ce modèle est donnée par l'équation (1.32) :

$$Q = 3600 \frac{\pi}{24\mu_S\mu_P} \left[3 \mu_P \Delta P (R_P^4 - R_L^4) - 8 \tau_{S,0} \mu_P (R_P^3 - R_L^3) + 3 \mu_S \Delta P (R_L^4 - R_G^4) - 8 \tau_{P,0} \mu_S (R_L^3 - R_G^3) \right] \quad 1.32$$

Avec :

Q est le débit (m^3/h); R_P est le diamètre du tuyau de pompage (m); R_L est la distance entre le centre du tuyau et la couche lubrifiante (m) ; ΔP (Pa/m) est le gradient de pression par unité de longueur de tuyau (P/L_{Tuyau}) ; $\tau_{S,0}$ (Pa) et μ_S (Pa.s) sont respectivement le seuil de cisaillement et la viscosité de la couche lubrifiante; $\tau_{P,0}$ (Pa) et μ_P (Pa.s) sont respectivement le seuil de cisaillement et la viscosité du béton. La différence entre R_P et R_L est l'épaisseur de la couche lubrifiante, dans cette étude elle est égale à 2 mm.

Ce modèle a été validé par des essais de pompage à grande échelle sur sept mélanges de bétons, les essais ont été effectués avec des pipelines de 350 et 548 m. La comparaison entre les débits mesurés et les débits calculés avec l'équation (1.32) a permis de conclure que les débits pouvaient être prédits avec précision avant le pompage en connaissant les propriétés rhéologiques et tribologiques du béton pompé (Figure 1.39).

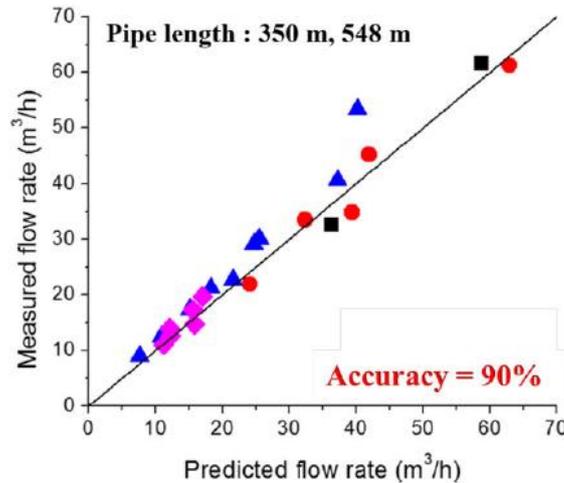


Figure 1. 39. Comparaison entre les débits mesurés et les débits calculés (Kwon et al., 2013b)

1.6.5 Modèle de Mai et al., (2014)

Mai et al., (2014) ont estimé la pression de pompage des bétons ordinaires en se basant sur les paramètres de l'interface (le seuil d'interface et la constante visqueuse). À cet effet, ces chercheurs ont proposé un modèle de calcul du seuil de cisaillement à l'interface en utilisant les résultats expérimentaux qui ont montré que le seuil d'interface dépend du dosage et de la nature de superplastifiant (Équation 1.33).

En ce qui concerne la constante visqueuse, ils ont utilisé le modèle de la constant visqueuse proposé par Ngo (2009) (Voir la section 1.2.6).

$$\tau_{0\text{théorique}} = 0,045 \tau_0 + 6 - 14 \frac{Sp}{Sp^*} \quad (1.33)$$

Avec :

τ_0 est la contrainte de cisaillement du béton et $\frac{Sp}{Sp^*}$ est le rapport entre le dosage et le dosage de saturation en superplastifiant.

Ensuite, la pression de pompage ($P_{\text{théorique}}$) a été calculée par l'équation (1.34) :

$$P = \frac{2L}{R} \left(\frac{Q}{3600\pi R^2} \eta_{\text{théorique}} + \tau_0 \right) \quad (1.34)$$

Puis, cette pression a été comparé avec la pression calculée par la même formule mais en utilisant des mesures tribologiques (P_{exp}) ainsi que la pression réelle mesurée avec des pompes ($P_{\text{mesuré}}$) (Figure 1.40).

D'après cette figure, ces chercheurs ont remarqué qu'il y a une corrélation entre les valeurs de la pression de pompage calculée par le modèle proposé et les valeurs de pression mesurée au cours du pompage, que ce soit en se basant sur les paramètres d'interface (le seuil d'interface et la constante visqueuse) déterminés par des essais tribologiques ou bien par les modèles théoriques. Ce résultat permet de conclure qu'il est possible de calculer la pression de pompage en utilisant uniquement les modèles théoriques cités précédemment en déterminant seulement la contrainte de cisaillement statique du béton par des essais rhéologiques.

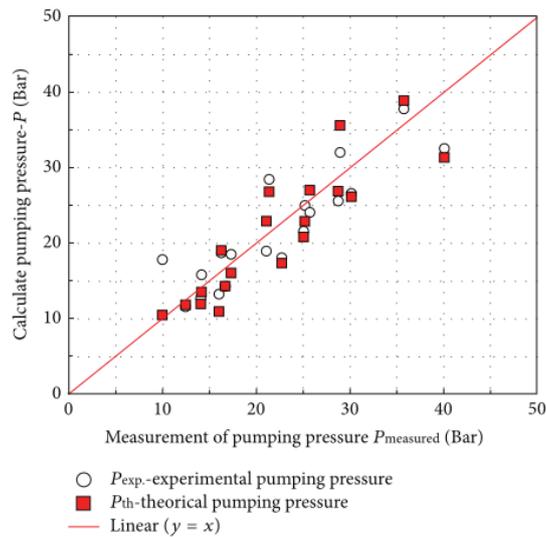


Figure 1. 40. Comparaison entre la pression théorique, la pression expérimentale et la pression mesurée (Mai et al., 2014)

1.6.6 Modèle de Chen et al., (2019)

Une formule empirique (équation 1.35) de la perte de pression lors du pompage du béton dans les raccords des conduites droites a été établie par Chen et al., (2019) en fonction des paramètres rhéologiques et du débit de pompage du béton.

$$\Delta p = (2,73077 \times 10^{-8} \tau_0 + 1,19843 \times 10^{-6} \mu - 1,03528 \times 10^{-5}) Q_c^2 \quad (1.35)$$

Avec :

τ_0 (Pa) est le seuil de cisaillement du béton ; μ (Pa.s) la viscosité du béton et Q_c le débit d'écoulement du béton dans les tuyaux de pompage exprimée par l'équation (1.36).

$$Q_c = \frac{k \cdot Q \cdot d_3^2}{d_1^2 - d_2^2} \quad (1.36)$$

Avec :

k est la capacité d'aspiration qui décrit le niveau de remplissage du cylindre en béton (0,7) et Q (m^3/h) est le débit du cylindre d'impulsion du béton (Figure 1.41).

Ce modèle empirique a été validé par la suite en comparant la perte de pression de pompage calculée et mesurée et une corrélation acceptable a été trouvée entre ces valeurs (Chen et al., 2019).

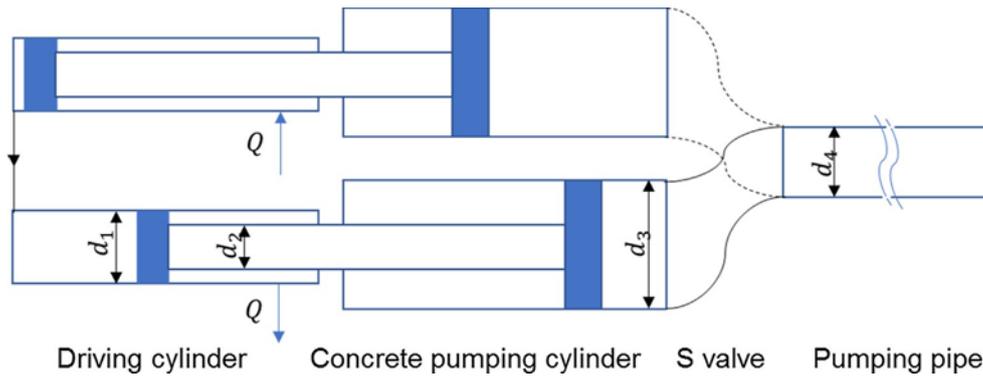


Figure 1. 41. Schéma des cylindres de la pompe et les tuyaux de pompage pour calculer la vitesse d'écoulement du béton dans les tuyaux de pompage (Chen et al., 2019)

1.7 Conclusion

La recherche bibliographique présentée dans ce chapitre a montré que toutes les études faites dans le domaine de pompage indiquent que le comportement du béton dans les conduites est linéaire. Sous l'effet de la pression, ce matériau est cisailé ce qui engendre une migration des particules fines et des gouttelettes d'eau dans les zones de faible cisaillement vers la zone de cisaillement élevée situées généralement près de la paroi du tuyau. De ce fait, une mince couche lubrifiante est formée pour faciliter l'écoulement du béton, elle est considérée comme un facteur clé dans la prédiction des performances de pompage.

Vu le rôle important de cette couche pour faciliter le pompage du béton, des méthodes de caractérisation de sa composition, son épaisseur et sa rhéologie ont été proposées par plusieurs chercheurs. Les résultats révèlent qu'elle est composée de ciment, d'eau et de sable ayant un diamètre inférieur à 2 mm d'après certains chercheurs. Concernant son épaisseur, elle peut varier entre 2 et 9 mm en fonction des paramètres de composition des bétons, le diamètre du tuyau de pompage et la tribologie du béton.

Les chercheurs ont montré aussi que l'aptitude au pompage du béton dépend non seulement des propriétés de la couche lubrifiante formée mais aussi de la rhéologie et la tribologie du béton pompé. À cet effet, les notions de la rhéologie et la tribologie du béton ont été utilisées pour définir la pompabilité. Ainsi, des appareils de mesure ont été développés pour déterminer ces propriétés. Des rhéomètres ont été ainsi utilisés pour décrire les performances rhéologiques du béton grâce à la détermination du seuil de cisaillement (τ_0) et la viscosité (μ) alors que les tribomètres ont été utilisés pour quantifier les frictions entre le béton et les tuyaux de pompage et déterminer donc les paramètres d'interface (le seuil d'interface τ_{0i} et la constante visqueuse η). Par ailleurs, la prédiction de la pression et le débit de pompage nécessaire a été possible grâce à la caractérisation de ces propriétés.

La lecture bibliographique a aussi montré qu'il est possible d'étudier le comportement rhéologique des bétons en fonction des mortiers grâce aux corrélations trouvées entre les caractéristiques à l'état frais de ces deux matériaux. Par contre, il n'existe actuellement aucune étude menée sur la relation entre les paramètres tribologiques du béton et ceux des mortiers correspondants (MB et MBE), d'où l'intérêt de se pencher sur ce point à travers des essais plus poussés en utilisant un rhéomètre à mortier et un tribomètre à béton.

Chapitre 2

Paramètres influençant les propriétés du béton

2.1 Introduction

Pendant le pompage du béton, quelques problèmes peuvent être rencontrés comme la ségrégation et le ressuage du béton ou encore la formation des bouchons causant un blocage du béton. Ce phénomène provoque un arrêt complet du chantier et par conséquent une perte financière importante. Cela justifie le besoin de connaître les paramètres qui peuvent causer ces problèmes et affecter la pompabilité du béton.

Secrieru (2018), a expliqué le mécanisme de blocage par l'augmentation de la concentration des granulats grossiers sur la section transversale du tuyau formant un bouchon qui empêche l'écoulement du béton. Ce chercheur a remarqué que la majorité des bouchons se produisent dans les coudes ou les réducteurs.

La figure 2.1 regroupe les facteurs qui causent le blocage du béton pendant le pompage selon Hazaree et Mahadevan (2016).

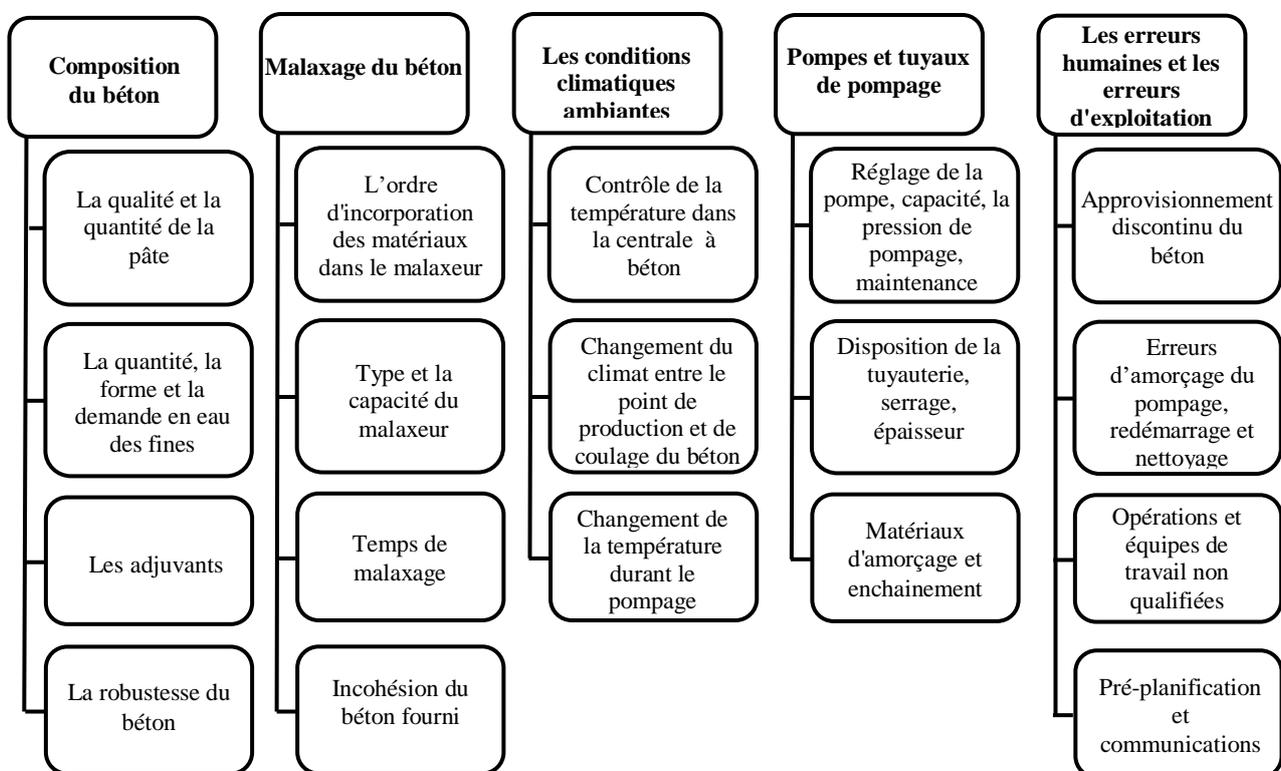


Figure 2. 1. Facteurs qui causent le blocage du béton pendant le pompage (Hazaree et Mahadevan, 2016)

À cet effet, nous pouvons diviser les paramètres qui affectent la pompabilité du béton en deux parties :

- Les paramètres mécaniques liés d'une part aux équipements de pompage tel que le type de pompe, le diamètre des tuyaux et d'autre part, aux caractéristiques du circuit telles que la vitesse de l'écoulement et la pression de pompage.
- Les paramètres de formulation du béton car toute modification de la composition du béton affecte sa fluidité (Ferraris et al., 2001 ; Felekog̃ et al., 2007) et aussi son aptitude au pompage (Chopin et al., 2004). Selon Siddique et al., (2012) et Mechtcherine et al., (2014), les changements de la composition du béton peuvent

influencés les paramètres rhéologiques et la pompabilité est affectée en conséquence (Ngo et al., 2011; Li et al., 2020).

2.2 Influence des équipements de pompage sur la pompabilité

2.2.1 Les conduites de pompage

Une fois que le béton quitte la pompe passe généralement à travers un système de canalisation « tuyaux de pompage », la longueur courante des tuyaux est généralement de 1m, 2m ou 3m. Pour des distances de pompage importantes, les tuyaux sont reliés entre eux à l'aide de joints (colliers). Il est préconisé de choisir des joints et des colliers de bonne qualité, ainsi, il faut un contrôle régulier de ces accessoires afin d'éviter leur rupture qui conduit à la formation des bouchons dû à une fuite de la couche lubrifiante laissant derrière un béton sec (Hazaree et al., 2015).

Le diamètre des tuyaux utilisés lors du pompage varie généralement entre 150 à 200 mm. Il est recommandé que ce diamètre soit 4 fois plus grand que la taille maximale de l'agrégat utilisé dans le béton pour éviter la pénétration de l'air dans le tuyau ce qui engendre la formation des bulles d'air perturbant l'écoulement du béton (Li et al., 2020).

Le diamètre du tuyau joue un rôle fondamental dans le pompage du béton car il influence d'une part la vitesse du béton dans les tuyaux et d'autre part la formation de la couche lubrifiante. Par exemple, un tuyau qui a un diamètre plus petit entraînera des vitesses d'écoulement plus élevées ; ces vitesses entraîneront par la suite des frictions plus élevées ce qui rendra le pompage plus difficile. Jolin (2009) a remarqué que pour un diamètre de 100 mm, le taux de la matière lubrifiante nécessaire pour former une couche de 2 mm d'épaisseur est à peu près 20 % plus élevé par rapport à celui nécessaire pour un diamètre de 125 mm (Figure 2.2).

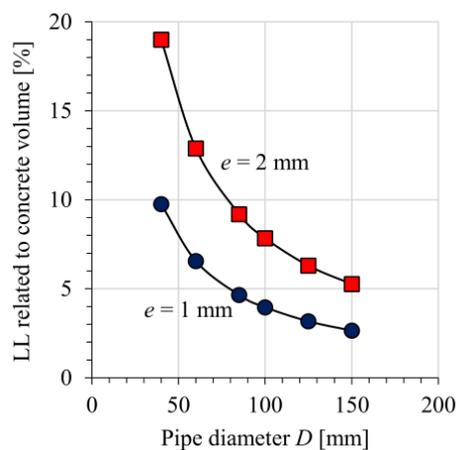


Figure 2. 2. Le taux de la matière lubrifiante nécessaire pour former la couche lubrifiante à différentes épaisseurs en fonction du diamètre du tuyau (Jolin, 2009)

Une étude établie par Khatib (2013) a montré que l'augmentation du diamètre de la conduite réduit considérablement la pression de pompage pour un débit donné. Ceci est attribué à une réduction de la vitesse d'écoulement. Ce résultat a été aussi observé par Feys et al., (2015), d'où la pression de pompage dans le tuyau ayant un rayon de 100 mm est en moyenne deux

fois plus grande que celle mesurée lors de l'utilisation d'un tuyau ayant un rayon de 125 mm. De plus, l'augmentation du rayon de la conduite diminue l'épaisseur de la couche de lubrification (Khatib, 2013) (Figure 2.3).

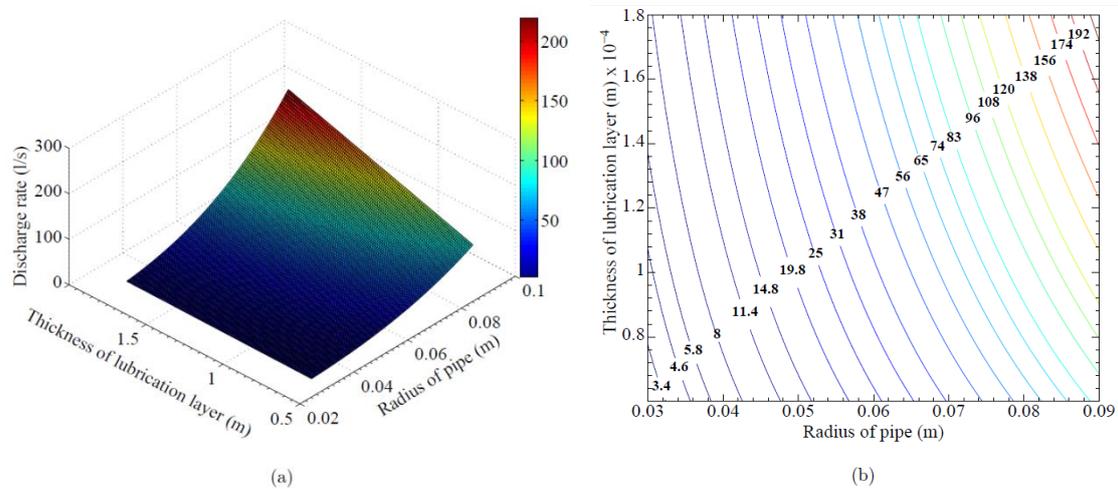


Figure 2. 3. Relation entre le rayon de la conduite et l'épaisseur de la couche de lubrification pour différents débits (a) tracé en 3D ; (b) diagramme de contour (Khatib, 2013)

En outre, la rugosité de la paroi du tuyau représente aussi un facteur déterminant de la perte de pression lors du pompage de béton. Jacobsen et al., (2009) ont visualisé le profil de vitesse d'un béton s'écoulant à travers des tuyaux en acier, en caoutchouc et en acrylique, les résultats de cette recherche ont montré que le béton avait un débit plus élevé dans les tuyaux lisses. Ils ont remarqué aussi qu'il y avait une grande quantité de matériau qui est restée collée à la paroi intérieure des tuyaux les plus rugueux (caoutchouc). Donc une paroi de caoutchouc offre plus de résistance à l'écoulement. Ce résultat a été conclu auparavant dans les travaux de Chapdelaine (2007), en faisant une comparaison entre les paramètres d'interface mesurés avec le tribomètre en caoutchouc et celui en acier. Les relations montrent que le seuil d'interface mesuré avec le tribomètre en caoutchouc (τ_{0ic}) est supérieur à celui mesuré avec le tribomètre en acier (τ_{0ia}) d'environ 76%, et la viscosité d'interface mesurée avec le tribomètre en caoutchouc (η_{ic}) est élevée d'environ 80% par rapport à celle mesurée à l'aide du tribomètre en acier (η_{ia}).

Secrieru et al., (2017) ont montré que la pression de pompage et les paramètres tribologiques des bétons (seuil de cisaillement τ_{0i} , et la constante visqueuse μ_i) augmentent avec l'augmentation de la rugosité de la surface intérieure du tuyau grâce à l'utilisation du papier de verre (S-paper) et cela pour un débit de 20 m³/h et un diamètre du tuyau de 126 mm (Figure 2.4).

La longueur du circuit de pompage a un effet significatif sur la pompabilité des bétons. Selon l'association américaine des bétons pompés (ACPA C 101), la perte de maniabilité du béton et de l'air lors du pompage sont les problèmes les plus observés dus à l'effet de la longueur de la conduite.

Jang et al., (2019) ont examiné l'effet de la longueur de la conduite sur le pompage du béton. À cet effet, quatre conduites horizontales avec différentes longueurs (200, 400, 600 et 1000 m) ont été installées pour effectuer des essais de pompage à grande échelle. Les auteurs ont

comparé les paramètres rhéologiques des bétons et des couches lubrifiantes testés avant et après le pompage. Les résultats trouvés montrent que la variation des paramètres rhéologiques des bétons avant et après le pompage augmente avec l'augmentation de la longueur du tuyau. Selon ces chercheurs cela est peut-être dû à l'influence de la pression élevée qui dure plus longtemps dans les longues conduites. Ils ont remarqué aussi que l'effet de la longueur du tuyau sur les paramètres rhéologiques de la couche limite est faible par rapport à son effet sur la rhéologie du béton. De plus, ils ont constaté que l'épaisseur de la couche lubrifiante reste constante quel que soit la longueur des conduites.

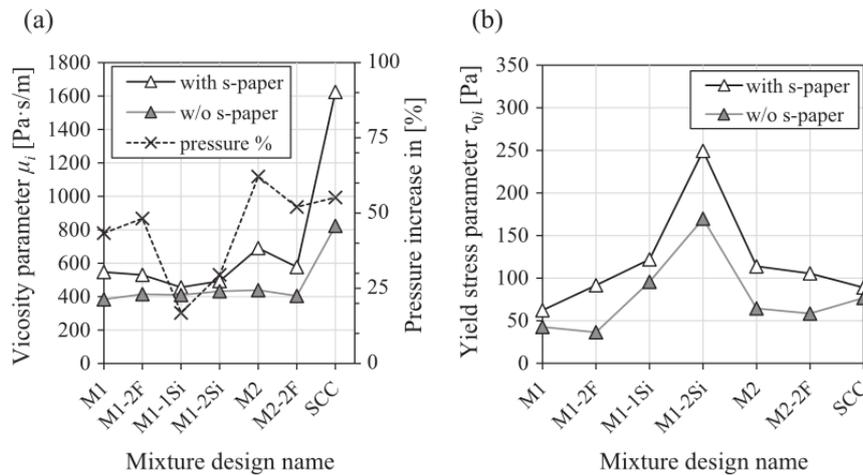


Figure 2. 4. Influence de la rugosité de la surface intérieure du tuyau sur : (a) La constante visqueuse μ_i et la pression de pompage, (b) le seuil de cisaillement τ_{0i} (Secrieru et al., 2017)

2.2.2 Les réducteurs et les coudes

En plus des tuyaux de pompage, d'autres parties du circuit de pompage affecteront également l'aptitude au pompage du béton tel que les coudes, les réducteurs. Ces assemblages ont une influence considérable sur le débit, la pression de pompage et les propriétés du béton frais après refoulement. En se basant sur les lois de l'hydrodynamique, les coudes et les réducteurs provoquent une perte de pression supplémentaire par rapport à une section droite, car les lignes de courant changent de direction (Schutter et Feys, 2016). Pour cette raison, l'effet des coudes et des réducteurs dans les conduites de pompage nécessite une attention supplémentaire pour quantifier d'une manière plus fiable la perte de pression.

Selon le guide Schwing, si un blocage survient lors du passage du béton dans un réducteur, alors ce béton n'est pas assez déformable, il doit alors être reformulé.

Chouinard (1999) a constaté que le ressuage forcé se produit au niveau des réducteurs et des coudes en raison du plus grand gradient de pression à ces endroits. Chapdelaine (2007) a indiqué qu'il est préférable de placer le réducteur le plus près possible de la fin du circuit, afin que la longueur du tuyau dont le diamètre le plus petit soit plus courte.

En ce qui concerne les coudes, des recherches expérimentales ont montré que ces derniers n'augmenteront pas la perte de pression lors du pompage du béton (Kaplan, 2000 ; Chapdelaine, 2007). Toutefois, ils peuvent causer des bouchons en phase de démarrage (Kaplan, 2000). Par ailleurs, une recherche menée par Feys (2012) a montré que l'utilisation des coudes dans un circuit de pompage d'un béton autoplaçant cause une augmentation de la

perte de pression. Dans certains cas, son ampleur dépassait même l'hypothèse de l'ACI qui suggère qu'un coude à 90 degrés pouvait entraîner une perte de pression équivalente à un tuyau droit de 3 m de long.

Récemment, une étude de Park et al., (2020) a montré que la perte de pression dans les coudes des tuyaux est deux fois supérieure à celle dans les conduites droites.

2.3 Influence des paramètres de formulation du béton sur la pompabilité

Selon Chouinard (1999), la pompabilité du béton dépend uniquement de ses propriétés à l'état frais. Par contre, elle est indépendante des facteurs mécaniques qui sont relatifs aux équipements utilisés pour le pompage ainsi qu'aux caractéristiques du circuit de pompage car ces facteurs sont généralement fixés. Pour cela, il faut formuler un béton « pompable », qui a une capacité à s'écouler à travers un tuyau à l'aide d'une pompe, et également la capacité à s'écouler sous pression tout en conservant ses propriétés initiales (Jolin et al., 2009).

2.3.1 Les granulats

Étant donné que les granulats occupent environ 75% du volume de béton (Alexander et Mindness, 2005 ; Neville et Brooks, 2008), leur influence sur les propriétés de ce matériau reste non négligeable car ils déterminent le volume de la pâte nécessaire pour remplir les vides créés dans le squelette granulaire. L'effet de l'agrégat est défini par sa forme, sa grosseur, et sa distribution granulométrique.

En général, plus la taille des granulats croît, plus on a des vides entre les grains qu'il faut remplir avec un volume de pâte de ciment plus important (Quiroga et Fowler, 2004). En outre, il est recommandé de limiter la taille maximale du granulat concassé en fonction du diamètre des tuyaux de pompage ($D_{\max} = D_{\text{tuyau}} / 4$) afin d'éviter les problèmes de ségrégation pendant le pompage (Coussot, 2005).

Choi (2013) a remarqué que l'augmentation de la taille maximale des gros granulats engendre une augmentation des paramètres rhéologiques du béton et de la couche lubrifiante (Tableau 2.1). En revanche, le seuil de cisaillement du béton et de la couche lubrifiante a diminué, cela a été expliqué par le dosage élevé du superplastifiant requis pour les bétons qui contiennent des granulats de grande taille.

Tableau 2. 1. Effet de la taille maximale des granulats sur la rhéologie du béton et de la couche lubrifiante (Choi, 2013)

D_{\max}	10 mm		20 mm		25 mm	
	Couche lubrifiante	Béton	Couche lubrifiante	Béton	Couche lubrifiante	Béton
Viscosité (Pa.s)	1.3	25	2	30	2.5	40
Seuil de cisaillement (Pa)	5	80	10	80	10	100

Choi et al., (2014c) ont évalué les performances de pompage des bétons contenant des granulats avec différentes tailles maximales (10, 20 et 25 mm). Ces auteurs ont conclu que la taille maximale des agrégats grossiers avait une influence significative sur le pompage car la pression de pompage des bétons contenant des granulats avec D_{max} égale 25 mm est deux fois plus élevé que celle des bétons contenant des graviers dont le D_{max} est de 10 mm (Figure 2.5).

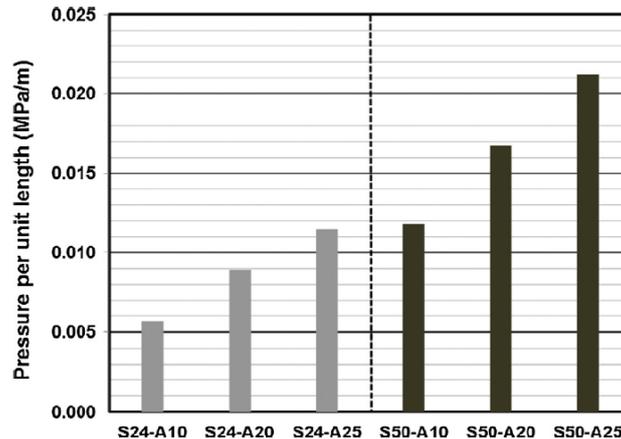


Figure 2. 5. La pression de pompage par unité de longueur de tuyau en fonction D_{max} des graviers (Choi et al., 2014c)

Un autre chercheur a montré que le diamètre maximal des granulats n'a pas d'influence sur l'épaisseur de la couche limite (Le, 2014).

Certains chercheurs ont remarqué que la limite d'élasticité et la viscosité du béton augmentaient de manière significative avec l'augmentation de la fraction volumique des granulats grossiers, quel que soit le type d'agrégat utilisé (Geiker et al., 2002). De même, une teneur élevée des granulats grossiers augmentera le risque de blocage du béton dans un tuyau de pompage. Selon Fataei et al., (2019) et Fataei et al., (2020), une augmentation de la fraction volumique des granulats d'environ 10% entraîne une diminution de la pompabilité du béton d'au moins 30%. Une quantité excessivement élevée des granulats grossiers donne aussi un béton ferme et sujet à la ségrégation. Cela conduira à un béton durci qui a une faible résistance mécanique et moins durable (Mindess et Darwin, 2003).

De même, l'effet des petits granulats tels que le sable sur la tribologie est plus critique que celui des graviers. Par exemple un sable qui est trop grossier cause des problèmes de ressuage et de ségrégation, alors que la présence d'un sable trop fin engendre une demande en eau élevée et une viscosité élevée (Lamond et Pielert, 2006 ; Taleb et al., 2021). Il est également recommandé, d'utiliser une quantité de sable entre 15% et 30% dont le diamètre est inférieur à $300 \mu\text{m}$ et une quantité entre 5% et 10% dont le diamètre est inférieur à $150 \mu\text{m}$ quand on pompe un béton dans des tuyaux de diamètres inférieurs ou égale à 152 mm (Khatib, 2013). En outre, Feys et al., (2016) ont remarqué que la constante visqueuse du béton diminue avec la diminution de la quantité du sable fin dans le béton.

En ce qui concerne la forme des granulats, Khatib (2013) a montré que l'utilisation de granulats arrondis peut réduire considérablement la demande en eau, et réduit le risque de

ressuage et de la ségrégation, en améliorant ainsi la stabilité du mélange sous pression et facilitant le mouvement du béton dans les tuyaux. Cependant, les formes angulaires et irrégulières des agrégats offrent au béton une bonne résistance car ces agrégats ont une plus grande surface pour le collage avec de la pâte de ciment ce qui réduit le vide entre les particules d'agrégats (Choi, 2013).

Diverses études ont montré aussi l'importance de la granulométrie du mélange granulaire sur les propriétés du béton (Smith, 2001 ; Chapdelaine, 2007 ; Ngo et al., 2007). Smith (2001) a indiqué qu'il existe une granulométrie optimale des granulats qui peut produire un meilleur rapport Eau/ Ciment (E/C) et une meilleure résistance du béton. Selon Chapdelaine (2007), il est nécessaire de viser une courbe granulométrique totale bien étalée et assurer d'obtenir un volume minimum de vides à remplir avec la pâte. Pour obtenir une bonne pompabilité, l'ACI a recommandé une distribution granulométrique des granulats pour les bétons pompés comme présentée sur le Tableau 2.2.

Tableau 2. 2. Distribution granulométrique des granulats pour les bétons pompés (D'après ACI 304.2R-91)

Ouverture du tamis	Pourcentage des tamis cumulés	
	$D_{\max} = 25 \text{ mm}$	$D_{\max} = 20 \text{ mm}$
25 mm	100	-
20 mm	80-88	100
13 mm	64-75	75-82
9.5 mm	55-70	61-72
4.75 mm	40-58	40-58
2.36 mm	28-47	28-47
1.18 mm	18-35	18-35
600 μm	12-25	12-25
300 μm	7-14	7-14
150 μm	3-8	3-8
75 μm	0	0

En étudiant l'effet du rapport G/S sur les paramètres de pompage, Ngo et al., (2007) ont montré que lorsque le rapport G/S augmente, la quantité de sable diminue, ce qui favorise la formation d'un mortier fin de béton moins visqueux, ainsi la formation d'une couche limite plus épaisse. Cela provoque une diminution de la constante visqueuse et minimise les frottements à l'interface béton-acier. Cependant, cette augmentation n'a pas une grande influence sur l'affaissement du béton et le seuil d'interface (Figure 2.6).

D'autres études ont montré qu'une augmentation globale de la teneur en agrégat entraîne une augmentation du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique (Geiker et al., 2002 ; Hu et Wang, 2011).

Vosahlik, et al., (2016) ont constaté que la viscosité plastique et la constante visqueuse des bétons testés ont augmenté avec l'amplification de la teneur des granulats grossiers, ce constat dépend aussi du rapport E/C. Ces auteurs ont montré aussi que l'effet du taux des granulats est prononcé lorsque le rapport E/C est faible (Figure 2.7).

De plus, certains chercheurs ont constaté qu'il existe une valeur optimale du rapport Sable/Graviers (S/G) qui permet de minimiser les valeurs de la viscosité et du seuil de

cisaillement du béton (Tattersall, 1991 ; Szecsy, 1997), et aussi du seuil d'interface et la constante visqueuse (Vosahlik, 2018) (Figure 2.8).

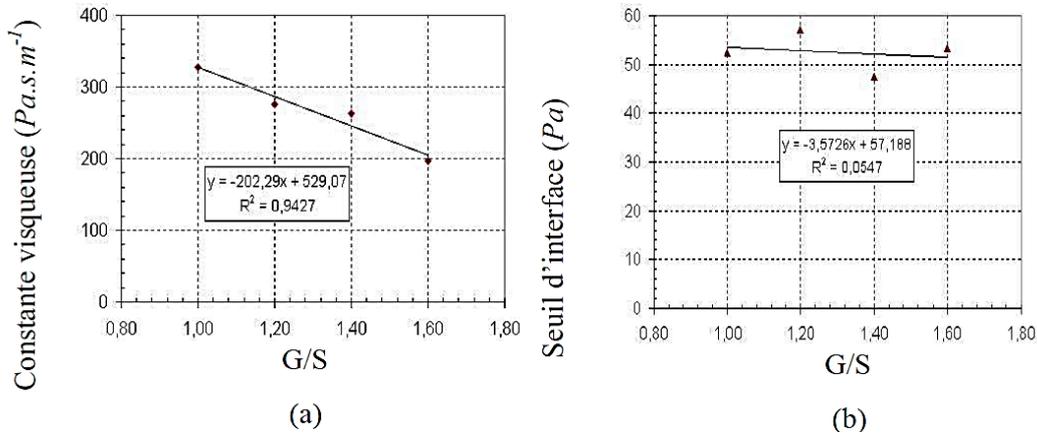


Figure 2. 6. Variation de la constante visqueuse (a) et du seuil d'interface (b) en fonction du rapport G/S (Ngo et al., 2007)

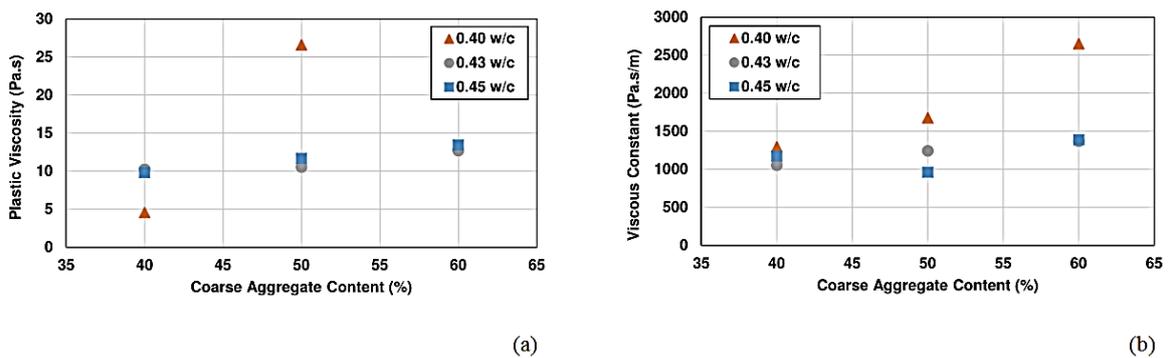


Figure 2. 7. Effet du taux des granulats grossiers sur les propriétés du béton (a) la viscosité plastique (b) la constante visqueuse (Vosahlik, et al., 2016)

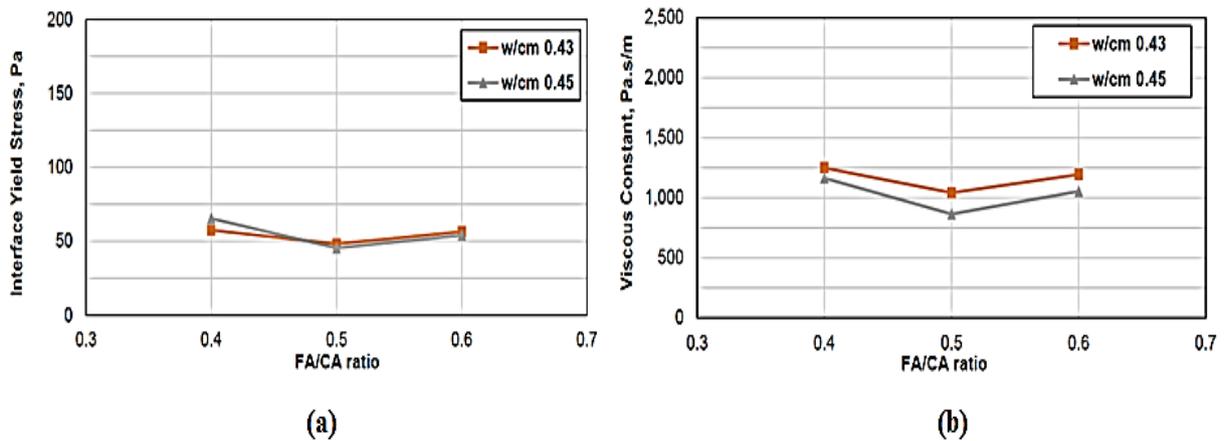


Figure 2. 8. Effet du rapport Sable/Gravier sur les paramètres tribologiques du béton : (a) le seuil d'interface, (b) la constante visqueuse (Vosahlik, 2018)

Les essais de compression menée par Taleb (2017) ont montré 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. En outre, un optimum du rapport G/S situé entre 1 et 1,1 a permis d'obtenir les plus petits couples (τ_0 , μ), les meilleurs étalements et les plus faibles temps d'écoulement au V-Funnel.

2.3.2 Volume optimal de la pâte

Par définition, le volume de pâte est le volume de l'eau plus le volume de poudre dans 1 m³ de béton. Il est connu que le volume de la pâte a une grande influence sur l'écoulement du béton dans les conduites. À titre d'exemple, un faible volume de pâte peut provoquer une augmentation des frottements entre les agrégats, ce qui conduit à une augmentation de la viscosité et l'apparition des problèmes de blocage.

Le rôle de la pâte dans l'amélioration de l'écoulement du béton réside dans le recouvrement de la paroi du tuyau d'un film mince et la réduction des frottements avec et entre les agrégats grossiers (Secrieru, 2018).

Neville (1995) a montré qu'un certain volume de ciment est nécessaire pour remplir le vide entre les grains sinon le pompage est difficile. D'après ses résultats, cet auteur a conclu qu'il existe une fourchette de teneur en ciment permettant le pompage du béton (Figure 2.9). Il a aussi remarqué que les mélanges ayant une quantité de ciment supérieure à la quantité des vides sont pompables et les mélanges ayant un squelette granulaire trop compact et une teneur élevée en ciment sont difficiles à pomper.

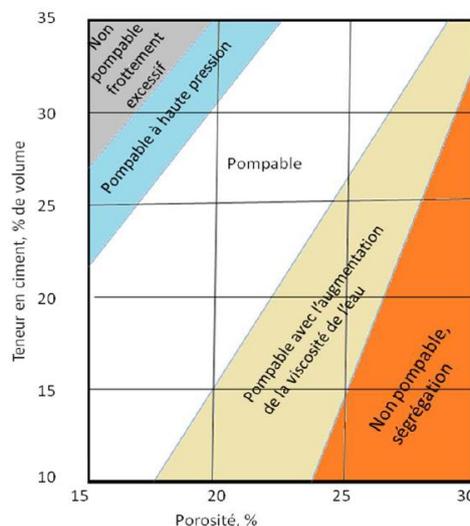


Figure 2.9. Pompabilité du béton en fonction de la teneur en ciment et la porosité du béton (Neville, 1995)

Selon Burns et al., (2006) et Chapdelaine (2007), l'augmentation du volume de pâte cause une diminution des pressions de pompage tout en maintenant un rapport E/C constant.

Les résultats de la recherche conduit par Jacobsen et al., (2008), ont montré que la quantité des fines (ciment + les fines contenant dans les granulats dont leur diamètre est inférieur à 0,25 mm) pour avoir une bonne pompabilité est d'environ (450 kg/m³). Khatib (2013) a observé aussi qu'il existe un volume de pâte optimale qui peut simultanément lubrifier

correctement le gros granulat pour minimiser les frottements ce qui réduit la constante visqueuse et empêche la ségrégation (Figure 2.10).

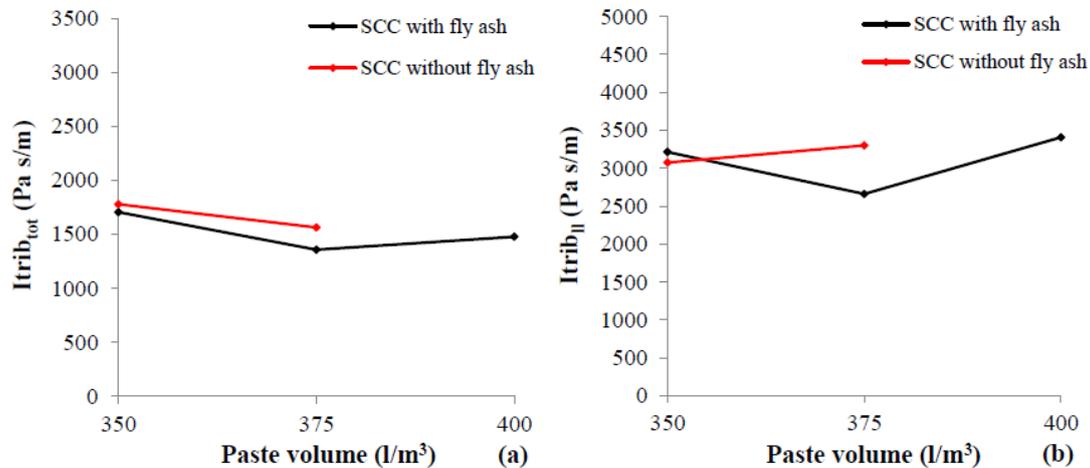


Figure 2. 10. Évolution de la constante visqueuse du béton ($I_{trib_{tot}}$) et la constante visqueuse de la couche limite ($I_{trib_{II}}$) en fonction du volume de la pâte (Khatib, 2013)

Toutefois, si le volume optimal est dépassé, la pression de pompage à un débit donné peut être augmenté (Jacobsen et al., 2008), et la fluidité diminue dans ce cas (Pan, 2015), alors que les risques d'apparition des problèmes d'instabilité du béton (ségrégation, ressuage) seront élevés (Khatib, 2013 ; Hernandez et al., 2016). Selon Fares (2009), le volume de pâte nécessaire pour disperser les granulats les uns des autres et améliorer la déformabilité du béton varie de 330 à 400 litres/m³. Ce volume permet de contrôler la fluidité et la viscosité du béton.

Ngo (2009), a observé que l'épaisseur de la couche limite formée au cours des essais s'accroît avec l'accroissement du volume de pâte. Alors, le béton doit comporter une quantité suffisante de pâte de ciment ou coulis pour pouvoir former et entretenir cette couche lubrifiante nécessaire à l'écoulement du béton dans la conduite de pompage. D'après cet auteur, pour les bétons ayant un faible volume de pâte, la couche limite se forme difficilement ce qui rend le pompage difficile en raison du frottement excessif. Il a été montré aussi que la constante visqueuse et le seuil d'interface diminuent avec l'augmentation du volume de pâte (Figure 2.11).

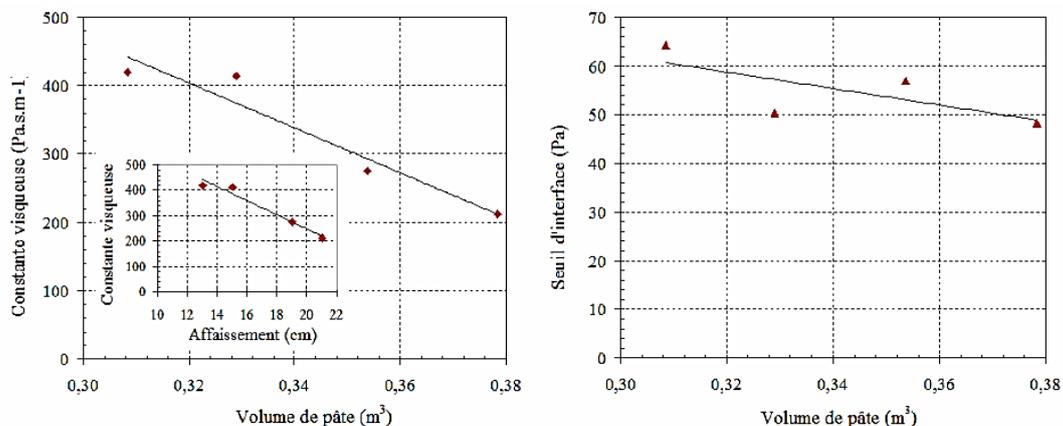


Figure 2. 11. Variation des paramètres de pompage en fonction du volume de pâte (Ngo, 2009)

Mai et al., (2014), ont étudié l'effet du volume de la pâte de ciment sur les paramètres d'interface (seuil d'interface et constante visqueuse) en faisant varier les distributions granulométriques des agrégats utilisés. Ils ont constaté que l'augmentation du volume de la pâte de ciment réduit le frottement à l'interface quel que soit le diamètre des granulats, Cela est dû à la diminution linéaire de la constante visqueuse et le seuil d'interface (Figure 2.12).

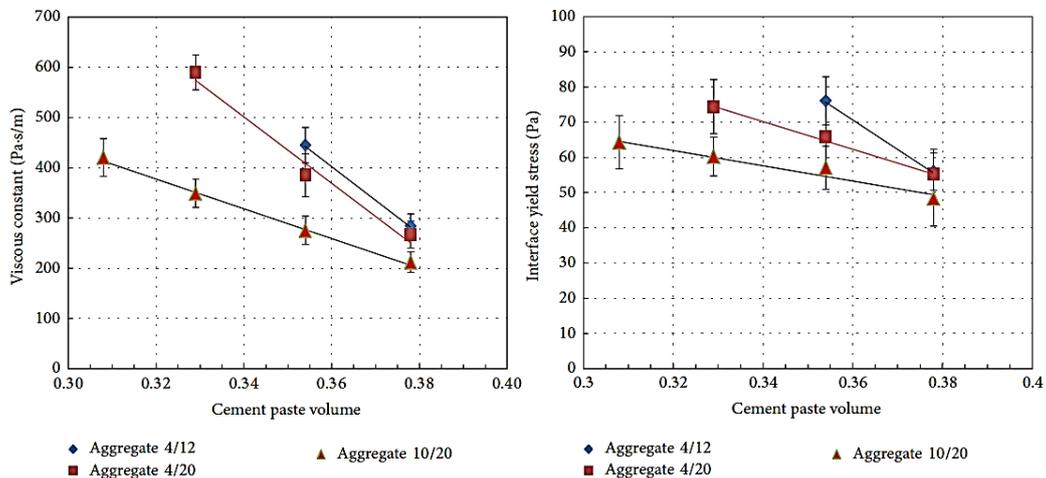


Figure 2. 12. Influence du volume de la pâte de ciment pour les différentes distributions granulométriques des granulats sur les paramètres d'interface (Mai et al., 2014)

La comparaison entre l'écoulement du béton qui contient suffisamment de pâte (Figure 2.13.a) et un béton ayant un volume insuffisant de pâte (Figure 2.13.b) a permis à Feys et al., (2013) de remarquer qu'il y a un contact direct entre les particules grossières pour le béton avec un volume de pâte insuffisant. Ce phénomène provoque une augmentation des frictions et cause un blocage du béton (Figure 2.13b). Par contre, la pâte de ciment enrobe parfaitement les granulats et cela élimine les frictions entre les particules (figure 2.13a).

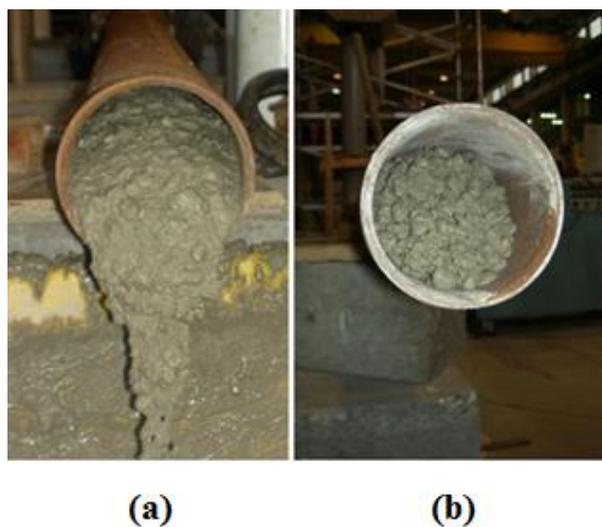


Figure 2. 13. Distinction entre les interactions hydrodynamiques lors de l'écoulement du béton dans les tuyaux : (a) mélange contenant un volume suffisant de la pâte de ciment, (b) mélange contenant un volume insuffisant de la pâte de ciment (Feys et al., 2013)

Feys et al., (2016) ont remarqué que la viscosité du béton et de la couche lubrifiante diminue avec l'augmentation du volume de la pâte, d'où une amélioration du comportement du béton dans le tuyau de pompage a été produite par l'augmentation du débit.

2.3.3 Le rapport E/C

La quantité d'eau ajoutée au mélange du béton influence grandement son ouvrabilité et joue un rôle important dans le phénomène de l'hydratation. L'augmentation du dosage en eau améliore la fluidité du béton et entraîne la diminution des paramètres rhéologiques du béton (le seuil de cisaillement et la viscosité). Mais, l'introduction excessive de ce composant engendre un risque de ségrégation, ainsi une chute de la résistance mécanique du béton à l'état durci (Vosahlik, 2018 ; Benmammam et al., 2019). Il est donc un facteur à contrôler.

Ede (1957) a étudié l'aptitude au pompage de mélanges de bétons avec différents rapports E/C, et une teneur en ciment constante. Il a observé que le mélange du béton doit contenir juste une quantité d'eau pour saturer les vides entre les agrégats, la pression requise pour le pompage diminue de manière significative avec l'augmentation du rapport E/C (Figure 2.14).

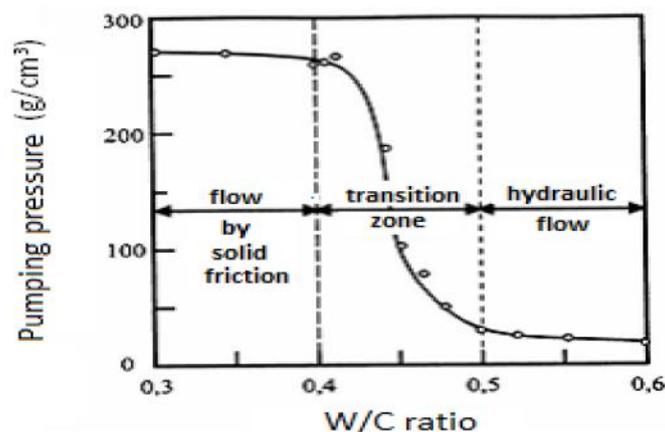


Figure 2. 14. Effet du rapport E/C sur la pression du pompage du béton (Ede, 1957)

Ngo (2009) a observé que l'épaisseur de la couche limite formée au cours des essais s'accroît avec l'accroissement du volume de pâte, du rapport E/C et de la quantité de superplastifiant.

Quant à l'influence du rapport E/C sur la constante visqueuse, Ngo et al., (2011) ainsi que Feys et al., (2016) ont montré que l'augmentation du rapport E/C ou le rapport E/L (Haibo Xie et al., 2013) du béton entraîne une diminution de la constante visqueuse, donc une diminution importante des frottements à l'interface ce qui favorise le pompage.

Des résultats similaires ont été observés par Vosahlik (2018) où l'augmentation du rapport E/C engendre une réduction de la constante visqueuse, cet auteur a remarqué aussi que l'effet de ce paramètre a été plus significatif sur la constante visqueuse par rapport au seuil d'interface (Figure 2.15).

De plus, Ngo et al., (2011) ont constaté que l'effet du rapport E/C sur la constante visqueuse est plus important que celui du volume de pâte (Figure 2.16).

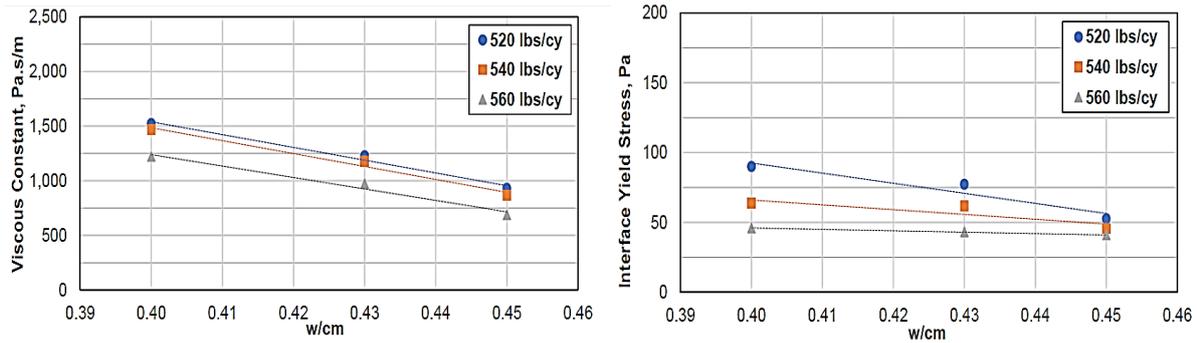


Figure 2. 15. Variation des paramètres d’interface en fonction du rapport E/C (Vosahlik, 2018)

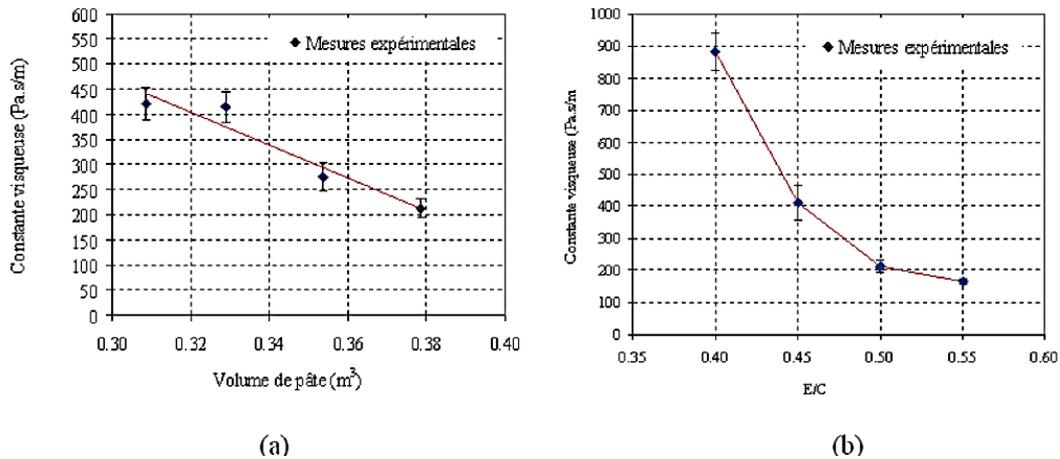


Figure 2. 16. Variation de la constante visqueuse en fonction des paramètres de composition : (a) variation du volume de pâte ; (b) variation du rapport E/C (Ngo et al., 2011)

En ce qui concerne l’influence du rapport E/C sur la perte de pression dans les tuyaux de pompage, certains chercheurs ont constaté que la perte de pression diminue avec l’augmentation du rapport E/C (Neumann, 2012 ; Khatib, 2013; Vosahlik et al., 2016) (Figure 2.17).

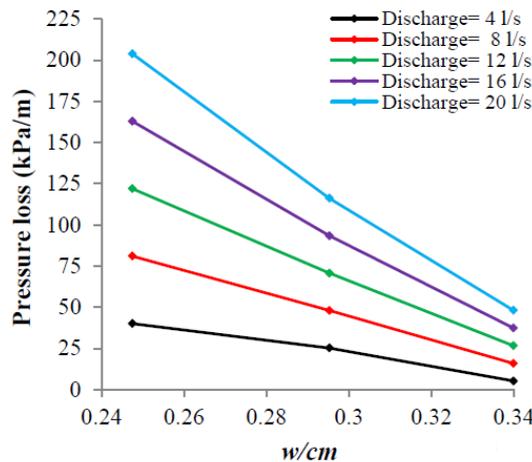


Figure 2. 17. La perte de pression en fonction du rapport E/C (Khatib, 2013)

Neumann (2012) a aussi rapporté qu'une augmentation de la quantité d'eau dans le béton a un effet plus prononcé sur la réduction de la pression de pompage par rapport à une augmentation du volume de pâte (Secrieru, 2018). Les résultats obtenus par Vosahlik et al., (2016) ont indiqué qu'une augmentation de la teneur en eau du mélange peut réduire la pression de pompage jusqu'à 50%.

Cependant, pour une quantité d'eau de gâchage trop élevée, le béton est sujet au problème de ségrégation et du ressuage causant un blocage éventuel du matériau dans le tuyau (Burns et al., 2006 ; Haibo Xie et al., 2013).

Bien que l'augmentation de la teneur en eau du béton peut être une mesure efficace pour réduire les frictions à l'interface Béton-Paroi des tuyaux de pompage et par conséquent la réduction de la pression de pompage, cependant cette mesure a des effets secondaires sur les performances du béton à l'état durci (résistance et la durabilité du béton).

Nombreuses sont les études qui ont montré que l'augmentation du rapport E/C provoque une chute de la résistance à la compression (Boukli Hacene et al., 2009, Boukli Hacene, 2010 ; Moghadam et al., 2012 ; Al Bakri et al., 2013 ; Boukli Hacene et al., 2014 ; Deshpande et al., 2014 ; El Bahi et al., 2016 ; Saha et al., 2021).

2.3.4 Les additions minérales

Afin d'améliorer certaines propriétés du béton, des fines appelées *additions minérales* sont ajoutées à sa composition. Ces additions qui possèdent généralement des surfaces spécifiques similaires à celle du ciment, ou encore beaucoup plus grandes. Elles permettent d'une part de réduire le coût et améliorer également les propriétés du béton frais (Taleb et al., 2011), les propriétés mécaniques (Benmammar et al., 2019), la durabilité (Arun kumar et al., 2020), et d'autre part de minimiser l'impact environnemental du ciment Portland, par la production des bétons écologiques (Vairagade et al., 2017 ; Park et al., 2021 ; Hossain et al., 2021).

Les additions minérales sont divisées en quatre catégories : des fillers quasiment inertes, des liants pouzzolaniques, des liants hydrauliques latents ou des liants hydrauliques. L'utilisation de ces additions minérales permet d'une part, de réduire les frottements entre les granulats, d'optimiser la compacité du béton, ce qui améliore la maniabilité du béton. D'autre part, Elles participent à l'augmentation de la résistance mécanique ainsi que la durabilité du béton par son effet de remplissage des vides. Parmi les additions minérales utilisés et les plus étudiés dans le domaine de construction, nous pouvons citer : les fillers calcaires, le laitier de haut fourneau, la pouzzolane naturelle, la fumée de silice, etc.

Plusieurs études ont mis en évidence l'influence de ces additions minérales sur les propriétés rhéologiques des bétons (Bauchkar and Chore, 2017). Ces propriétés dépendent de plusieurs paramètres, tels que le type d'additions (Safiddine et al., 2017 ; Taleb et al., 2017 ; Taleb et al., 2021), le dosage (Kenai et al., 2014 ; Adjoudj et al., 2014 ; Wen-qiang et al., 2016), la finesse (Haddadoua et al., 2015) et la composition chimique des particules des poudres (Diederich, 2010).

En ce qui concerne *les fillers calcaires* (FC), EL Barak (2005) a constaté que ces additions sont compatibles avec le ciment. En outre, leur utilisation permet de limiter les problèmes d'instabilité de béton tel que le ressuage et la ségrégation. De plus, la viscosité des matériaux

cimentaires peut être améliorée en augmentant la cohésion de la pâte grâce à l'ajout de ce type d'addition (Ozawa et al., 1995 ; Khayat, 1999 ; Adjoudj, 2015 ; Ling et Kwan, 2015). Certaines recherches menées par Voglis et al., (2005) ont révélé que l'ajout de calcaire diminue la quantité d'eau consommée pour la préparation de la pâte de ciment. Taleb et al., (2017) ont noté qu'en présence d'un superplastifiant, l'augmentation du pourcentage de substitution du ciment par des fillers calcaires se traduit toujours par une augmentation du volume de pâte avec une meilleure compacité ; ceci prouve l'effet bénéfique des fillers sur l'arrangement granulaire (Tableau 2.3).

Tableau 2. 3. Influence des fillers calcaires sur le volume et la compacité de la pâte (Taleb et al., 2017)

Taux d'addition (%)	Volume de la pâte (m ³)	Les fillers calcaires		
		Φ pâte avec SP	Φ^* pâte avec SP	Φ pâte / Φ^* pâte
0	0.368	0.4183	0.611	0.6846
10	0.370	0.4212	0.614	0.6853
20	0.372	0.4241	0.618	0.6860
30	0.374	0.4269	0.621	0.6866
40	0.375	0.4298	0.625	0.6872
50	0.377	0.4326	0.629	0.6877

Zaitri et al., (2015) et Yahia et al., (2005) ont constaté que l'ajout des fillers calcaires affecte la fluidité du matériau jusqu'à un certain dosage optimal. Certains chercheurs ont remarqué que la substitution du ciment par les fillers calcaires avec des taux inférieurs à 20% n'a pas affecté la viscosité du béton, mais au-delà de ce taux, les effets bénéfiques de cet ajout sur la rhéologie sont estompés d'où une augmentation du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique du béton a apparu (Figure 2.18) (Taleb et al., 2017). En outre, les résultats trouvés par Tao et al., (2020) ont montré qu'un taux de substitution élevé du ciment par les fillers avait des effets négatifs sur les propriétés du béton à l'état frais.

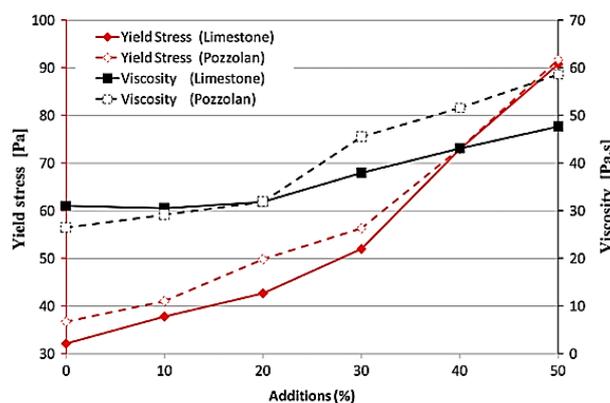


Figure 2. 18. Évolution des paramètres rhéologiques des bétons en fonction de la nature et le taux de substitution d'additions minérales (les fillers calcaires et la pouzzolane). (Taleb et al., 2017)

Plusieurs recherches ont montré que l'effet de cette addition réside dans sa finesse. Selon Taleb (2017), 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. Esping (2008) a observé que les propriétés rhéologiques de béton ont augmenté lorsque la finesse des fillers a augmenté. Ce constat a été confirmé dans les travaux de Petit et al., (2010) qui ont remarqué que l'ajout de ce composant considérablement fin augmente la viscosité de la pâte de ciment et le rapport E/C et cela influe sur les propriétés du béton.

El Hilali (2009) a montré que la finesse des fillers calcaires affecte même le dosage de saturation en superplastifiant. Le même chercheur a étudié l'effet de ce paramètre sur les propriétés rhéologiques des bétons auto-plaçants et a constaté que la viscosité et le seuil de cisaillement diminuent en augmentant la finesse des additions calcaires (El Hilali, 2009). Par ailleurs, Haddadou (2015) a trouvé que le dosage optimal de cette addition qui permet d'améliorer la maniabilité du béton dépend de la finesse des fillers calcaires.

En revanche, Vance et al., (2013) ont constaté que l'addition des particules de fillers calcaires plus grossières que celles du ciment cause une diminution du seuil de cisaillement et la viscosité plastique grâce aux éléments grossiers qui peuvent entraîner une augmentation de l'espacement entre les particules et réduire ainsi la résistance au cisaillement (Figure 2.19).

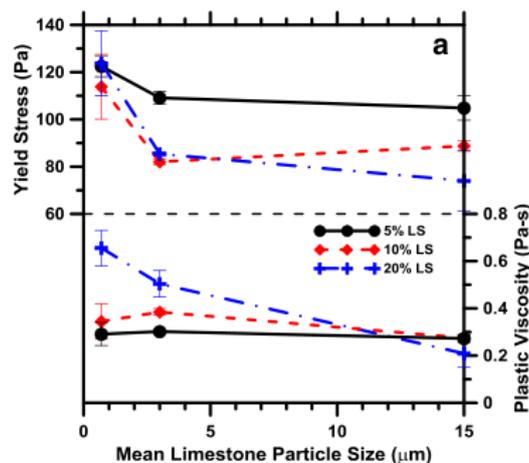


Figure 2. 19. Influence de la taille des particules des fillers calcaires sur les paramètres rhéologiques des bétons étudiés (Vance et al., 2013)

L'utilisation des fillers calcaires peut aussi affecter la demande en superplastifiant. Plusieurs chercheurs ont conclu que cet ajout demande moins de superplastifiant que le ciment Portland (Ghezal et al., 2002 ; Sonebi, 2004 ; Zhu et Gibbs, 2005 ; Taleb et al., 2017).

Il est important de noter aussi, que l'incorporation des fillers calcaires dans la composition du béton a une influence sur les propriétés du mélange à l'état durci. Les résultats des recherches de De Weerd et al., (2011) et Jiang et al., (2020), ont révélé que les fillers calcaires accélèrent le taux d'hydratation du ciment Portland au jeune âge ; cela montre que cette addition minérale n'est pas un matériau inerte. Son utilisation conduit aussi à une structure du mélange plus dense grâce à son effet de remplissage (Jiang et al., 2020).

Plusieurs chercheurs ont montré l'effet bénéfique de cet additif sur la résistance à la compression du béton (Menéndez et al., 2003 ; El Hilali, 2009 ; Ramezani pour et al., 2009 ; Kadri et al., 2010). Ce résultat est dû d'une part à l'effet du filler calcaire sur l'hydratation de C_3A et C_3S et sur la formation des sites de nucléation des produits d'hydratation grâce aux petites particules de calcaires (Menéndez et al., 2003; Kadri et al., 2010).

Certains chercheurs ont remarqué qu'il existe un taux optimal de substitution de ciment par les fillers calcaires qui offre au béton une meilleure compacité et par conséquent des valeurs de résistances à la compression plus élevées (Ramezani pour et al., 2010 ; Bederina et al., 2011 ; Mikhailova et al., 2013 ; El Bahi et al., 2016). Les résultats obtenus par Ramezani pour et al., (2010) ont montré que la résistance à la compression de tous les bétons contenant jusqu'à 20% des fillers calcaires augmente avec la période de durcissement. Bederina et al., (2011) ont montré que la résistance à la compression du béton a été maximale lorsque le pourcentage de substitution du ciment par des fillers calcaires est égal à 5%. Cependant, la résistance à la compression diminue lorsque le taux de substitution du ciment par cette addition dépasse ce pourcentage. En outre, Mikhailova et al., (2013) ont observé que les bétons contenant 25% des fillers calcaires ont des résistances à la compression maximales (Figure 2.20).

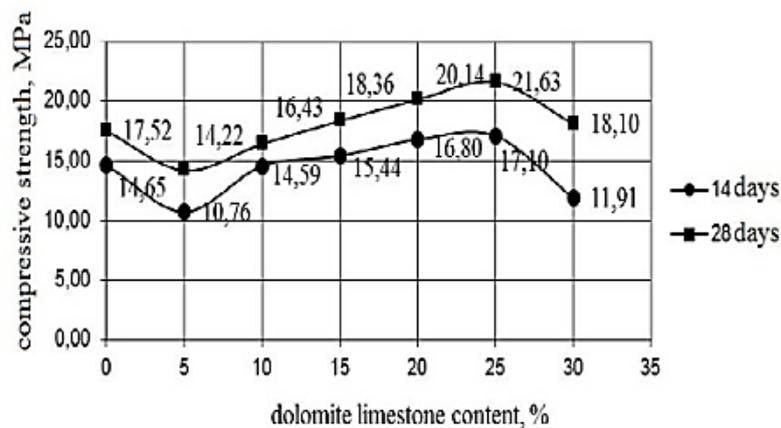


Figure 2. 20. Influence du taux d'addition des fillers calcaires sur la résistance à la compression (Mikhailova et al., 2013)

El Bahi et al., (2016) ont remarqué que ce résultat dépend de l'âge du béton car ils ont constaté que la résistance à la compression à 28 jours a été maximale pour un béton contenant 10% des fillers calcaires, contrairement à la résistance à la compression d'un béton qui contient 20% des fillers calcaires qu'elle était comparable à celle du béton de référence sans additions. Au-delà de cette période les valeurs des résistances des bétons ont augmentées par rapport à celles du béton sans additions quel que soit le taux de substitution (Figure 2.21).

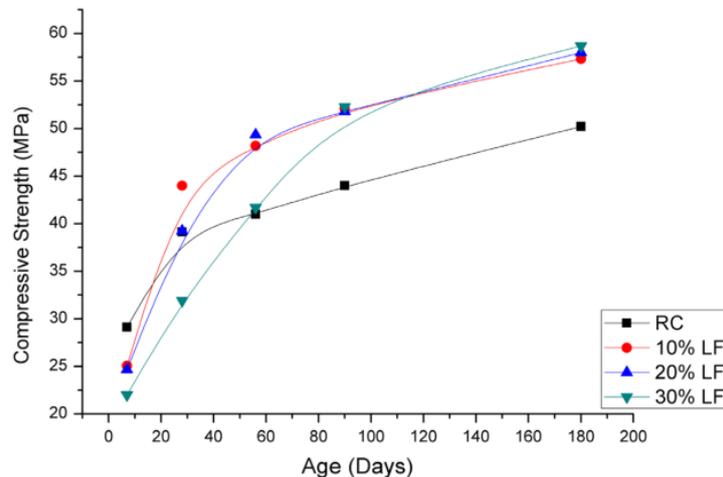


Figure 2. 21. Influence du taux de substitution du ciment par les fillers calcaires en fonction de l'âge du béton (El Bahi et al., 2016)

Par contre, dans une étude récente Demithan et al., (2019), ont constaté que la substitution de ciment par les fillers au-delà d'un taux de 20% a provoqué une réduction considérable de la résistance à la compression du béton et du mortier à long terme. De plus, Taleb (2017) a constaté que la substitution du ciment par les fillers calcaires engendre presque toujours une diminution de la résistance.

Le laitier de haut fourneau (LHF) est un autre ajout utilisé dans la composition du béton. Il possède un caractère pouzzolanique hydraulique latent. Ce composant est devenu un ajout minéral intéressant grâce à sa composition chimique voisine à celle du ciment et son mode d'obtention qui améliorent ces performances (Houze, 2013 ; Arivalagan, 2014). Le taux de substitution du ciment par LHF dans le béton est généralement entre 25 à 70% (Higgins, 2010) et peut atteindre 80% (Arivalagan, 2014).

L'utilisation de cette addition permet d'améliorer la maniabilité du béton (Abdulkareem et al., 2018). D'après certains chercheurs, cela est due à la réduction de la demande en eau (Kourounis et al., 2007 ; Boukendakdji et al., 2009 ; Karri et al., 2015 ; Liu et al., 2018) et en superplastifiant (Kaliprasanna et al., 2015) des particules du laitier par rapport au ciment. Par exemple, pour un affaissement égal, la demande en eau de cette substance est inférieure d'environ 3% que celle du ciment (Newman, 2003). Newman (2003) a expliqué cette réduction par la surface lisse des particules du laitier qui retardent la réaction chimique et augmentent le temps de prise. Selon Bessa-Badreddine (2004) cela est dû aux particules fines du LHF qui remplacent l'eau présente dans les pores inter-granulaires du squelette solide. En outre, selon Samet et al., (2004) la réduction de la demande en eau est due au faible taux d'hydratation du laitier attribué à sa composition minéralogique. De plus, la substitution partielle du ciment par du laitier réduit également la quantité d'ettringite produite au cours des premiers stades d'hydratation. À cet effet, Kim et al., (2016) ont remarqué que le remplacement de 50% du ciment par le laitier de haut fourneau a amélioré la fluidité de 34,4%.

Sethy et al., (2014) ont étudié la variation du dosage en superplastifiant à base de polycarboxylate en fonction du taux de substitution du ciment par le LHF. Ces chercheurs ont

constaté que la demande en superplastifiant diminue avec l'augmentation du dosage du LHF, cette diminution s'amplifie avec une grande teneur de laitier (Figure 2.22). Ils ont expliqué ce phénomène par le remplissage des vides entre les particules du ciment par les particules du laitier, ce qui rend la distribution granulométrique meilleure et par conséquent, une augmentation de la fluidité des bétons sans avoir besoin d'un grand dosage en superplastifiant. Ce résultat a été aussi confirmé par Abdulkareem et al., (2018).

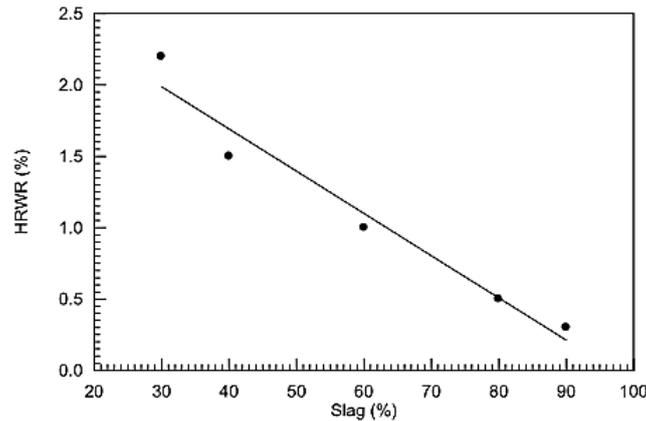


Figure 2. 22. Variation du dosage en superplastifiant en fonction du taux de substitution du ciment par le LHF (Sethy et al., 2014)

En revanche, le LHF nécessite une quantité importante d'eau et de superplastifiant que les fillers calcaires pour une fluidité égale. Ceci est dû à sa microstructure qui se définit par des nervures (Toutou, 2002).

Palacios et al., (2009) ont observé une amélioration de l'ouvrabilité des pâtes contenant le laitier de haut fourneau et le superplastifiant à base de polycarboxylate, cette amélioration s'amplifie avec l'augmentation de la quantité du laitier dans les pâtes. Ce résultat a été confirmé par Boukendakdji et al., (2012) qui ont remarqué que la substitution partielle du ciment par le laitier de haut fourneau a amélioré l'étalement des bétons autoplacants jusqu'à 20% avec un taux optimal de 15% en laitier quel que soit le type de superplastifiant utilisé (SP1: le polycarboxylate ; SP2 : le naphthalène sulfonate).

Même sans l'ajout de superplastifiant, Arivalagan (2014) a remarqué que l'affaissement du béton augmente avec l'amplification du taux de remplacement du ciment par le laitier de haut fourneau (Figure 2.23). Par contre, il a été aperçu par Bheel et al., (2020) que la maniabilité des bétons a diminué pour un pourcentage croissant du laitier de haut fourneau.

Plusieurs études ont été menées pour montrer l'effet de cette addition sur la rhéologie du béton (Zhang et al., 2000 ; Park et al., 2005 ; Boukendakdji et al., 2012 ; Sethy et al., 2014 ; Soualhi et al., 2015).

Zhang et al., (2000) ont observé une réduction de la viscosité et du seuil de cisaillement lors d'une addition de 35% de laitier ultrafin. Park et al., (2005) ont révélé que le seuil de cisaillement a diminué puis augmenté, mais la viscosité plastique a diminué avec l'augmentation de la teneur en LHF. Boukendakdji et al., (2012) ont remarqué que plus la teneur en laitier est élevée, plus le seuil de cisaillement et la viscosité des bétons sont faibles, et cela pour les deux superplastifiants (SP1 : superplastifiant à base de polycarboxylate ; SP2 :

superplastifiant à base de naphthalene sulphonate) (Figure 2.24). Ce constat a été aussi fait par Sethy et al., (2014).

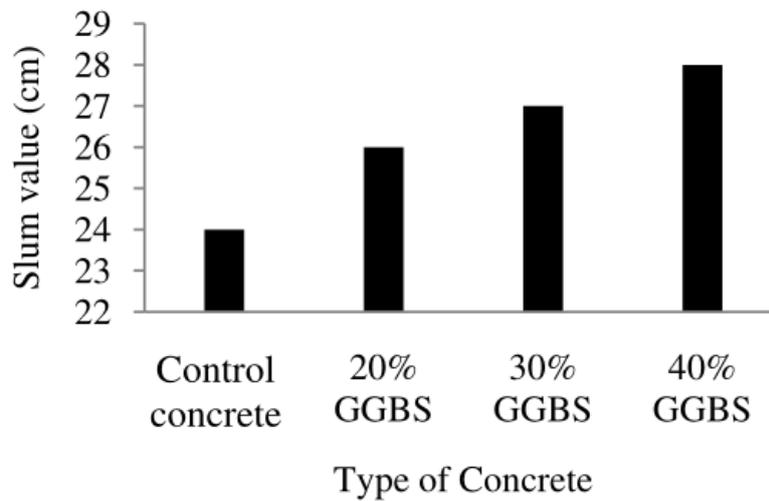


Figure 2. 23. Influence du laitier de haut fourneau sur l’Affaissement des bétons (Arivalagan, 2014)

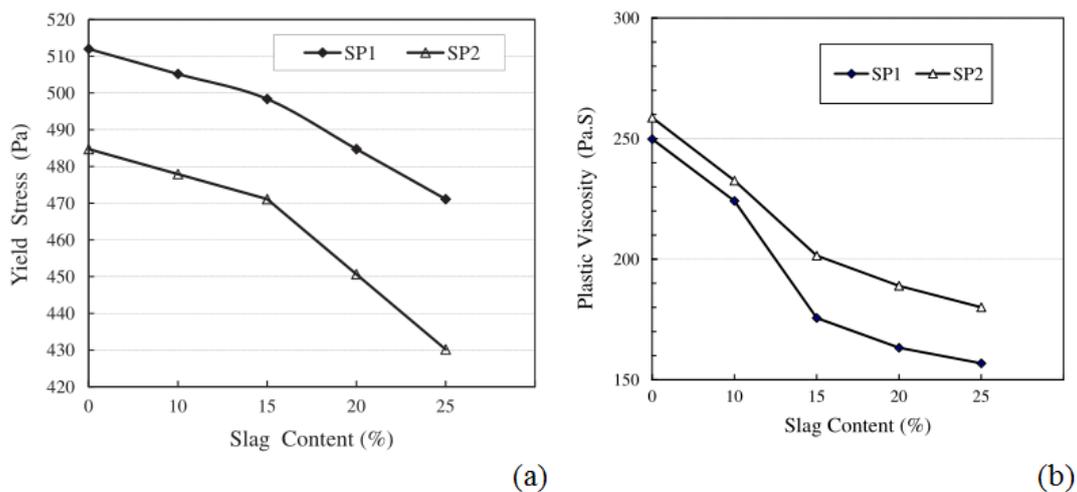


Figure 2. 24. Influence du laitier de haut fourneau sur la rhéologie des bétons (a) Seuil de cisaillement ; (b) Viscosité (Boukendakdji et al., 2012)

Adjoudj (2015), a comparé l’effet de quatre additions minérales (les fillers calcaires LP ; le laitier de haut fourneau BFS ; la pouzzolane naturelle NP ; la fumée de silice SF) sur la viscosité des mortiers. Les résultats de cette étude comparative représentés dans la figure 2.25, montre que le laitier de haut fourneau et les fillers calcaires améliorent la viscosité grâce à l’effet filler des deux additions. De plus, ce chercheur a remarqué un effet inverse des autres additions sur la viscosité des mortiers car elles absorbent une quantité importante d’eau à cause de leurs surfaces spécifiques élevées.

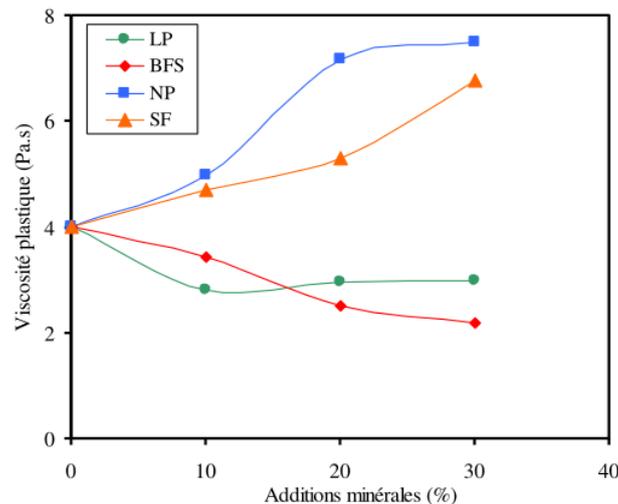


Figure 2. 25. Évolution de la viscosité en fonction du type et du taux d'additions minérales (Adjoudj, 2015)

D'un point de vue mécanique, Demirboga et al., (2004) ont montré que l'incorporation du laitier de haut fourneau (LHF) a causé une chute de la résistance à la compression quel que soit l'âge du béton (3, 7, 28 et 120 jours). Le même constat a été fait par Benmammar et al., (2019), les résultats de leur recherche ont révélé que les résistances à la compression des bétons à base du LHF sont inférieures à celles du béton de référence pendant la période de durcissement. Ce constat peut être expliqué, d'une part, par le fait que l'hydratation des laitiers de haut fourneau ne produit pas de la portlandite et nécessite donc un activateur, et d'autre part, par la cinétique d'hydratation lente du laitier dont la teneur en chaux est significativement inférieure à celle du ciment. En outre, les résultats de la résistance à la compression à l'âge de 28 jours pour des bétons contenant du LHF restent comparables à ceux du béton de référence (Figure 2.26).

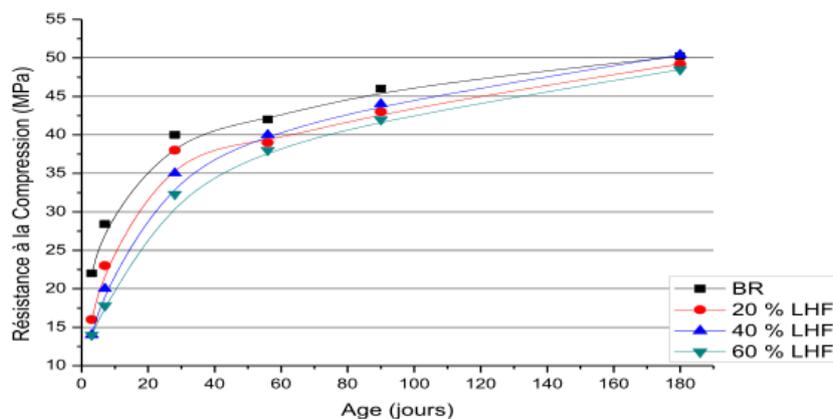


Figure 2. 26. Influence du laitier de haut fourneau sur la résistance à la compression (Benmammar et al., 2019)

Par contre, plusieurs études ont montré que la résistance du béton contenant le LHF a été faible qu'au jeune âge (Boukendakdji et al., 2012 ; Arivalagan, 2014; Suresh et Nagaraju,

2015; Gupta, 2016 ; Liu et al., 2018 ; Hossain et al., 2021) mais l'ajout du laitier de haut fourneau dans la composition du béton permet d'améliorer la résistance à la compression du béton à long terme. À ce titre, Boukendakdji et al., (2012) ont constaté que les bétons contenant une grande quantité du laitier ayant faible résistance à la compression au jeune âge, mais sa valeur est acceptable à long terme. Arivalagan (2014) a observé qu'un taux de substitution du ciment par le laitier égale à 20% a permis d'augmenter la résistance à la compression à 28 jours. Suresh et Nagaraju (2015) ont remarqué que plus le taux de remplacement du ciment par le LHF est important plus le développement de la résistance à un âge précoce est faible. D'après cet auteur, un béton contenant 50% de laitier atteindra généralement environ 45 à 55% de sa résistance à 28 jours à 7 jours, avec un gain compris entre 10 et 20% de 28 à 90 jours. Par contre, un béton qui contient uniquement le ciment Portland atteindra environ 75% de sa résistance à 28 jours à 7 jours, avec une légère augmentation de 5 à 10 % entre 28 et 90 jours.

Les résultats de l'étude menée par Gupta (2016) ont montré que la finesse du LHF joue un rôle important dans l'amélioration de la résistance de mortier au jeune âge. Nous pouvons remarquer à partir de la figure 2.27, que tous les échantillons contenant du LHF développent une résistance à la compression à 90 jours plus élevée par rapport au mortier de référence (Réf), nous remarquons aussi une légère réduction de la résistance à la compression à 28 jours pour les mortiers contenant un dosage élevé du LHF (G60F400 ; G60F750), cette réduction a été observée même pour le mortier à faible dosage en LHF avec une faible finesse (G20F400). Ce chercheur a conclu que la substitution de 20% du ciment par le laitier ayant une finesse élevée (G20F556) peut être optimale pour développer une résistance élevée au jeune âge et améliorer les performances mécaniques à long terme (Figure 2.27). Une grande finesse des particules du LHF offre une grande surface pour la réaction d'hydratation et influence la distribution des produits d'hydratation dans la matrice cimentaire, ce qui améliore la vitesse du développement de la résistance en réduisant le volume des pores dans le béton (Gupta, 2016).

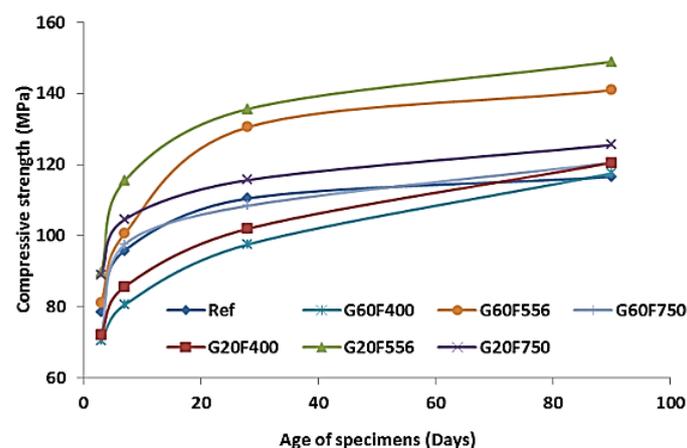


Figure 2. 27. Évolution de la résistance à la compression des mortiers à base du LHF en fonction de la finesse, le taux de substitution et l'âge (Gupta, 2016)

Liu et al., (2018) ont constaté que la résistance à la compression augmente jusqu'à 9% lorsque la teneur en laitier augmente à 40% de la masse du liant car la réaction pouzzolanique secondaire entre le laitier et le $\text{Ca}(\text{OH})_2$ produit du CSH supplémentaire ce qui densifie la pâte durcie. Kumar et al., (2020) ont trouvé qu'il existe un taux de substitution optimal égale à 45% qui permet au béton d'avoir une résistance élevée à 28 jours, au-delà de ce taux la résistance diminue.

Hossain et al., (2021) ont observé que la résistance à la compression à 7 jours pour des bétons contenant le LHF avec des taux de substitution de 30% et 50% est inférieure d'environ 14% par rapport au béton témoin qui contient uniquement le ciment. Cependant, l'évolution de la résistance des deux mélanges en fonction du temps a été supérieure par rapport à celle du béton témoin d'où une augmentation d'environ 36% de la résistance à 28 jours des deux mélanges par rapport à la résistance à 7 jours a été observée, par contre, cette augmentation a été de l'ordre de 19% pour le béton témoin. Ces résultats ont été expliqués par la cinétique de durcissement lente du LHF. Toutefois, cet ajout permet d'accroître les résistances à long terme d'une façon nettement plus élevées par rapport au ciment ou aux fillers calcaires grâce à son potentiel hydraulique latent. En plus, les particules fines (inférieur à $10\ \mu\text{m}$) contribuent à la résistance au jeune âge tandis que les plus grosses particules (supérieur à $45\ \mu\text{m}$) augmentent la résistance à plus longue terme (Brahim, 2018). L'amélioration de la résistance est peut-être due aussi à l'effet du remplissage du laitier (Arivalagan, 2014).

Dinakar et al., (2013) ont montré que l'utilisation d'un adjuvant à base de polycarboxylate a permis de développer une forte résistance à la compression des bétons pour des taux de substitution de 80% de ciment par le LHF. À cet effet, ces chercheurs suggèrent que le taux de laitier dans le béton doit être supérieur à 60% de la masse du liant afin d'assurer une meilleure résistance du béton.

L'incorporation de la *pouzzolane naturelle* (PZ) dans la composition du béton a aussi un effet sur ses propriétés. Les résultats trouvés par Krachai et al., (2009) ont montré que les taux élevés de la pouzzolane provoquent une légère perte d'ouvrabilité.

Taleb et al., (2017) ont remarqué une diminution des diamètres d'étalement et une augmentation des paramètres rhéologiques des mélanges en augmentant le taux de la pouzzolane naturelle (Figure 2.18). Ahmad et al., (2019), ont constaté également que cette addition diminue la fluidité de 15,2% par rapport au béton de référence sans ajout de PZ.

Cet effet sur les propriétés du mélange est dû d'une part à la forte demande en eau et en superplastifiant de la pouzzolane à cause de sa finesse élevée par rapport à celle du ciment (Taleb et al., 2017, Ahmad et al., 2019) ; et d'autre part à sa composition chimique riche en silice et en alumine par rapport aux fillers calcaires et au laitier de haut fourneau. D'après Taleb et al., (2017), le taux élevé d'alumine (Al_2O_3) a aussi une influence sur la consommation du superplastifiant. En outre, la combinaison entre un superplastifiant à base du naphthalène sulfonate et la pouzzolane naturelle engendre une formation de pâte ayant une compacité inférieure à celle formée par la combinaison entre le ciment et le superplastifiant (Taleb, 2017). Pour une maniabilité égale, la quantité de superplastifiant demandée par la pouzzolane est supérieure à celle du ciment (Brahim, 2018 ; Hossain et al., 2021). Pour toutes ces raisons, l'utilisation des pouzzolanes naturelles reste plutôt limitée (Vairagade et al., 2017).

Mansour et Ghernouti (2020) ont étudié l'effet de la pouzzolane naturelle de béni-saf sur la rhéologie des pâtes cimentaires. Les courbes d'écoulement présentées dans la figure 2.28 montrent que les contraintes de cisaillement des pâtes contenant 5% et 10% de pouzzolane (PZ) sont faibles par rapport à celle de la pâte témoin sans pouzzolane (0% PZ). En revanche, l'utilisation de la pouzzolane avec des taux de substitutions supérieurs (15% PZ et 20% PZ), a provoqué une augmentation de la contrainte de cisaillement des pâtes par rapport à celle de la pâte témoin (0% PZ). Ces chercheurs ont conclu que le taux de remplacement de 10% PZ semble être le taux optimal pour un meilleur écoulement de la pâte en réduisant aussi la viscosité de la pâte de ciment.

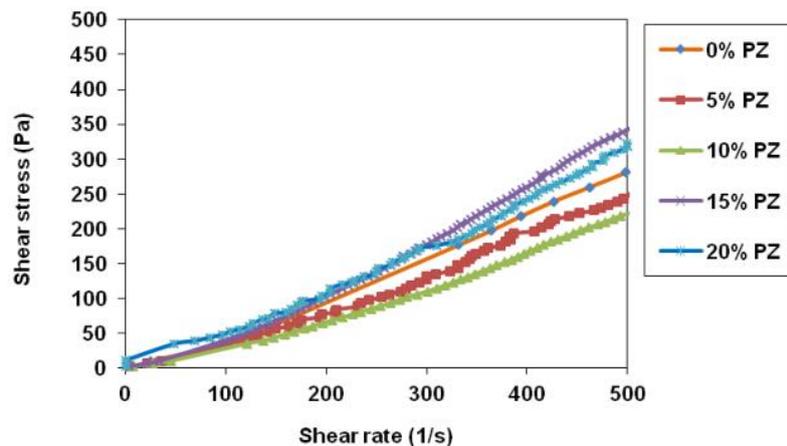


Figure 2. 28. Les courbes d'écoulement des bétons contenant la pouzzolane naturelle (Mansour et Ghernouti, 2020)

Les résultats expérimentaux de la recherche faite par Kesseir et al., (2020) ont montré que les propriétés rhéologiques des mortiers augmentaient avec l'augmentation de la teneur en PZ lorsque E/L était maintenu constant, mais l'augmentation du rapport (E/L) conduisait à une diminution à la fois du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique des mélanges (Figure 2.29).

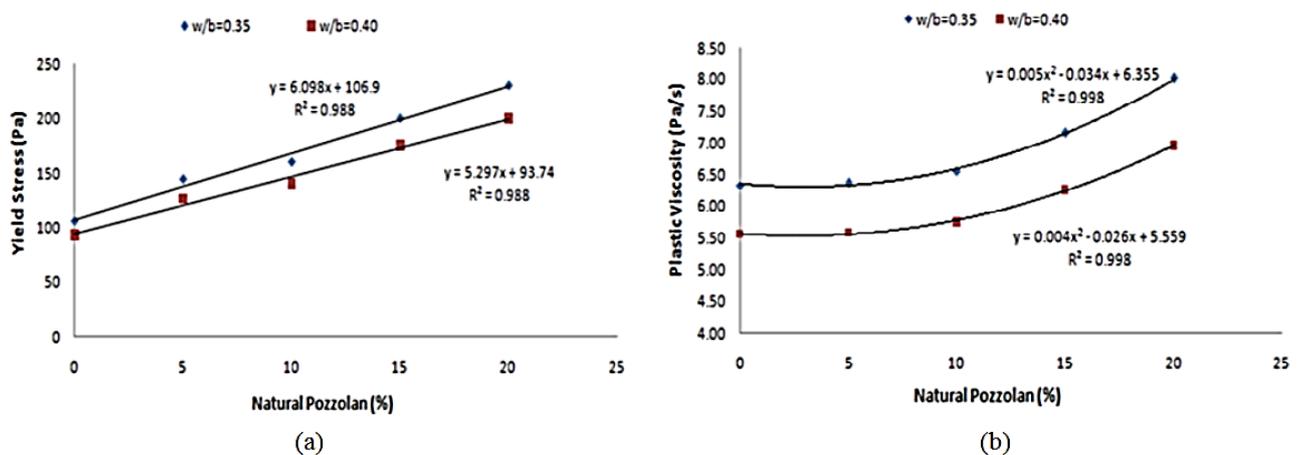


Figure 2. 29. Évolution des paramètres rhéologiques des mortiers en fonction du rapport E/L et du taux de substitution du ciment par la PZ : (a) le seuil de cisaillement, (b) la viscosité (Kesseir et al., 2020)

Bouglada et al., (2019) ont préparé des ciments dans lesquels le clinker a été remplacé par la pouzzolane naturelle (C2), les fillers calcaire (C3) et le laitier de haut fourneau (C4) avec une portion de 20% (Tableau 2.4). Ces ciments ont été utilisés pour formuler des mortiers afin d'étudier l'effet de ces additions sur leur rhéologie. Les issues de cette étude ont révélé que les mortiers à base de PZ et FC ont développé des paramètres rhéologiques supérieurs à ceux du mortier de référence (C1). Contrairement au laitier qui a amélioré la rhéologie des mortiers en diminuant les paramètres rhéologiques (Tableau 2.4). Ces résultats ont été expliqués par la demande en eau élevée des FC et PZ à cause de leurs distributions granulométriques et leurs surfaces spécifiques importantes (Bouglada et al., 2019).

Tableau 2. 4. Les paramètres rhéologiques des mortiers étudiés (Bouglada et al., 2019)

Mélange	Viscosité plastique μ (Nmm.m)	Seuil de cisaillement τ_0 (Nmm)
C1	0.286	51.13
C2	0.389	57.50
C3	0.404	52.58
C4	0.232	39.62

En ce qui concerne l'influence de PZ sur les propriétés du mélange à l'état durci, El Bahi et al., (2016) ont remarqué que la substitution de 20% de ciment par la pouzzolane naturelle améliore les résistances à la compression du béton à long terme (Figure 2.30). Par contre, le taux de substitution de 30% a engendré une baisse de la résistance à long terme.

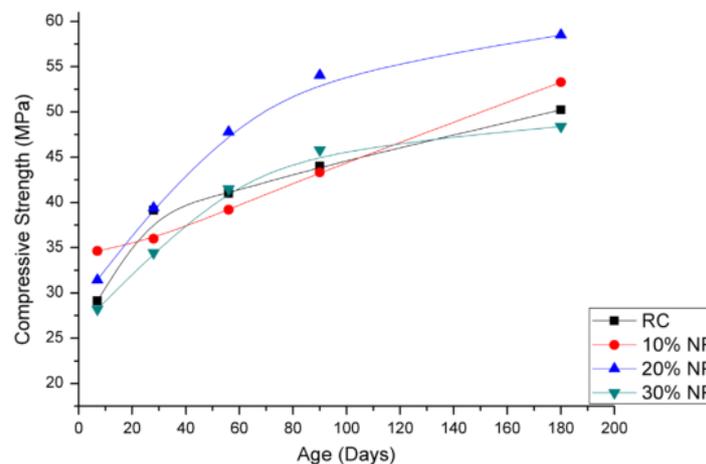


Figure 2. 30. Influence de la pouzzolane naturelle sur la résistance à la compression (El Bahi et al., 2016)

Ahmad et al., (2019) ont constaté aussi que la substitution de 24% de ciment par la PZ diminue la résistance à la compression des échantillons pour tous les âges par rapport à l'échantillon de référence sans PZ.

Selon une autre étude menée par Dif et al., (2018) sur l'influence du taux de substitution de la pouzzolane sur la résistance mécanique des bétons. Il a été constaté que l'incorporation de cette addition avait un effet négatif sur la résistance à la compression à l'âge de 7, 14, 28 et 60

jours quel que soit le taux de substitution étudié (10%, 20% et 30%), mais après 90 jours les résistances des bétons contenant 10% et 20% de PZ augmentent (Figure 2.31).

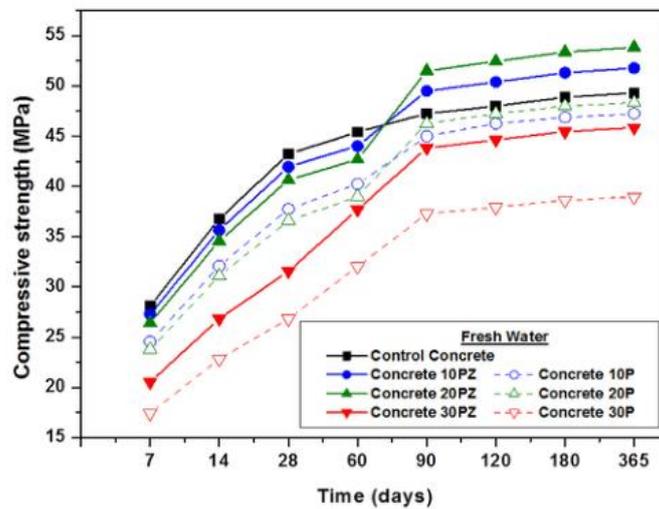


Figure 2. 31. La résistance à la compression des bétons contenant la pouzzolane naturelle (Dif et al., 2018)

Taleb et al., (2017) ont comparé la résistance à la compression des bétons à base des fillers calcaires et ceux à base de la pouzzolane naturelle. Ils ont constaté que la substitution du ciment par la pouzzolane semble être plus bénéfique sur la résistance à la compression des bétons par rapport aux fillers calcaires. Dans le même ordre d'idée Hossain et al., (2021), ont comparé la résistance à la compression des bétons contenant de la pouzzolane naturelle (C5, C6) avec un béton de référence (C1) (sans aucune addition) et avec ceux contenant le laitier de haut fourneau (C2 et C3) et la cendre volante (C4) (Figure 2.32). Les résultats de cette étude ont montré une augmentation des résistances à 7 et 28 jours d'environ 11% et 16% respectivement pour le béton contenant 20% de PZ (béton C5) et d'environ 8% et 9% pour le béton contenant 30% de PZ comme substituant du ciment (béton C6). Les résultats ont indiqué aussi que les résistances des bétons contenant 20% de PZ ont été généralement supérieures à ceux des bétons contenant le laitier et la cendre volante.

Par contre, il y a très peu d'études qui traitent l'influence de ces additions minérales sur les paramètres tribologiques et la pompabilité des bétons (Ngo, 2009 ; Zhang et al., 2000 ; Jeong et al., 2016).

Ngo (2009) a étudié l'influence de deux additions minérales sur les paramètres tribologiques tel que les fillers calcaires et la fumée de silice. La figure 2.33 montre que l'augmentation de la quantité de filler dans le béton entraîne un accroissement linéaire de la constante visqueuse tandis que le seuil d'interface n'évolue pratiquement pas. Le remplacement du ciment par les particules très fines de la fumée de silice a une forte influence sur la viscosité même de la couche limite et affecte les frottements à l'interface. D'après la figure 2.34 nous remarquons que le seuil d'interface et la constante visqueuse augmentent avec l'augmentation du taux de la fumée de silice.

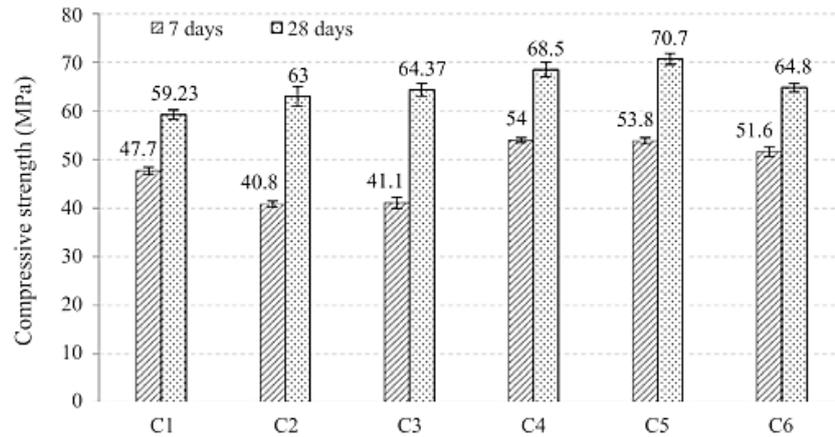


Figure 2. 32. La résistance à la compression des bétons avec différentes additions minérales (Hossain et al., 2021)

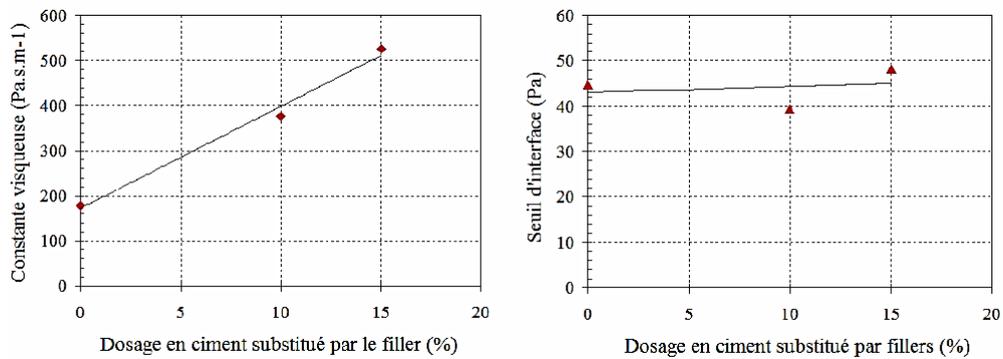


Figure 2. 33. Variation des paramètres de pompage en fonction du dosage en ciment substitué par le filler (Ngo, 2009)

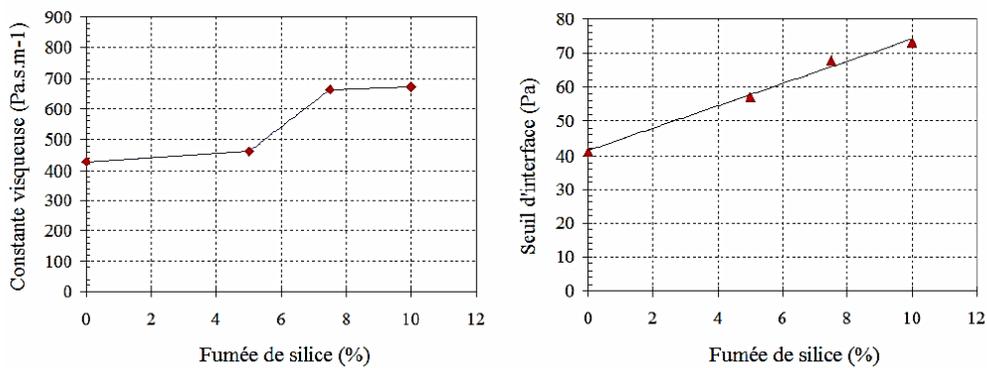


Figure 2. 34. Variation des paramètres de pompage en fonction du dosage en ciment substitué par la fumée de silice (Ngo, 2009)

Jeong et al., (2016) ont étudié l'influence de différents types et dosage d'addition minérale (fumée de silice et la cendre volante) sur la pompabilité des bétons à haute résistance en mesurant les propriétés rhéologiques et tribologiques des bétons testés. Il a été démontré que la fumée de silice de zircon était la plus efficace pour améliorer les propriétés rhéologiques

et la pompabilité du béton à haute résistance. Par contre, l'utilisation de la cendre volante a provoqué une augmentation des paramètres rhéologiques et tribologiques des bétons étudiés.

2.3.5 Les adjuvants

L'utilisation des superplastifiants (SP) dans le béton devient de plus en plus incontournable, parce qu'ils permettent d'obtenir des bétons maniables et ouvrables grâce à une défloculation des grains du ciment. Ainsi, ils offrent la possibilité de réduire la quantité d'eau nécessaire pour la fabrication et la mise en place du béton, et par conséquent les caractéristiques mécaniques du béton sont améliorées. Malgré cela, il est nécessaire de connaître l'effet de ces adjuvants sur la pompabilité des bétons.

Les superplastifiants sont classés en quatre familles (Adjoudj, 2015). Parmi ces dernières, nous trouvons les Polynaphtalènes sulfonâtes (PNS) et Superplastifiants à base de carboxylates (PC). Ces deux types ont des modes d'actions différents, le premier disperse la suspension par effet purement électrostatique alors que le deuxième type a un mécanisme de dispersion basé non seulement sur la répulsion électrostatique grâce aux groupes carboxylates, mais aussi sur la répulsion stérique associée aux longues chaînes latérales d'éther (Yamada et al., 2000). Selon Devi et al., (2019) le Polycarboxylate, et le Polynaphtalène sulfonâte sont les superplastifiants fréquemment utilisés dans les bétons.

Plusieurs auteurs ont montré que la nature du superplastifiant a une grande influence sur la variation des paramètres rhéologiques du ciment et du béton (Laichaoui et al., 2011 ; Baalbaki, 1998). L'augmentation de la teneur du superplastifiant a tendance à diminuer les seuils de cisaillement dynamiques et statiques. En plus, les superplastifiants semblent réduire la viscosité surtout à des dosages élevés (Taleb et al., 2017).

Il est essentiel de s'intéresser aussi aux interactions entre le superplastifiant et les additions minérales. Les résultats trouvés par Palacios et al., (2009) ont indiqué que l'adsorption des Polycarboxylate (PC) diminue avec l'augmentation de la teneur en laitier ; et la fluidité des mélanges étudiés s'améliore avec l'incorporation du LHF. Cet effet est principalement attribué à la teneur en C_3A qui diminue avec l'utilisation du laitier et par conséquent, la quantité de PC consommés et adsorbés par les C_3A diminue également. De cette façon, la plupart des particules du SP sont absorbés sur les phases silicates du clinker et sur les particules de laitier, induisant une répulsion électro-stérique et la réduction du seuil de cisaillement.

Boukendakdji et al., (2012) ont montré qu'il existe une bonne compatibilité entre le superplastifiant à base du polycarboxylate (SP1) et le laitier de haut fourneau car les étalements des bétons formulés à base de ce superplastifiant ont été meilleurs par rapport à ceux des bétons formulés à base du naphthalene sulphonate (SP2) (Figure 2.35). De plus, l'utilisation d'un superplastifiant à base de polycarboxylate a permis de maintenir l'ouvrabilité du béton jusqu'à 45 minutes (Boukendakdji et al., 2012).

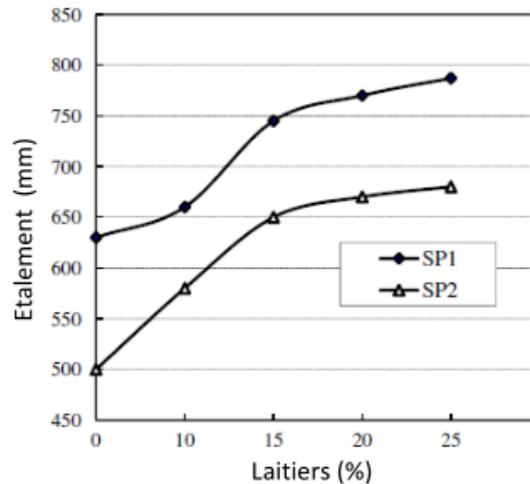


Figure 2. 35.Effet du type de SP sur l'étalement des bétons contenant le laitier de haut fourneau (Boukendakdji et al., 2012)

Adjoudj (2015) a constaté que l'augmentation du dosage en fillers calcaires permet de réduire la demande en superplastifiant à base de polycarboxylate pour une ouvrabilité donnée.

En ce qui concerne le pompage du béton, Jeong et al., (2016) ont constaté une amélioration de la pompabilité du béton avec l'utilisation des adjuvants hauts réducteurs d'eau. Ils ont suggéré d'ajuster la quantité de ces adjuvants dans la mesure d'assurer une bonne résistance à la ségrégation afin d'améliorer les performances de pompage (Figure 2.36).

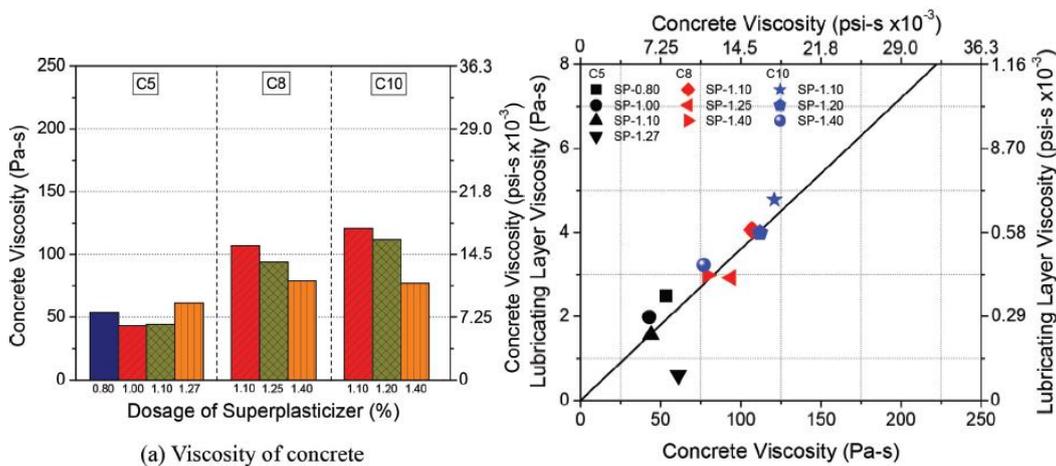


Figure 2.36. Variation de la viscosité du béton et la viscosité de la couche lubrifiante en fonction du dosage en superplastifiant (Jeong et al., 2016).

Les résultats des essais effectués par Mai et al., (2013) permettent aussi de conclure que le seuil d'interface diminue avec l'augmentation du dosage en superplastifiant et varie en fonction du type et de la nature du superplastifiant. Les résultats montrent également que l'affaissement du béton augmente par l'addition de superplastifiant ce qui permet de réduire le seuil d'interface.

2.4 Conclusion

La recherche bibliographique nous a permis de conclure qu'en plus des facteurs mécaniques liés au circuit de pompage, le pompage du béton dépend de ses propriétés dans le tuyau de pompage.

L'analyse des facteurs de composition tel que les granulats, le rapport E/L, la quantité de la pâte de ciment, les additions minérales et les adjuvants a montré que chacun de ces facteurs influence la rhéologie du béton ainsi que la tribologie et par conséquent les performances de pompage se retrouvent affectées. De plus, ces paramètres de composition affectent aussi les résistances mécaniques du mélange. À cet effet, les ajustements des paramètres de composition du mélange sont nécessaires pour modifier efficacement les propriétés rhéologiques et tribologiques du béton et améliorer ainsi sa pompabilité.

Nous pouvons aussi conclure que malgré le rôle important des additions minérales dans la formulation du béton non seulement sur les propriétés du mélange à l'état frais et durci mais aussi sur le côté économique et écologique, les études de leurs influences sur la tribologie et le pompage du béton et de leurs compatibilités avec les superplastifiants restent limitées surtout pour les matériaux locaux d'où la nécessité de se pencher plus sur ces points.

Chapitre 3

Programme expérimental

3.1 Introduction

Pour atteindre les objectifs visés par cette recherche, notre programme expérimental se subdivise en deux campagnes d'essais.

La première campagne concerne la formulation de 20 mélanges de bétons qui diffèrent par le type et la quantité des additions minérales (la pouzzolane naturelle, les fillers calcaires et les laitiers de haut fourneau) ainsi par la composition chimique du superplastifiant (polycarboxylate et polynaphtalène sulfonates). Le but de cette première campagne est d'étudier le comportement tribologique des bétons formulés et de déterminer les compositions des couches limites (CL) développées pendant chaque essai tribologique.

Dans la deuxième campagne d'essais, nous avons déduit les formulations des mortiers de béton (MB) et des mortiers de béton équivalents (MBE) à partir des formulations des bétons correspondants puis une étude rhéologique sur ces mortiers a été menée. À la fin, des corrélations sont établies entre les résultats obtenus à l'échelle des bétons avec ceux des mortiers, afin d'estimer la fiabilité de cette méthode dans la prédiction des propriétés tribologiques des bétons.

Nous présentons dans ce qui suit les principales caractéristiques des matériaux utilisés dans notre étude ainsi que l'ensemble des démarches expérimentales réalisées qui permettent de déterminer les paramètres tribologiques (le seuil d'interface et la constante visqueuse) des bétons et les paramètres rhéologiques (seuil de cisaillement et viscosité) des mortiers.

3.2 Caractérisation des matériaux utilisés

Les matériaux utilisés dans le cadre de notre recherche sont présentés dans cette partie. Le choix du ciment et des additions minérales est basé sur leur disponibilité. Ainsi, ces matériaux sont des produits couramment utilisés dans le marché algérien du béton. En ce qui concerne le choix des additions chimiques, est basé sur la diversification de la composition chimique des deux superplastifiants.

3.2.1 Le ciment

Le ciment portland (C) utilisé est un CPJ CEM II 42.5/A. Ce ciment est composé de 85% de clinker ; 3% de gypse et 12% de pouzzolane avec une masse volumique absolue de 3071 kg/m³ et une surface spécifique de Blaine de 3598 cm²/g. Ce ciment se caractérise par une très forte teneur en CaO et une faible teneur en Al₂O₃ (Tableau 3.1).

La figure 3.1 montre une image au MEB du ciment. D'après cette figure nous remarquons la présence des structures différentes avec des formes et des nervures irrégulières. Nous pouvons remarquer aussi la présence des cristaux à base de calcium (Ca).

La figure (3.2) montre les résultats d'analyse du ciment par diffraction aux rayons X (DRX). D'après cette figure, nous remarquons une dominance des pics d'Hatruirite (Ca₃ Si O₅) et une faible teneur en Kaolinite et en Meixnerite.

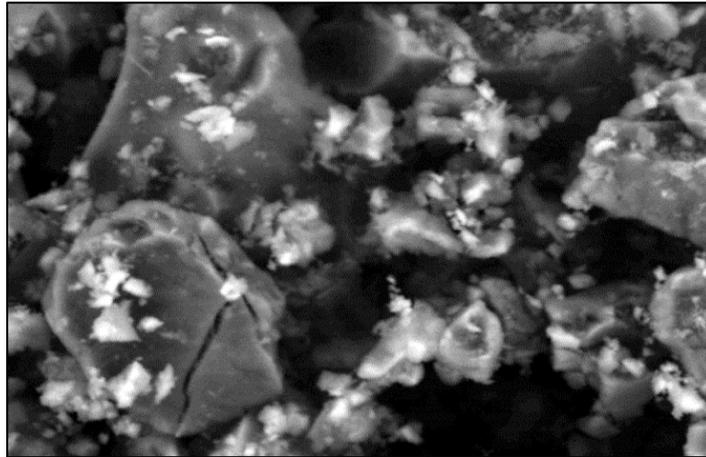


Figure 3. 1. Analyse du ciment par microscope électronique à balayage (MEB) ($\times 5000$)

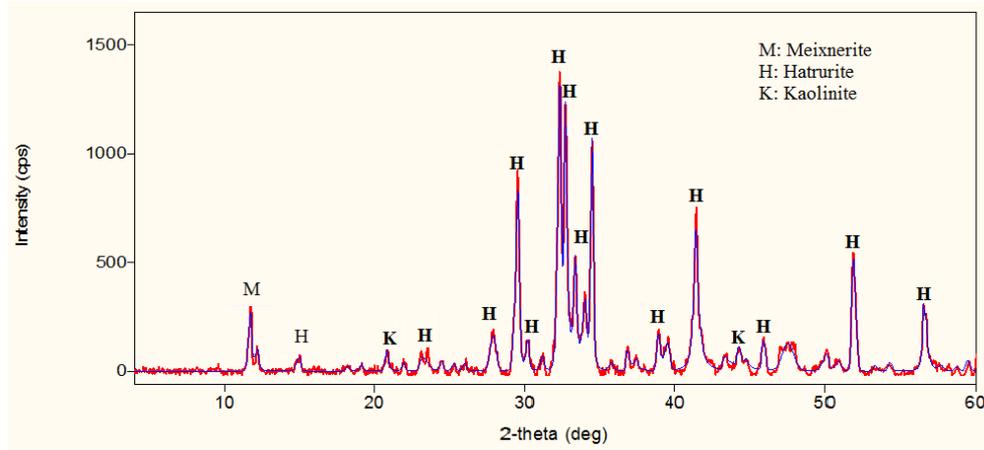


Figure 3. 2. Analyse du ciment par diffraction aux rayons X (DRX)

3.2.2 Les fillers calcaires

Les fillers calcaires (FC) sont principalement constitués d'oxyde de calcium avec une concentration massique d'environ 52,63 % (Tableau 3.1). La densité absolue des fillers calcaires est de 2,7 et la surface spécifique de Blaine est de 3200 cm²/g.

L'analyse de ces fines par le MEB montre qu'elles se présentent sous la forme d'une poudre non-abrasive caractérisée par une structure rhomboédrique (Figure 3.3). Nous pouvons remarquer aussi, qu'il y a une répartition plus dense des cristaux à base de calcium (Ca) sur toute la microstructure de cette addition, ce qui met en évidence, la présence de la calcite en grande quantité. Ces résultats sont confirmés par l'analyse DRX, qui montre des intensités très élevées des pics de Calcite (Figure 3.4).

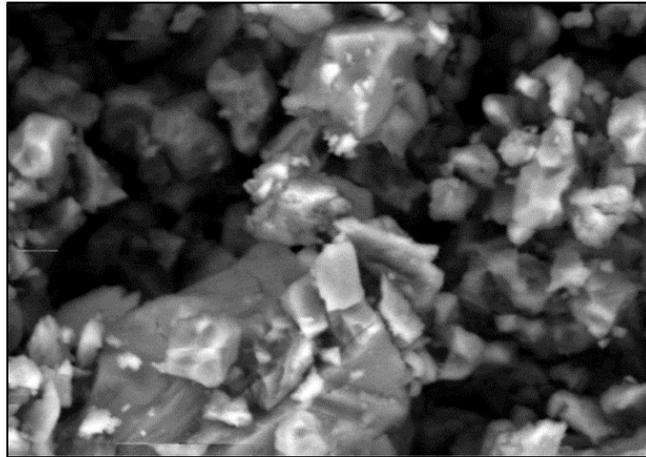


Figure 3. 3. Analyse des fillers calcaires par microscope électronique à balayage (MEB) ($\times 5000$)

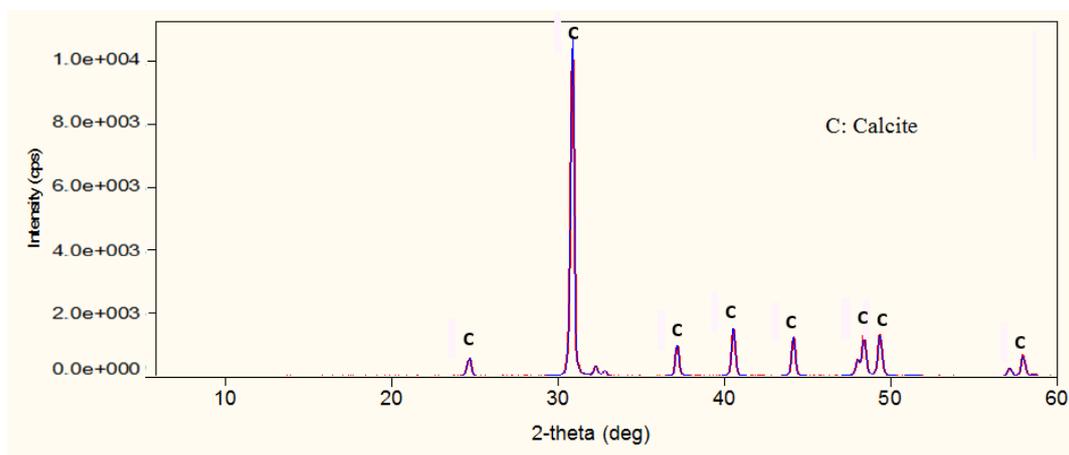


Figure 3. 4. Analyse des fillers calcaires par diffraction aux rayons X (DRX)

3.2.3 La pouzzolane naturelle

La pouzzolane naturelle (PN) utilisée est d'origine volcanique récupérée du gisement volcanique de Béni-saf sous forme de scories. Après son broyage et tamisage à $63\ \mu\text{m}$, elle s'est caractérisée par une densité absolue de 2.66 et une surface spécifique de Blaine de $4060\ \text{cm}^2/\text{g}$. Par rapport aux autres poudres, cette addition contient des niveaux plus élevés d'alumine (Al_2O_3) et d'oxyde de fer (Fe_2O_3), par contre, elle contient un taux plus faible de CaO (cf. Tableau 3.1).

L'analyse de la pouzzolane naturelle par DRX montre que cette addition contient une teneur élevée d'Analcime et d'Alpha-Quartz ($\alpha\text{-SiO}_2$), ainsi une teneur assez importante en Anorthite (Figure 3.6).

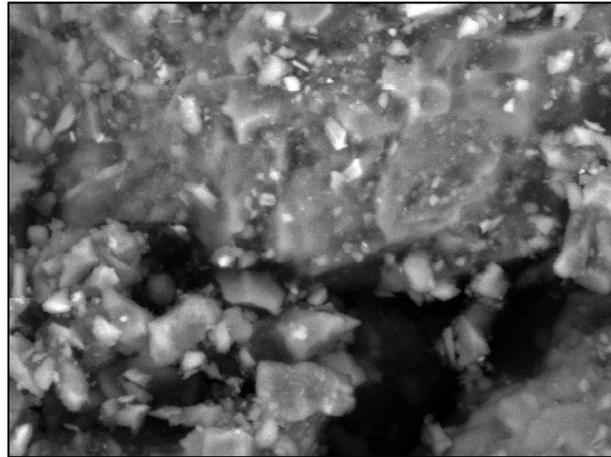


Figure 3. 5. Analyse de la pouzzolane naturelle par microscope électronique à balayage (MEB) ($\times 5000$)

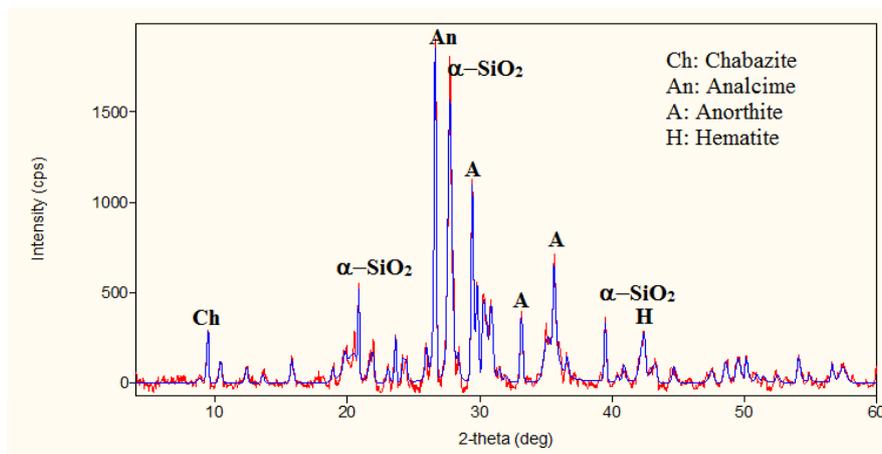


Figure 3. 6. Analyse de la pouzzolane naturelle par diffraction aux rayons X (DRX)

3.2.4 Le laitier de haut fourneau

Le laitier de haut fourneau (LHF) est un sous-produit industriel du complexe de l'acier d'El-Hadjar d'Annaba, il est fourni sous forme granulée. 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. Les éléments inférieurs à $63\ \mu\text{m}$, ont présenté une Surface Spécifique Blaine de $4000\ \text{cm}^2/\text{g}$. Le laitier de haut fourneau utilisé dans notre formulation contient des taux de MgO très élevé par rapport aux autres additions minérales (cf. Tableau 3.1), cette remarque est confirmée aussi par l'analyse des résultats du MEB représentés dans la figure 3.7, d'où des structures cristallographiques cubiques représentant la présence du MgO sont réparties sur la microstructure du LHF. De plus, nous remarquons la présence des particules de calcium (Ca) ce qui est en concordance avec l'analyse quantitative (Tableau 3.1) et les résultats de la DRX (Figure 3.8).

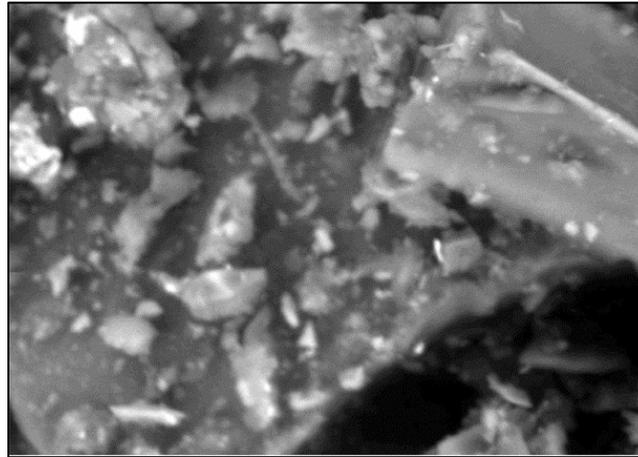


Figure 3. 7. Analyse du laitier de haut fourneau par microscope électronique à balayage (MEB) ($\times 5000$)

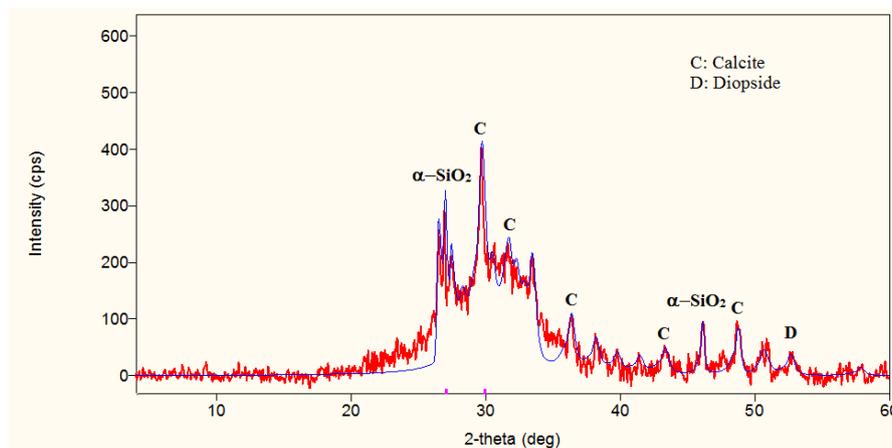


Figure 3. 8. Analyse du laitier de haut fourneau par diffraction aux rayons X (DRX)

Tableau 3. 1. Propriétés physiques et chimiques du ciment, fillers calcaires, Pouzzolane et le laitier de haut fourneau

Composition	C (%)	FC (%)	PN (%)	LHF (%)
SiO ₂	22,17	0,06	37,84	38.3
Al ₂ O ₃	6,18	0,29	14,74	8.81
Fe ₂ O ₃	3.61	0,22	14,1	0.98
CaO	59,45	52,63	5,34	39.63
MgO	1.05	0,84	3.03	5.54
K ₂ O	0.49	0,01	0,25	0.59
Na ₂ O	0.19	0,08	0,73	0.13
SO ₃	3.63	0,02	0,75	1.35
LOI	2,62	42,77	3,37	1
P ₂ O ₅	0,18	0,02	0,05	0.1
TiO ₂	0,43	0,02	0,68	0.42
Surface spécifique Blaine (cm ² /g)	3598	3200	4060	4000
Masse volumique absolue (kg/m ³)	3071	2700	2660	2860

3.2.5 Les granulats

Les granulats utilisés sont concassés. Le sable (S) 0/4 est constitué de 13,89% de particules dont le diamètre est inférieur à 80 μm et présente un module de finesse de 2,63 et un coefficient d'absorption d'eau de 1,65%, une compacité de 0,688 et une densité égale à 2,7.

Les graviers G1, G2 et G3 utilisés dans les bétons sont respectivement de différentes classes granulaires 4/8, 8/16 et 16/20. Le gravier G1 a un coefficient d'absorption d'eau de 1,3%, une densité de 2,6 et une compacité égale à 0,57. Le gravier G2 présente un coefficient d'absorption égale à 0,5%, une densité de 2,59 et une compacité de l'ordre de 0,56. Quant au gravier G3 son taux d'absorption d'eau est de 0,77%, sa densité est égale à 2,25 et sa compacité est environ 0,54.

Les distributions granulométriques des granulats utilisés sont illustrées dans la Figure 3.9.

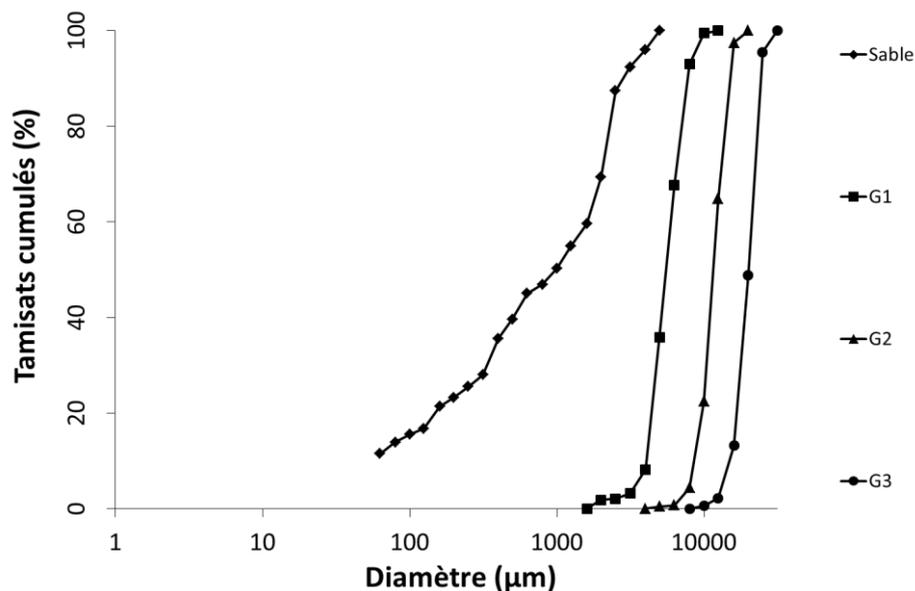


Figure 3. 9. Distributions granulométriques des granulats utilisés

3.2.6 Les superplastifiants

Pour notre étude, deux types de superplastifiant haut réducteur d'eau ont été choisis. Le premier (SP1) est un superplastifiant de troisième génération à base de polycarboxylate (PC), il est composé de 28 % d'extrait sec et présente une densité de 1,08. Ce superplastifiant est désigné sous l'appellation *SUPERIOR RM 34*. Quant au deuxième adjuvant (SP2), c'est un superplastifiant de deuxième génération, il est à base de Polynaphtalène Sulfonate (PNS). Sa dénomination commerciale est *SUPERFLOW 2000 R* et il est adapté pour les bétons fluides prêts à l'emploi avec un effet retardateur (Taleb, 2017). Ce produit est composé de 35 % d'extrait sec et présente une densité de 1,2. Les propriétés de ces deux superplastifiants sont résumées dans le Tableau 3.2.

Tableau 3. 2. Caractéristiques des superplastifiants utilisés.

Appellation	SUPERIOR RM 34	SUPERFLOW 2000 R
Molécule principale	Polycarboxylate	Polynaphtalène Sulfonate
Aspect	Liquide	Liquide
Couleur	Miel	Brun
Densité	1.08 ± 0.02	1,2
Ph	5.5 ± 1	9 – 10
Teneur en chlorures	$\leq 0.1\%$	$\leq 1\%$
Extrait sec	$28\% \pm 2$	35%

3.3 Formulation des bétons

Dans cette étude, des bétons ordinaires ont été formulés afin d'évaluer d'une part, l'effet des additions minérales sur les propriétés tribologiques des bétons et d'autre part l'effet du type de superplastifiant sur ces mêmes propriétés. Pour ce faire, une composition d'un béton de référence a été déterminée dans un premier temps par la méthode de Dreux-Gorisse, puis optimisée en utilisant la méthode de Baron-Lesage (Boukli, 2010). À partir de ce béton de référence (BR), nous avons procédé à une substitution massive du ciment par des proportions variables de chaque addition minérale (10, 20, 30%) pour les fillers calcaires et la pouzzolane naturelle et (20, 40, 60%) pour le laitier de haut fourneau en faisant varier le type de superplastifiant. Le choix des taux de substitution du ciment par LHF est basé sur plusieurs études antérieures qui suggèrent un taux de remplacement entre 25 à 70% (Higgins, 2010). Pour toutes les formulations, nous avons opté pour un rapport Eau/Liant = 0,5.

Les dosages en superplastifiants sont ceux de saturation. Ces dosages sont déterminés par l'essai du mini-cône selon la norme NF EN 1961. Pour le premier superplastifiant (PC), le dosage de saturation est égal à 0,5% de la masse du liant comme illustré sur la figure 3.10. Concernant le deuxième superplastifiant (PNS), ce dosage est de l'ordre de 1,2% de la masse du liant (cf. Figure 3.10).

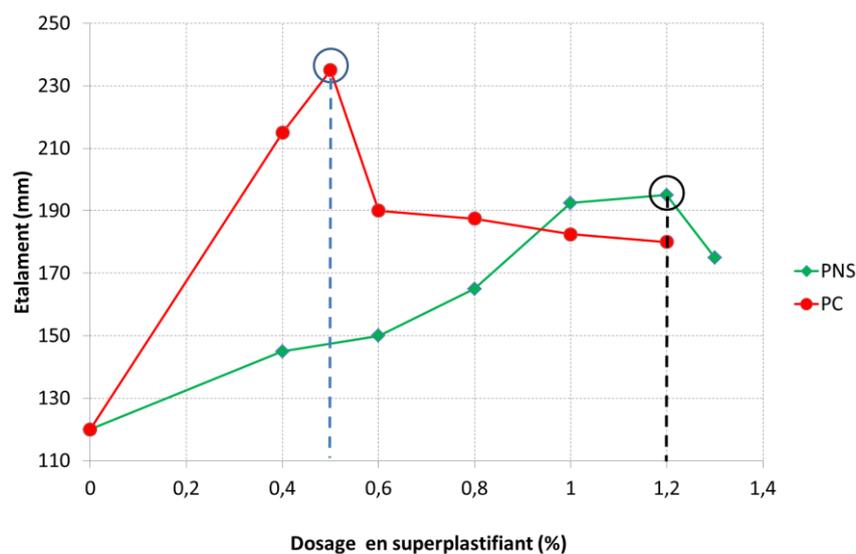


Figure 3. 10. Dosages de saturation des superplastifiants

Les compositions des bétons testés contenant SP1 et ceux contenant SP2 sont respectivement rassemblées dans les tableaux (3.3) et (3.4).

Tableau 3.3. Compositions des bétons contenant le superplastifiant à base de polycarboxylate (PC)

	B1	B1F10	B1F20	B1F30	B1P10	B1P20	B1P30	B1L20	B1L40	B1L60
Ciment (Kg/m ³)	350	315	280	245	315	280	245	280	210	140
Fillers Calcaires (Kg/m ³)	0	35	70	105	–	–	–	–	–	–
Pouzzolane Naturelle (Kg/m ³)	0	–	–	–	35	70	105	–	–	–
Laitier de Haut Fourneau (Kg/m ³)	0	–	–	–	–	–	–	70	140	210
Sable (Kg/m ³)	660	660	660	660	660	660	660	660	660	660
G ₁ (Kg/m ³)	144	144	144	144	144	144	144	144	144	144
G ₂ (Kg/m ³)	432	432	432	432	432	432	432	432	432	432
G ₃ (Kg/m ³)	533	533	533	533	533	533	533	533	533	533
Eau (l/m ³)	175	175	175	175	175	175	175	175	175	175
PC (Kg/m ³)	1,75	1,75	1,75	1,75	1,75	1,75	1,75	1,75	1,75	1,75

Tableau 3. 4. Compositions des bétons contenant le superplastifiant à base de Polynaphtalène Sulfonate (PNS)

	B2	B2F10	B2F20	B2F30	B2P10	B2P20	B2P30	B2L20	B2L40	B2L60
Ciment (Kg/m ³)	350	315	280	245	315	280	245	280	210	140
Fillers Calcaires (Kg/m ³)	0	35	70	105	–	–	–	–	–	–
Pouzzolane Naturelle (Kg/m ³)	0	–	–	–	35	70	105	–	–	–
Laitier de Haut Fourneau (Kg/m ³)	0	–	–	–	–	–	–	70	140	210
Sable (Kg/m ³)	660	660	660	660	660	660	660	660	660	660
G ₁ (Kg/m ³)	144	144	144	144	144	144	144	144	144	144
G ₂ (Kg/m ³)	432	432	432	432	432	432	432	432	432	432
G ₃ (Kg/m ³)	533	533	533	533	533	533	533	533	533	533
Eau (l/m ³)	175	175	175	175	175	175	175	175	175	175
PNS (Kg/m ³)	4,2	4,2	4,2	4,2	4,2	4,2	4,2	4,2	4,2	4,2

3.4 Formulation des mortiers

Les compositions des mortiers sont déterminées sur la base des formules des bétons à base de polycarboxylate et contenant uniquement les fillers calcaires et le laitier de haut fourneau. Les

mortiers de bétons (MB) sont formulés sur la base des formules de ces bétons tout en retirant les graviers G_1 , G_2 et G_3 .

Les formulations des différents MBE sont déterminées en se basant sur les travaux de Schwartzenruber et al., (2000). Il s'agit, de remplacer les trois types de graviers par le sable (S) ayant la même surface développée.

Les tableaux 3.5 et 3.6 regroupent respectivement les surfaces développées du mélange des graviers et celle du sable. Les deux premières colonnes de ces tableaux représentent les diamètres des tamis d'une tranche granulaire, elle est limitée par un tamis supérieur $T M_i$ (cf. colonne 1) et par un tamis inférieur $T m_i$ (cf. colonne 2). La colonne 3 comprend les diamètres (d_i) de la particule moyenne dans chaque tranche calculés par l'équation 3.1:

$$d_i = \frac{(T M_i + T m_i)}{2} \quad (3.1)$$

La masse de chaque tranche granulaire (Mu_i) est décrite dans la quatrième colonne. Le volume unitaire (v_i) et la surface développée (s_i) de la particule moyenne dans chaque tranche sont respectivement regroupés dans les colonnes (5) et (6). Ces deux valeurs sont déterminées par les équations 3.2 et 3.3.

$$v_i = \frac{\pi d_i^3}{6} \quad (3.2)$$

$$s_i = \pi d_i^2 \quad (3.3)$$

Le volume massique du granulat est calculé par l'équation 3.4 en utilisant la masse volumique du granulat (colonne 7).

$$\omega = \frac{1}{\mu_g} \quad (3.4)$$

Le volume total de l'ensemble des particules dans chaque tranche granulaire montré dans la colonne (8) représente le produit de la masse de la tranche granulaire (colonne 4) par le volume massique du granulat (colonne 7).

Les valeurs du nombre de particules moyennes dans chaque tranche granulaire présentées dans la colonne (9) sont obtenues par le rapport entre le volume total de l'ensemble des particules de la tranche granulaire (colonne 8) et le volume unitaire de la particule moyenne (colonne 5).

La colonne (10) regroupe les valeurs de la surface développée par les particules moyennes dans chaque tranche granulaire. Ces valeurs sont calculées en multipliant la surface développée de la particule moyenne (colonne 6) par le nombre de particules moyennes (colonne 9).

La somme de l'ensemble des surfaces calculées pour chaque tranche granulaire (colonne 10) représente la surface développée de l'échantillon (cf. colonne 11).

La quantité de sable (S') qui remplace l'ensemble des graviers est calculée en utilisant l'équation 3.5.

$$S' = \frac{SD_G \times M_G}{SD_S} \quad (3.5)$$

Avec : SD_G et SD_S les surfaces développées des graviers et du sable respectivement et M_G est la masse de tous les graviers.

Tableau 3. 5. La surface développée des graviers

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
$T m_i$	$T M_i$	d_i	Mu_i (kg)	v_i (m^3)	s_i (m^2)	ω (m^3/kg)	V_i (m^3)	N_i	S_i (m^2)	SD_G (m^2)
0	0,08	0,04	0,0072	$3,35 \times 10^{-14}$	$5,02 \times 10^{-09}$	0,000391	$2,82 \times 10^{-06}$	84004837	0,42	
0,08	0,16	0,12	0,001	$9,04 \times 10^{-13}$	$4,52 \times 10^{-08}$	0,000391	$3,91 \times 10^{-07}$	432123	0,02	
0,16	0,315	0,2375	0,0057	$7,01 \times 10^{-12}$	$1,77 \times 10^{-07}$	0,000391	$2,23 \times 10^{-06}$	317713	0,06	
0,315	3,15	0,4725	0,0069	$5,52 \times 10^{-11}$	$7,014 \times 10^{-07}$	0,000391	$2,69 \times 10^{-06}$	48842,223	0,034	
3,15	4	3,575	0,0094	$2,39 \times 10^{-08}$	$4,015 \times 10^{-05}$	0,000391	$3,67 \times 10^{-06}$	153,621	0,006	
4	5	4,5	0,0625	$4,77 \times 10^{-08}$	$6,362 \times 10^{-05}$	0,000391	$2,44 \times 10^{-05}$	512,146	0,032	0,748
5	6,3	5,65	0,0931	$9,44 \times 10^{-08}$	0,0001003	0,000391	$3,64 \times 10^{-05}$	385,439	0,038	
6,3	8	7,15	0,0957	$1,91 \times 10^{-07}$	0,0001606	0,000391	$3,74 \times 10^{-05}$	195,499	0,031	
8	10	9	0,1175	$3,82 \times 10^{-07}$	0,0002545	0,000391	$4,59 \times 10^{-05}$	120,354	0,031	
10	12,5	11,25	0,0958	$7,46 \times 10^{-07}$	0,0003976	0,000391	$3,746 \times 10^{-05}$	50,241	0,019	
12,5	16	14,25	0,0749	$1,52 \times 10^{-06}$	0,0006379	0,000391	$2,928 \times 10^{-05}$	19,328	0,012	
16	20	18	0,336	$3,05 \times 10^{-06}$	0,0010179	0,000391	0,0001314	43,020	0,044	

Tableau 3. 6. La surface développée du sable

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
$T m_i$	$T M_i$	d_i	Mu_i (kg)	v_i (m^3)	s_i (m^2)	ω (m^3/kg)	V_i (m^3)	N_i	S_i (m^2)	SD_G (m^2)
0	0,08	0,04	0,139	$3,35 \times 10^{-14}$	$5,03 \times 10^{-09}$	0,0003704	$5,14 \times 10^{-05}$	1534076813	7,711	
0,08	0,16	0,12	0,075	$9,05 \times 10^{-13}$	$4,52 \times 10^{-08}$	0,0003704	$2,76 \times 10^{-05}$	30537445	1,381	
0,16	0,315	0,2375	0,042	$7,01 \times 10^{-12}$	$1,77 \times 10^{-07}$	0,0003704	$1,55 \times 10^{-05}$	2207105,3	0,391	
0,315	0,63	0,4725	0,166	$5,52 \times 10^{-11}$	$7,01 \times 10^{-07}$	0,0003704	$6,16 \times 10^{-05}$	1114456,7	0,782	
0,63	1,25	0,94	0,099	$4,35 \times 10^{-10}$	$2,78 \times 10^{-06}$	0,0003704	$3,69 \times 10^{-05}$	84737,79	0,235	10,98
1,25	2,5	1,875	0,323	$3,45 \times 10^{-09}$	$1,10 \times 10^{-05}$	0,0003704	$1,19 \times 10^{-04}$	34746,466	0,384	
2,5	3,15	2,825	0,02	$1,18 \times 10^{-08}$	$2,51 \times 10^{-05}$	0,0003704	$7,40 \times 10^{-06}$	627,498	0,016	
3,15	4	3,575	0,102	$2,39 \times 10^{-08}$	$4,02 \times 10^{-05}$	0,0003704	$3,81 \times 10^{-05}$	1591,485	0,064	
4	5	4,5	0,049	$4,77 \times 10^{-08}$	$6,36 \times 10^{-05}$	0,0003704	$1,84 \times 10^{-05}$	386,571	0,025	
5	6,3	5,65	0	$9,44 \times 10^{-08}$	0,0001003	0,0003704	0	0	0	

Les compositions des mortiers de bétons (MB) et ceux des mortiers de bétons équivalents (MBE) sont regroupés dans le tableau 3.7.

Tableau 3. 7. Compositions des mortiers testés

		Ciment (Kg/m ³)	Fillers calcaires (Kg/m ³)	Laitier de haut fourneau (Kg/m ³)	Sable (Kg/m ³)	Superplastifiant (Kg/m ³)	Eau (Kg/m ³)
<i>Mortier de béton équivalent</i>	MBET	622	0	0	1306	3,11	311
	MBE1	560	62	0	1306	3,11	311
	MBE2	497	125	0	1306	3,11	311
	MBE3	435	187	0	1306	3,11	311
	MBE4	497	0	125	1306	3,11	311
	MBE5	373	0	249	1306	3,11	311
	MBE6	249	0	373	1306	3,11	311
<i>Mortier de béton</i>	MBT	654	0	0	1234	3,27	327
	MB1	588,2	65,4	0	1234	3,27	327
	MB2	523	131	0	1234	3,27	327
	MB3	458	196	0	1234	3,27	327
	MB4	523	0	131	1234	3,27	327
	MB5	392	0	262	1234	3,27	327
	MB6	262	0	392	1234	3,27	327

3.5 Procédures d'essai

3.5.1 Essai d'affaissement des bétons et des mortiers

Les affaissements des bétons ont été mesurés à l'aide d'un cône d'Abrams (Figure 3.11) selon la norme NF P18-451. Les affaissements des mortiers étudiés sont mesurés à l'aide d'un mini-cône dont les dimensions sont une réduction de celles du cône d'Abrams (rapport d'homothétie de deux) (Figure 3.11).

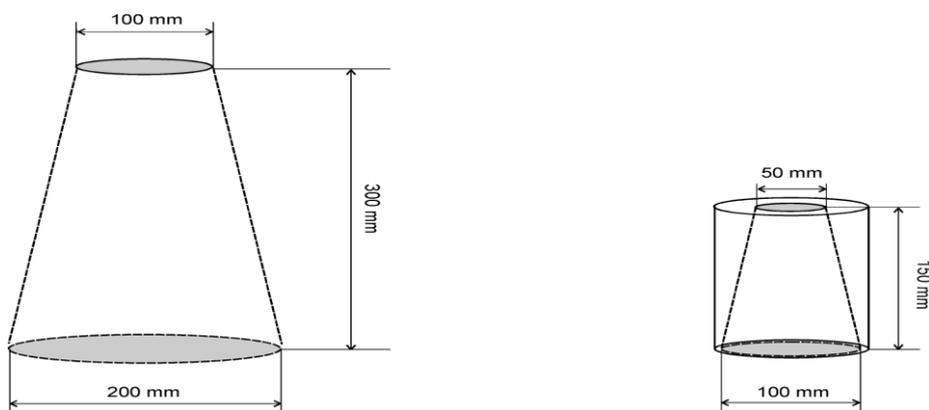


Figure 3. 11. Le cône d'Abrams et le mini-cône (Schwartzentruber et al., 2000)

3.5.2 Essai tribologique des bétons

Le tribomètre utilisé et la démarche suivie dans notre étude sont ceux adoptés par Ngo (2009). Ce tribomètre est composé d'un cylindre intérieur qui a un diamètre de 10.7 cm et une hauteur de 10 cm et un récipient dont le diamètre est de 30 cm et une hauteur de 20 cm (Figure 3.12).



Figure 3. 12. Composants du tribomètre utilisé

Cet appareillage est basé sur le principe des cylindres coaxiaux où le cylindre interne tourne par rapport au récipient externe en imposant des vitesses de rotation selon le profil défini dans la Figure 3.13.

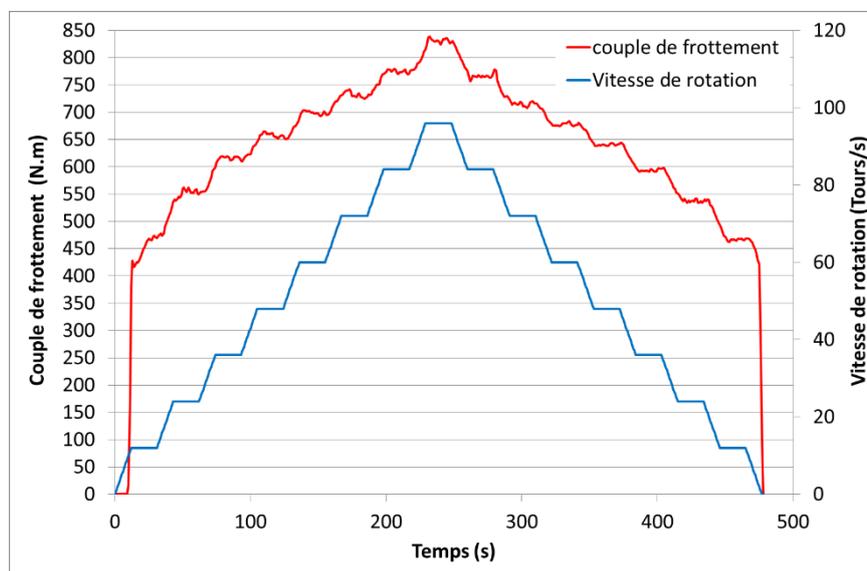


Figure 3. 13. Profil de vitesse

La procédure d'essai se divise en deux étapes de mesures consécutives. La première étape consiste à remplir la moitié du récipient avec le béton et faire tourner le cylindre dans l'échantillon de béton en imposant des vitesses de rotation selon le profil de vitesse et de mesurer les couples de frottement correspondants à chaque palier de vitesse imposé. La seconde étape consiste à remplir le récipient avec le béton jusqu'à l'arase et immergé le cylindre rotatif dans ce mélange et mesurer de nouveau les couples de frottement (Figure 3.14). À chaque instant de l'essai un logiciel de pilotage enregistre le moment de rotation (T) qui correspond à une vitesse (V) et la différence entre les résultats trouvés dans les deux étapes représente les couples de frottements moyens. Le résultat obtenu se présente sous la forme d'un diagramme couple-vitesse de rotation du cylindre selon l'équation 3.6.

$$T = T_0 + kV \quad (3.6)$$

Avec :

T (N.m) le couple total appliqué sur le cylindre tournant; T_0 (N.m) le couple à l'origine; k (N.m.s/rad) un coefficient et V (tr/min) la vitesse de rotation de la pièce tournante.

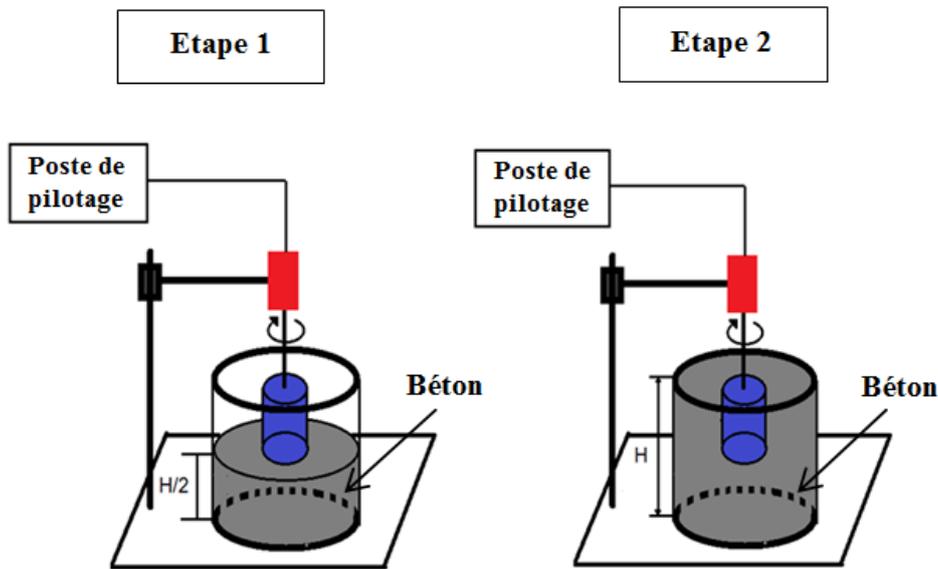


Figure 3. 14. Procédure de mesure

En se basant sur les travaux de Ngo (2009), les paramètres d'interface (τ_{0i} , η) sont ensuite déterminés par les équations 3.7, 3.8 et 3.9 en prenant en compte les résultats obtenus avec le tribomètre (T_0 , k , V) et la géométrie de l'appareil.

$$\tau_{0i} = \frac{T_0}{2\pi r^2 h} \quad (3.7)$$

$$\eta = \frac{k}{(2\pi)^2 r^3 h} \quad (3.8)$$

$$v = V \cdot 2\pi r \quad (3.9)$$

Avec:

τ_{0i} (Pa) le seuil d'interface ; η (Pa.s/m) la constante visqueuse; v (m/s) la vitesse relative de glissement ; r (m) est le rayon moyen du cylindre ; T (N.m) le couple mesuré et h (m) la hauteur du cylindre.

3.5.3 Essai rhéologique des mortiers

Les propriétés rhéologiques des mortiers testés dans notre étude ont été déterminées par le rhéomètre développé par Soualhi et al., (2014). Ce type de rhéomètre couette est composé d'un récipient spécifique aux mortiers qui est caractérisé par un diamètre de 100 mm et une hauteur de 130 mm et une pôle de 50 mm de diamètre et de 100 mm de hauteur (Figure 3.15). Le principe de fonctionnement du rhéomètre est similaire à celui du tribomètre. Il consiste dans un premier temps à mettre en rotation à différentes vitesses une pôle en forme de croix dans le récipient vide (Figure 3.16a). Ensuite, la pôle est mise en rotation dans un échantillon cylindrique de béton frais (Figure 3.16b). Le profil de vitesse adopté pour les essais au rhéomètre est présenté dans la figure 3.16c.

Dans les deux étapes nous mesurons les couples de rotation (M) exercés pour maintenir la pôle en rotation, chaque couple correspondant à une vitesse de rotation (Ω) imposée. Ces couples de rotation sont enregistrés par un logiciel de pilotage de l'agitateur.



Figure 3. 15. Les composants du rhéomètre

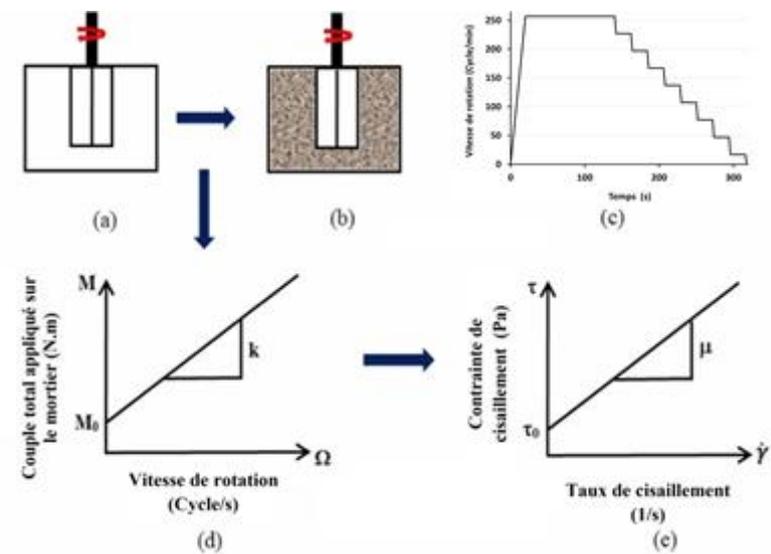


Figure 3. 16. La démarche de mesure rhéologique

La relation entre le couple et la vitesse de rotation présentée dans la Figure (3.16d) est sous la forme d'une fonction linéaire (Équation 3.10).

$$M = M_0 + k \Omega \tag{3.10}$$

Avec :

M le couple total appliqué sur le mortier (N.m), M_0 le couple à l'origine (N.m), Ω la vitesse de rotation de la pâle (tours/s) et k un coefficient de proportionnalité.

La détermination des paramètres rhéologique (τ_0, μ) se fait par les équations (3.11, 3.12, 3.13, 3.14) développées par Estellé et al., (2008) en prenant en compte les données expérimentales de couple et de vitesse de rotation ($M_i - \Omega_i$) (Figure 3.16e).

$$\dot{\gamma}_1 = 2 \cdot M \frac{d\Omega}{dM} \quad (3.11)$$

$$\dot{\gamma}_2 = 2 \frac{M \frac{d\Omega}{dM}}{\left(1 - \frac{R_b^2}{R_c^2}\right)} - \frac{\Omega - M \frac{d\Omega}{dM}}{\ln\left(\frac{R_b}{R_c}\right)} \quad (3.12)$$

Avec :

$\dot{\gamma}$ le gradient de vitesse de cisaillement exprimé en (s^{-1}) ; R_b le rayon de la pâle, R_c le rayon du récipient et Ω et M représentent respectivement la vitesse de rotation et le couple correspondant.

La valeur de la dérivée de la vitesse de rotation de la pâle par son couple peut être approximée par l'équation 3.13.

$$\frac{d\Omega}{dM} \cong \frac{\Omega_j - \Omega_{j-1}}{M_j - M_{j-1}} \quad (3.13)$$

Le taux de cisaillement ($\dot{\gamma}$) engendré par une vitesse de rotation Ω_i représente la valeur maximale entre ($\dot{\gamma}_1$) et ($\dot{\gamma}_2$).

De plus, les contraintes de cisaillement sont déterminées par l'équation (3.14).

$$\tau_n = \frac{1}{2} (\tau_{j-1} + \tau_{j+1}) \quad \text{Avec } \tau_j (M) = \frac{M_j}{2 \pi h R_b^2} \quad (3.14)$$

Avec : h la hauteur de la pâle.

Après la détermination des contraintes de cisaillement (τ_n) et les taux de cisaillement ($\dot{\gamma}_n$) nous pouvons estimer les paramètres rhéologiques des mortiers étudiés (τ_0, μ).

3.5.4 Prélèvement de la couche lubrifiante (CL)

À la fin de chaque essai le cylindre a été remplacé par un disque, ce dernier a été posé sur la surface du béton et il a été mis en rotation avec les mêmes paliers de vitesse, dès la fin de cette opération le disque est soulevé et la matière constituant la couche limite qui se trouve au fond du trou a été prélevée à l'aide d'une cuillère (Figure 3.17).

Cette matière a été divisée en deux parties, la première partie a été versée dans un récipient, puis la masse du coulis frais (m_1) et la masse du coulis après séchage dans une étuve pendant

24 heures à 105°C (m_2) ont été pesées. La quantité d'eau que contient la couche limite a été calculée par l'équation 3.15.

$$E(\%) = \frac{m_1 - m_2}{m_1} \quad (3.15)$$

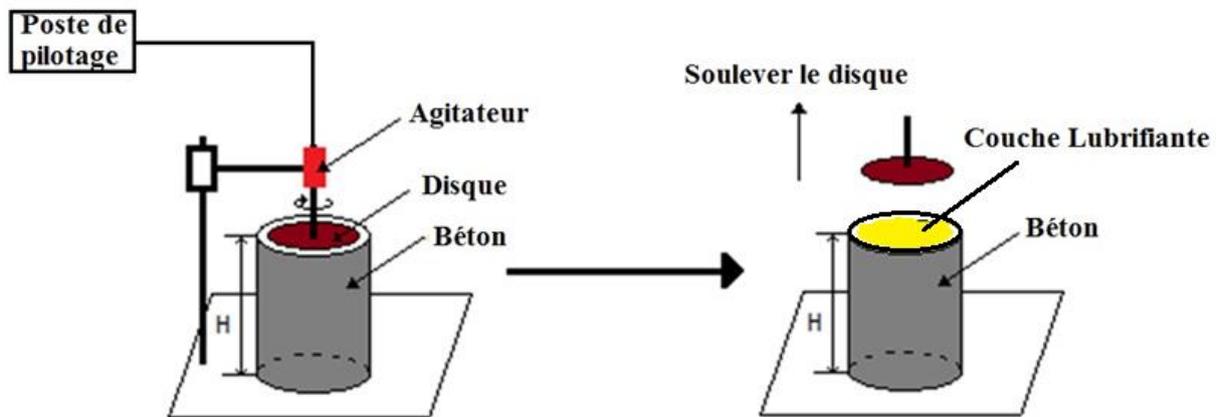


Figure 3. 17. Prélèvement de la couche lubrifiante (CL)

Ensuite, la deuxième partie a été lavée dans un tamis de diamètre 80 μm pour éliminer le ciment. Puis, elle a été mise dans une étuve pendant 24 heures à 105°C pour la sécher. Après le séchage cette quantité (m_3) a été pesée afin de déterminer la teneur en sable dans la couche limite (équation 3.16). Ensuite, une analyse granulométrique du sable a été effectuée. À la fin, la teneur en liant a été déterminée par l'équation 3.17.

$$S(\%) = \frac{m_3}{m_1} \quad (3.16)$$

$$L(\%) = 100 - E(\%) - S(\%) \quad (3.17)$$

3.5.5 Résistance à la compression

L'essai de résistance à la compression a été réalisé selon la norme NF P 18-406, sur des éprouvettes cylindriques 11×22 cm². Cet essai a été réalisé à l'aide d'une machine hydraulique universelle de capacité 600KN appartenant au laboratoire de Génie Civil de l'Université de Tlemcen.

3.5.6 Porosité accessible à l'eau

Pour effectuer cette mesure, des éprouvettes de béton 11× 22 cm² ont été d'abord confectionnées, ensuite, découpées par sciage en disques de 5 cm selon la procédure recommandée par AFPC (AFPC-AFREM, 1997).

Les échantillons obtenus ont été séchés à une température de 105 ± 5 °C jusqu'à stabilisation de la masse, c'est-à-dire lorsque deux pesées consécutives espacées de 24 heures ne varient pas de plus de 0,05 %. La masse ainsi déterminée est la masse de l'éprouvette sèche (M_{sec}). Après le séchage, les disques ont été placés dans un dessiccateur hermétiquement fermé

(Figure 3.18). À l'aide d'une pompe à vide, nous avons un dégazage a été procédé jusqu'à ce que l'on atteigne une pression constante de 25 mbars; ce vide a été maintenu pendant au moins 4 h. Déconnecter le récipient de la pompe à vide et introduire progressivement l'eau d'immersion jusqu'à ce que le corps soit recouvert d'environ 2 cm d'eau. Reconnecter la pompe et maintenir cette pression réduite pendant 24h.



Figure 3. 18. Équipements de mesure de la porosité accessible à l'eau (El Bahi et al., 2016)

Après la saturation sous vide, les échantillons testés ont été pesés complètement immerger dans l'eau à l'aide d'une balance hydrostatique pour obtenir la masse (M_{eau}) du corps d'épreuve immergé. La dernière étape consiste à peser les échantillons à l'air, en extrayant le corps d'épreuve de l'eau et en l'essuyant rapidement et soigneusement, avec un chiffon sec pour en ôter la solution superficielle sans toutefois retirer l'eau des pores. Peser immédiatement le corps d'épreuve dans l'air à 0,01 g près. On obtient de cette manière, la masse (M_{air}) du corps d'épreuve imbibé. Et la porosité accessible à l'eau a été calculée en utilisant l'équation 3.18.

$$P (\%) = \frac{M_{\text{air}} - M_{\text{sec}}}{M_{\text{air}} - M_{\text{eau}}} \quad (3.18)$$

3.6 Conclusion

Dans ce chapitre, l'ensemble des matériaux utilisés ainsi que les démarches expérimentales ont été présentés. Il semble que la qualité de ces matériaux est acceptable et répond aux exigences des normes en vigueur. De plus, les essais présentés permettent d'évaluer les propriétés tribologiques des bétons confectionnés ainsi que leurs propriétés mécaniques, ainsi les propriétés rhéologiques des mortiers MB et MBE.

Chapitre 4

Présentation et interprétation des résultats

4.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons dans un premier temps, les résultats des essais tribométriques sur des bétons à base de différentes additions minérales (les fillers calcaires (FC), la pouzzolane naturelle (PN) et le laitier de haut fourneau (LHF)) et deux superplastifiants (Polycarboxylate (PC) et le Polynaphtalène Sulfonate (PNS)). Comme il a été présenté dans le chapitre 3, ces additions ont été introduites dans la composition du béton par une substitution partielle du ciment en utilisant des taux de substitution de 10%, 20% et 30% pour les fillers calcaires et la pouzzolane naturelle, de 20%, 40% et 60% pour le laitier de haut fourneau et les deux dosages en superplastifiants (SP) qui sont ceux de la saturation.

Ces tests sont effectués pour définir le comportement tribologique de nos bétons et aussi pour évaluer parallèlement l'effet des trois facteurs : type et dosage d'addition minérale (AM) ainsi que le type de superplastifiant, sur les paramètres tribologiques (le seuil d'interface et la constante visqueuse) dont leur connaissance, permet d'estimer l'aptitude au pompage du béton.

Par la suite, une analyse des compositions des couches lubrifiantes prélevées à la fin de chaque essai a été réalisée. Cela permettra de connaître non seulement l'influence de la composition de la couche limite sur la tribologie du béton, mais aussi l'influence des paramètres de composition étudiés (AM, SP) sur les constituants de cette couche.

Cependant, le changement de la composition du béton ne reste pas sans effet sur sa résistance mécanique et sa durabilité. À cet effet, les résistances à la compression de l'ensemble des mélanges formulés ont été testées à différentes échéances (7, 28, 56, 90 jours). En outre, la porosité accessible à l'eau a été mesurée à (28, 56, 90 jours) pour évaluer la durabilité des bétons.

La dernière phase de cette étude, consiste à élaborer des corrélations entre les résultats tribologiques trouvés à l'échelle des bétons et les résultats rhéologiques des mortiers correspondants, notamment les mortiers de béton (MB) et les mortiers de béton équivalent (MBE). Il faut rappeler que lors de cette étape uniquement les bétons ayant un meilleur comportement tribologique ont été sélectionnés.

4.2 Comportement tribologique des bétons testés

Le comportement tribologique des bétons testés a été évalué en traçant les courbes d'écoulement représentées sur les Figures 4.1 et 4.2. Ces courbes ont été obtenues suite aux essais effectués en utilisant un tribomètre rotatif.

Les résultats montrent que le comportement tribologique de tous les bétons contenant le superplastifiant PNS est linéaire quel que soit la nature ou le dosage des additions utilisées (Figure 4.1), car la contrainte de frottement (τ_i) en fonction de la vitesse de glissement (v) suit un comportement linéaire, ce qui confirme les résultats trouvés par Kaplan (2000), Chapdelaine (2007) et Ngo et al., (2010). Ces résultats ont été similaires à ceux obtenus avec l'utilisation du deuxième superplastifiant à base de polycarboxylate (PC) (Figure 4.2).

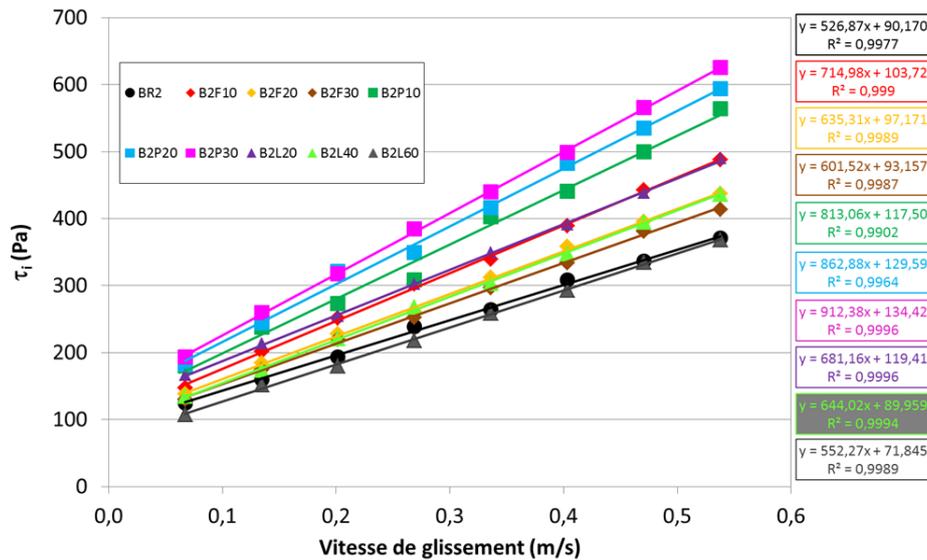


Figure 4. 1. Comportement tribologique des bétons contenant le superplastifiant PNS

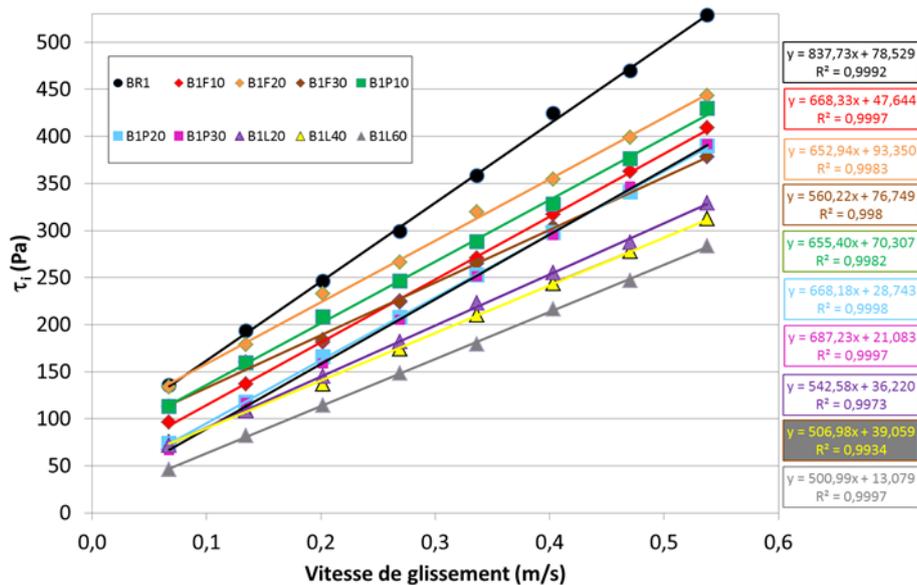


Figure 4. 2. Comportement tribologique des bétons contenant le superplastifiant PC

4.3 Influence des additions minérales sur la tribologie des bétons contenant le superplastifiant PC

4.3.1 Influence sur la constante visqueuse

L'effet des additions minérales sur la constante visqueuse en fonction du taux de substitution du ciment par ces additions est illustré sur la Figure 4.3.

D'après cette figure, nous remarquons que l'incorporation des additions minérales tels que les fillers calcaires (B1F) et le laitier de haut fourneau (B1L) a un effet bénéfique sur la pompabilité, car cela permet de diminuer la constante visqueuse des bétons étudiés, ce qui offre une baisse de frottement entre le béton et les parois des tuyaux de pompage. Cet effet

s'amplifie avec l'augmentation de la quantité des fillers calcaires et de laitier dans le béton. Nos résultats peuvent être expliqués par les travaux de plusieurs chercheurs (Ozawa et al., 1995 ; Khayat, 1999) qui ont trouvé que le laitier de haut fourneau a tendance à améliorer la cohésion de la pâte, ce qui amène à diminuer la viscosité du mélange. Certains chercheurs ont expliqué l'amélioration de la fluidité du béton contenant le LHF par la réduction de la demande en eau et en superplastifiant des particules du laitier par rapport au ciment (Kourounis et al., 2007 ; Boukendakdji et al., 2009 ; Karri et al., 2015 ; Kaliprasanna et al., 2015 ; Liu et al., 2018).

Nos résultats rejoignent aussi ceux de la littérature (Xiong et al., 2000 ; Park et al., 2005 ; Ahari et al., 2015). Xiong and al., (2000) ont observé une réduction de la viscosité et le seuil de cisaillement des bétons lors d'une addition de 35% du laitier ultrafin. Dans une autre étude, les résultats trouvés par Park et al., (2005) ont révélé que le seuil de cisaillement a diminué puis augmenté, mais la viscosité plastique a diminué avec l'augmentation de la teneur en LHF. Selon Taleb et al., (2017) l'augmentation du pourcentage de substitution du ciment par les fillers calcaires se traduit toujours par une augmentation du volume de pâte ce qui réduit la viscosité et par conséquent la constante visqueuse diminue.

En ce qui concerne la pouzzolane naturelle (B1P), nous remarquons que le remplacement de 10% de la masse du ciment par cette addition génère une réduction de la constante visqueuse. Au-delà de ce taux de substitution, la constante visqueuse augmente mais elle reste cependant inférieure à celle du béton de référence (BR1). Ces résultats rejoignent ceux de Krachai et al., (2009) qui ont montré que les taux élevés de la pouzzolane provoquent une légère perte d'ouvrabilité. De plus, Mansour et Ghernouti (2020) ont remarqué que le taux de remplacement de 10% de ciment par PZ semble être le taux optimal pour réduire la viscosité de la pâte de ciment et assurer un meilleur écoulement des mélanges.

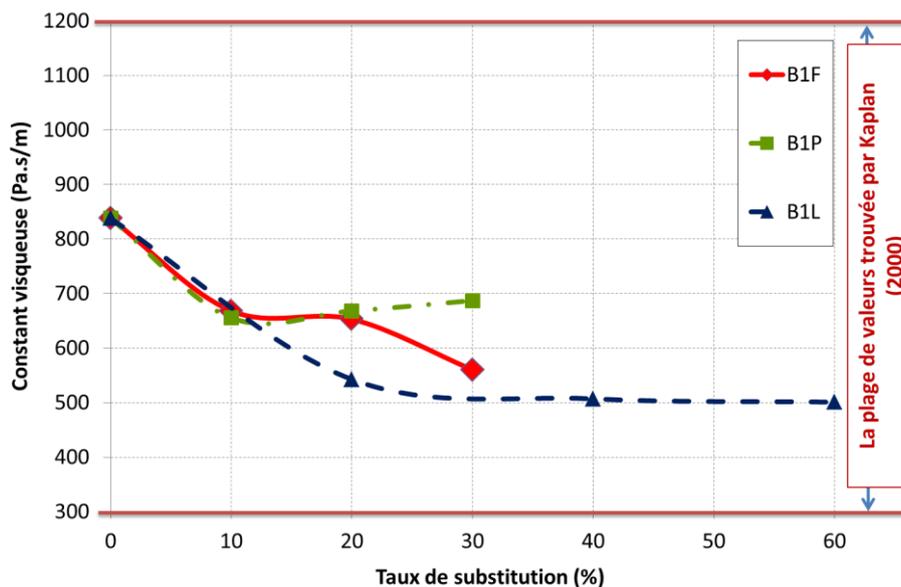


Figure 4.3. Influence des additions minérales sur la constante visqueuse des bétons contenant le superplastifiant PC

4.3.2 Influence sur le seuil d'interface

La Figure 4.4 illustre la variation des seuils d'interface des bétons contenant le superplastifiant PC en fonction du type et du taux d'addition minérale. Nous remarquons que la substitution de 10% du ciment par les fillers calcaires provoque une diminution du seuil d'interface par rapport au béton de référence. Cela montre que pour un pourcentage de 10% de fillers calcaires, les surfaces des granulats sont suffisamment enrobées par la pâte qui va jouer un rôle lubrifiant et améliorer l'ouvrabilité du béton. Au-delà de ce pourcentage, les contacts entre les éléments grossiers présents dans les fillers calcaires avec les grains fins du sable ont tendance à créer plus de frottements pénalisant l'écoulement du mortier et à plus grande échelle celui du béton. Cela se traduit par une augmentation du seuil d'interface. Toutefois, la demande en superplastifiant et en eau moins importante pour les fillers calcaires à cause de son faible taux en alumine (Al_2O_3) pourrait être bénéfique lorsque cette addition est utilisée avec des dosages élevés car cela permettrait de laisser une quantité d'eau libre dans les mélanges, ce qui aura comme résultat de faire baisser légèrement les paramètres tribologiques.

Nous constatons aussi, une diminution du seuil d'interface du béton contenant 60% de LHF de l'ordre de 83% par rapport à celui du béton de référence. Cela est peut être dû à la diminution de l'adsorption des Polycarboxylate (PC) avec l'augmentation de la teneur en laitier ce qui améliore la fluidité des mélanges étudiés. Cet effet est principalement attribué à la teneur en C_3A qui diminue avec l'utilisation du laitier et par conséquent, la quantité de PC consommés et adsorbés par les C_3A diminue également. De cette façon, la plupart des particules du SP sont absorbés sur les phases silicates du clinker et sur les particules de laitier, induisant une répulsion électro-stérique et une réduction du seuil de cisaillement (Palacios et al., 2009).

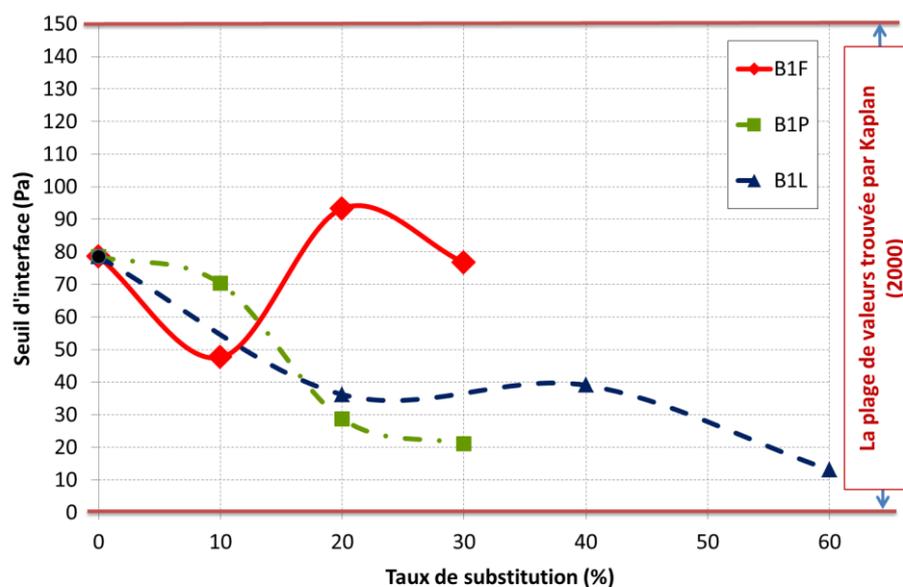


Figure 4.4. Influence des additions minérales sur le seuil d'interface des bétons contenant le superplastifiant PC

En ce qui concerne l'instabilité des valeurs du seuil d'interface des bétons étudiés, elle peut être expliquée par la détermination des valeurs de ce paramètre en utilisant les couples de frottement qui correspondent seulement aux vitesses imposées descendantes auxquelles la couche limite est bien formée et ceci affecte les valeurs du seuil d'interface car il n'y a pas de cisaillement dans le béton. En plus, selon Choi et al. (2013), l'influence du seuil d'interface sur la capacité de pompage du béton est négligeable par rapport à l'influence de la constante visqueuse.

4.3.3 Influence sur l'affaissement

La figure 4.5 montre la variation de l'affaissement des bétons contenant le superplastifiant PC en fonction du type et du taux des additions. À ce titre, la substitution du ciment par l'une des additions minérales utilisées s'accompagne généralement par une perte d'affaissement. Cependant, la diminution de l'affaissement des bétons contenant la pouzzolane est nettement supérieure par rapport aux autres bétons. Cela peut être dû à la finesse élevée de la pouzzolane. Ces résultats confirment ceux trouvés par Taleb (2017) qui a remarqué une diminution des diamètres d'étalement des bétons avec des taux croissants de la pouzzolane naturelle. Cette diminution est certainement due à la forte demande en eau et en superplastifiant par la pouzzolane utilisée à cause de la finesse élevée de cette addition minérale par rapport à la finesse du ciment, et aussi par la présence d'un composant chimique « alumine (Al_2O_3) » dans la pouzzolane naturelle qui influence la consommation du superplastifiant.

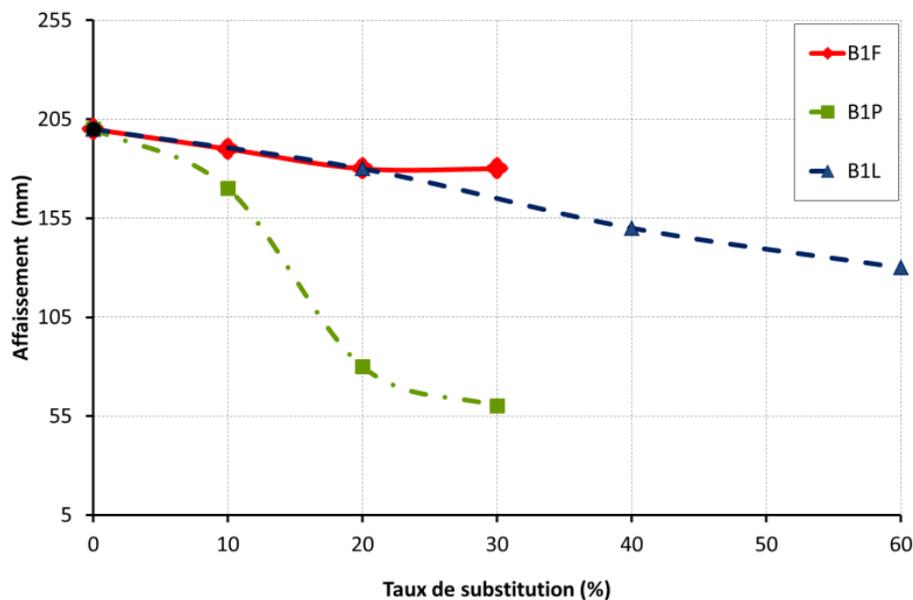


Figure 4.5. Influence des additions minérales sur l'affaissement des bétons contenant le superplastifiant PC

4.4 Influence des additions minérales sur la tribologie des bétons contenant le superplastifiant PNS

4.4.1 Influence sur la constante visqueuse

La substitution d'une partie du ciment par les additions minérales en présence du superplastifiant PNS, tend à augmenter la constante visqueuse des bétons et cela est obtenu quel que soit le dosage d'addition incorporée. En effet, une augmentation importante de ce paramètre a été observée lors de l'incorporation de la pouzzolane naturelle (B2P) (Figure 4.6). Cette augmentation est moins importante pour les bétons contenant les fillers calcaires (B2F) et le laitier de haut fourneau (B2L).

Nous remarquons aussi que les constantes visqueuses des bétons contenant 10% des fillers calcaires et 20% de laitier de haut fourneau sont augmentées respectivement de l'ordre de 35% et 29% par rapport à la constante visqueuse du béton de référence. Au-delà de ces taux, les constantes visqueuses diminuent mais leurs valeurs restent élevées par rapport à celle du béton de référence. Ceci signifie que la combinaison entre les additions minérales et le superplastifiant à base de PNS affecte négativement la pompabilité du béton en augmentant la constante visqueuse à cause de l'augmentation des frictions.

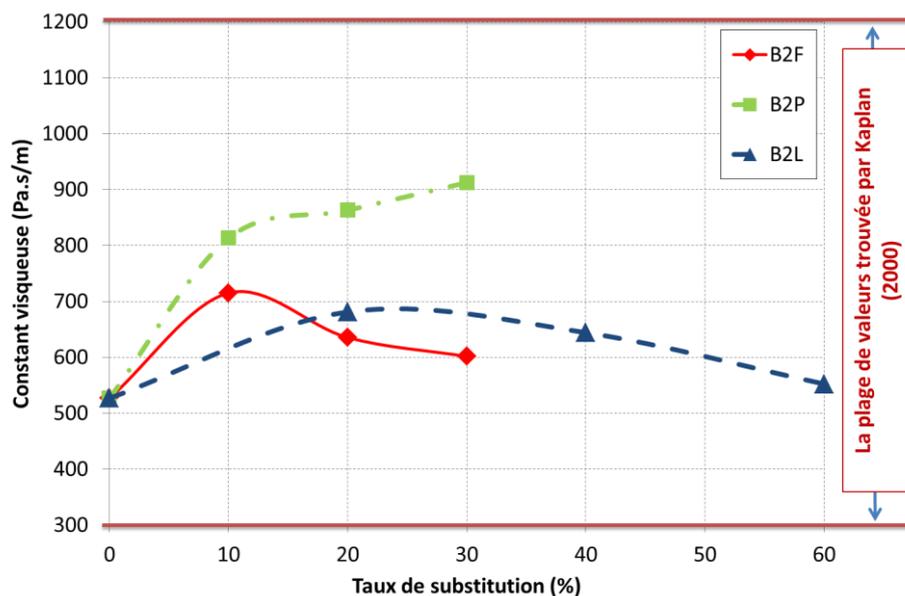


Figure 4.6. Influence des additions minérales sur la constante visqueuse des bétons contenant le superplastifiant PNS

Par contre, la combinaison entre le superplastifiant à base de PC et les additions minérales notamment les fillers calcaires et le laitier de haut fourneau surtout avec des taux de substitution élevés (30% pour FC et 60 % pour LHF) a engendré une diminution de la constante visqueuse (Figure 4.3). Ceci montre la bonne compatibilité entre le superplastifiant PC et ces deux additions minérales. Mikanovic et Jolicoeur (2008) ont expliqué cette différence de réaction entre ces superplastifiants, par la forte capacité des PC à disperser les particules de calcaire (les particules dominants la composition du LHF et des FC), en comparaison à celle des PNS, due à la neutralisation partielle de la charge des PNS en présence des ions Ca^{2+} .

4.4.2 Influence sur le seuil d'interface

À partir des résultats illustrés sur la figure 4.7, il apparaît clairement que les valeurs des seuils d'interface des bétons à base des additions minérales (B2F, B2P, B2L) sont élevées par rapport à celle du béton sans additions minérales. Cela confirme que l'utilisation du superplastifiant PNS a un effet néfaste sur la tribologie des bétons étudiés. Cet effet est probablement dû à l'incompatibilité entre ce superplastifiant et les additions minérales testés dans cette étude.

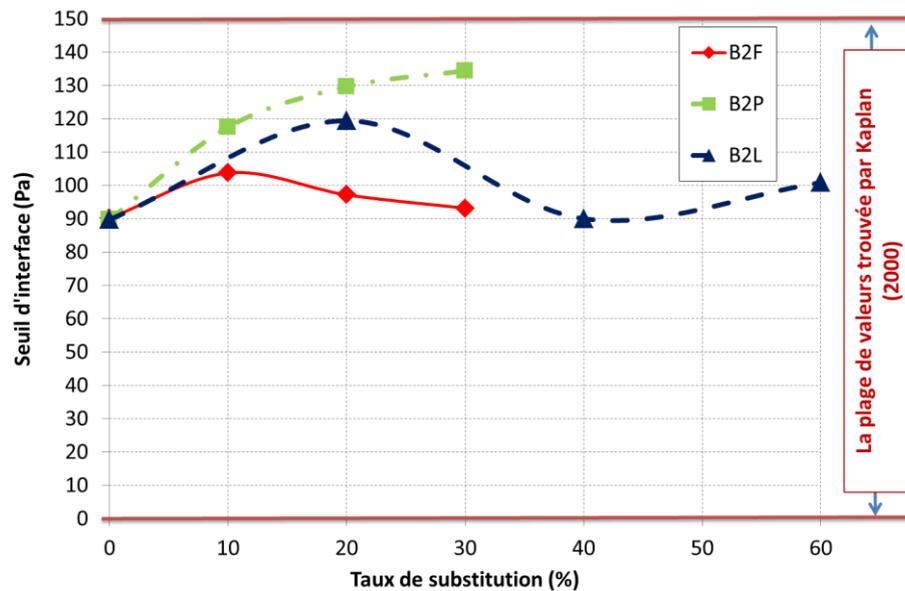


Figure 4.7. Influence des additions minérales sur le seuil d'interface des bétons contenant le superplastifiant PNS

4.4.3 Influence sur l'affaissement

La figure 4.8 montre que l'affaissement des bétons diminue généralement avec le type et le taux d'addition minérale utilisée. Sauf pour les mélanges contenant les fillers calcaires avec des taux de remplacement de 10% et 20% qui présentent une fluidité supérieure à celle du mélange de référence. Ce résultats est similaire à celui trouvé par Taleb et al., (2017).

Les résultats trouvés, montrent aussi que la détermination de l'affaissement du béton n'est plus suffisante pour identifier l'aptitude au pompage des mélanges.

Nous remarquons par exemple, que les bétons qui contiennent 30% de FC et de PZ présentent un affaissement similaire, par contre, ils développent des paramètres tribologiques complètement différents, ce constat a été fait aussi par Chapdelaine (2007). A cet effet, il est important d'effectuer des essais tribométriques pour décrire l'aptitude au pompage d'un béton frais.

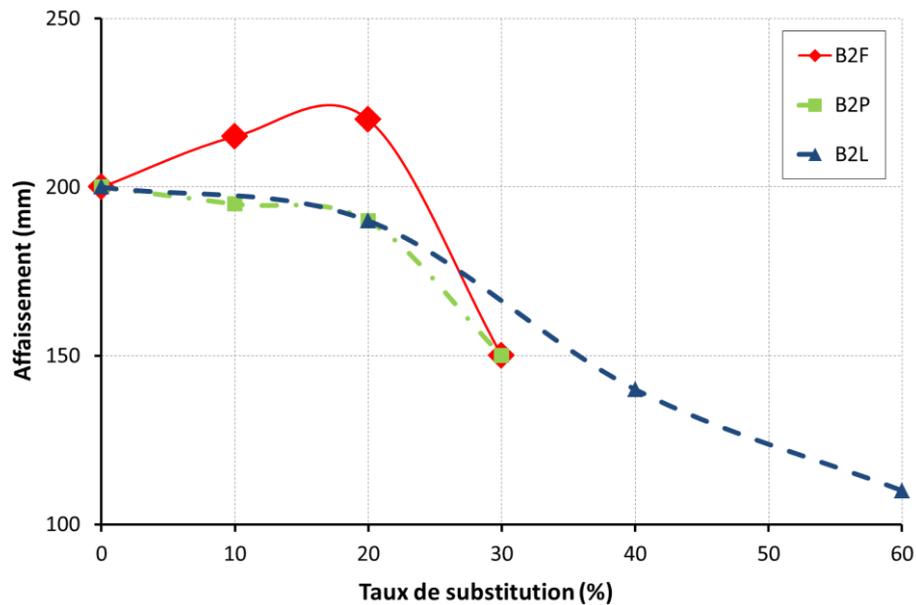


Figure 4.8. Influence des additions minérales sur l'affaissement des bétons contenant le superplastifiant PNS

4.5 Analyse de la couche lubrifiante

Étant donné le rôle important de la couche lubrifiante (CL) qui se forme à la paroi des boyaux de pompage pendant l'écoulement du béton, en participant à la lubrification et la réduction des frottements entre la paroi du tuyau et le béton ce qui améliore la pompabilité, et puisque que ses propriétés sont supposées similaires à celles de la couche formée lors d'un essai tribométrique (Kaplan, 2000 ; Kaplan et al., 2005a,b ; Chapdelaine, 2007 ; Ngo et al., 2010 ; Know et al., 2013a ; Feys et al., 2015). Nous avons opté à analyser les compositions des couches lubrifiantes qui se sont développées au cours des essais tribologiques réalisés, dans le but de déterminer d'une part, l'influence de la composition de ces couches sur la tribologie du béton et d'autre part, l'influence des paramètres de composition étudiés (AM, SP) sur les constituants de ces couches.

L'analyse visuelle des couches lubrifiantes permet de constater que les épaisseurs des CL dépendent de la fluidité du béton. Il est clairement constaté que le béton fluide (Figure 4.9a) a permis de développer une couche lubrifiante épaisse par rapport à celle formée lors de l'essai tribologique effectué sur un béton ferme (Figure 4.9b).

L'analyse de la composition de toutes les couches lubrifiantes a montré qu'elles sont composées de trois constituants : l'eau, le liant et le sable (Figures 4.10, 4.11 et 4.12, 4.13, 4.14, 4.15). Cependant, le pourcentage de chaque constituant dépend de la nature du superplastifiant ainsi que du type et du taux de l'addition minérale utilisée.

Les figures 4.10, 4.11 et 4.12 présentent respectivement le pourcentage des composants de la couche limite des bétons à base des fillers calcaires, de la pouzzolane naturelle et du laitier de haut fourneau et contenant de superplastifiant PC.

La Figure 4.10 montre clairement que l'augmentation du volume de la pâte dans la couche limite est proportionnelle au taux des fillers calcaires utilisés. Cela est principalement dû à la différence qui existe entre la densité absolue du ciment (3.071) et celle des fillers calcaires

(2.75). Ce constat, reste généralement similaire quand les autres additions minérales sont utilisées (cf. Tableau 1).



Figure 4.9. Aspect visuel des couches lubrifiantes formées au cours d'un essai tribologique (a) béton fluide (b) béton ferme

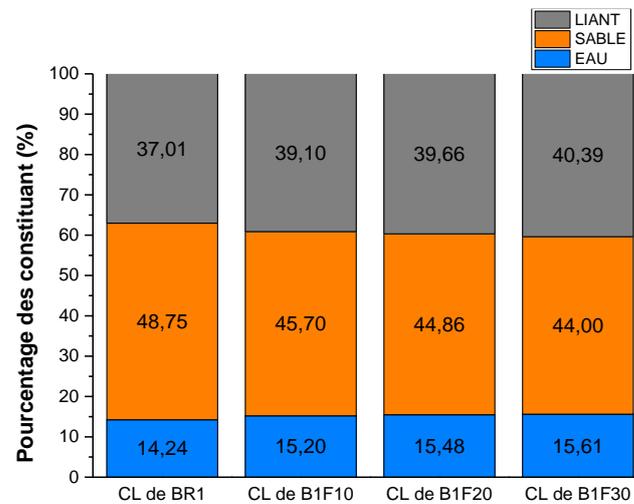


Figure 4. 10. Pourcentage des constituants de la couche limite pour les bétons contenant le superplastifiant PC et les fillers calcaires

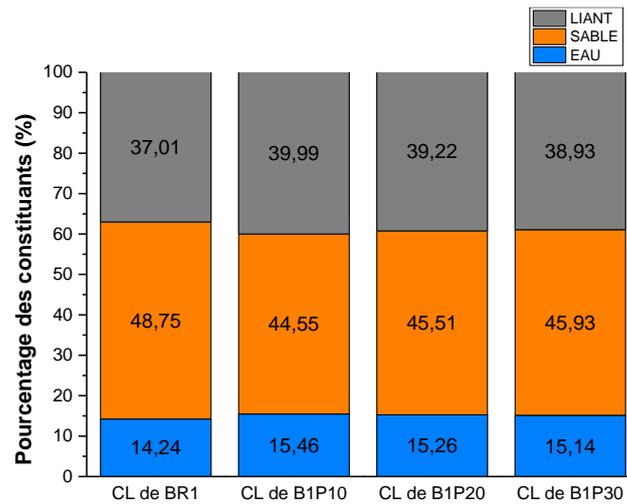


Figure 4. 11. Pourcentage des constituants de la couche limite pour les bétons contenant le superplastifiant PC et la pouzzolane naturelle

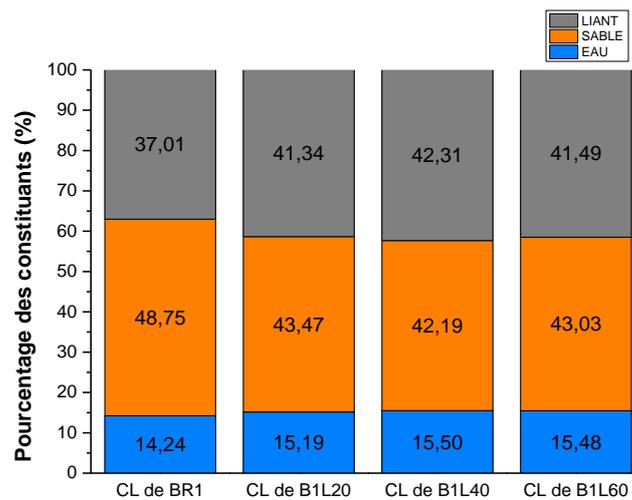


Figure 4. 12. Pourcentage des constituants de la couche limite pour les bétons contenant le superplastifiant PC et le laitier de haut fourneau

Les figures 4.13, 4.14 et 4.15 présentent aussi la variation du pourcentage des constituants de la couche limite pour les bétons à base de PNS en fonction du type et du taux de substitution du ciment par les AM.

D’après ces figures nous observons que l’évolution du volume de la pâte dans la couche limite des bétons contenant le superplastifiant PNS suit généralement la même tendance que celle des bétons contenant le superplastifiant PC et cela est en fonction des taux des additions minérales utilisées.

Toutefois, nous constatons que la combinaison AM-PNS a provoqué une diminution de la quantité de la pâte (liant + eau) dans les couches limites des bétons contenant les différentes additions minérales par rapport au BR2 (Figures 4.13, 4.14, 4.15), par contre, la combinaison AM-PC a provoqué un effet inverse (Figures 4.10, 4.11, 4.12). Cela est peut être expliqué par une meilleure dispersion des particules fines dans le béton par le superplastifiant PC, grâce à leur répulsion stérique et électrostatique, par rapport au superplastifiant PNS. Cette dispersion permet de libérer une quantité importante d'eau dans le béton par rapport à celle libérée en utilisant le PNS. Cette eau va migrée vers la paroi du cylindre apportant avec elle les particules fines menant ainsi à une augmentation du volume de la pâte dans la couche limite.

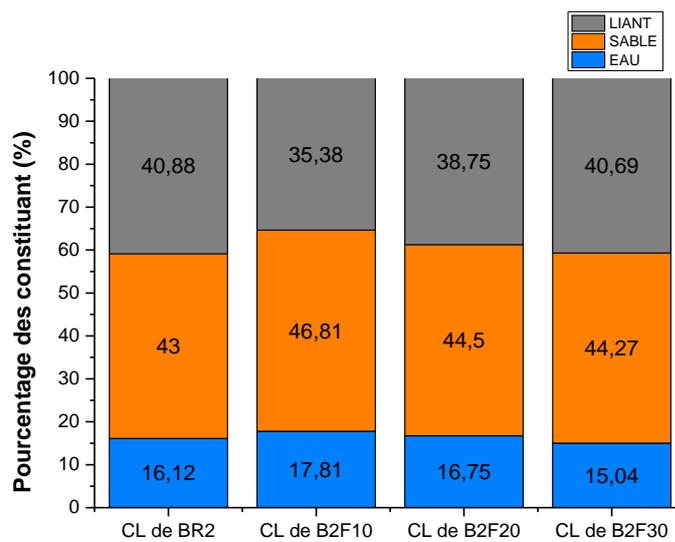


Figure 4. 13. Pourcentage des constituants de la couche limite pour les bétons contenant le superplastifiant PNS et les fillers calcaires

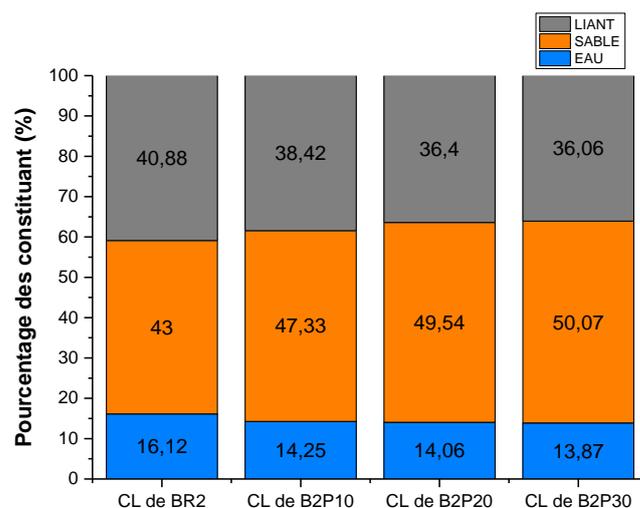


Figure 4. 14. Pourcentage des constituants de la couche limite pour les bétons contenant le superplastifiant PNS et la pouzzolane naturelle

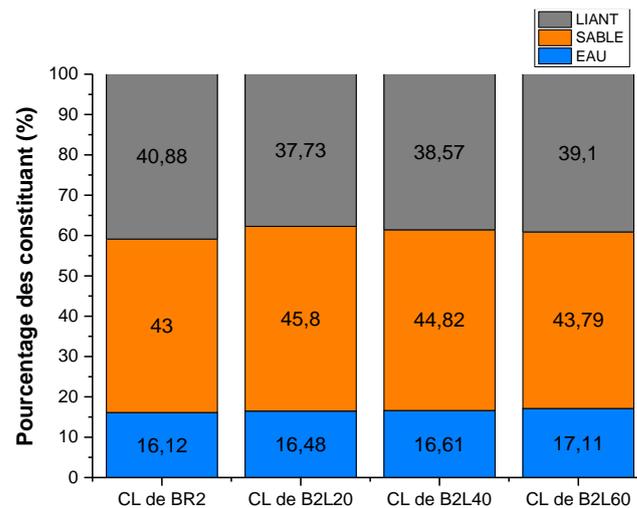


Figure 4. 15. Pourcentage des constituants de la couche limite pour les bétons contenant le superplastifiant PNS et le laitier de haut fourneau

À cet effet, nous avons pensé qu'il est intéressant d'évaluer l'effet de la quantité de la pâte dans la couche limite sur la constante visqueuse des bétons. Pour ce faire, une courbe présentant la variation de la constante visqueuse en fonctions de la quantité de la pâte dans la couche lubrifiante a été tracée. Il faut noter que le choix de déterminer cet effet uniquement sur la constante visqueuse est justifié par l'importance de ce paramètre tribologique pour la caractérisation des frottements à l'interface béton-paroi des tuyaux par rapport au seuil d'interface.

Les résultats illustrés sur les figures 4.16 montrent clairement qu'il existe une corrélation significative entre la quantité de la pâte dans la couche limite et la constante visqueuse pour tous les bétons testés.

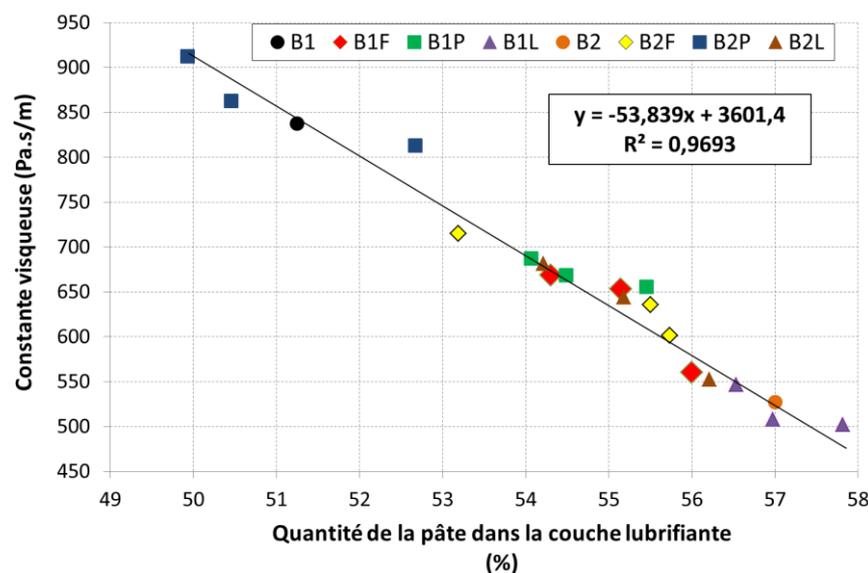


Figure 4. 16. Variation de la constante visqueuse en fonction de la quantité de la pâte dans la couche limite des bétons testés

Ce constat peut expliquer le rôle important que peut jouer la quantité de pâte présente dans la couche limite dans la diminution de la constante visqueuse et donc dans l'atténuation des frictions entre le béton et la paroi du tuyau de pompage. Ces résultats mettent aussi en évidence le rôle important de la composition de la couche limite dans l'amélioration de la pompabilité. Il est donc clair que l'incorporation des additions minérales dans le béton a une grande incidence sur la pompabilité du béton.

L'analyse granulométrique a révélé que la distribution granulométrique des sables qui constituent les couches limites (SCL) est riche en éléments inférieures à 2 mm comme le montre la figure 4.17. Nous pouvons remarquer aussi que la distribution granulométrique du sable de la couche limite est à peu près similaire à celle du sable du béton et la différence entre les courbes est plus significative pour les éléments qui ont un diamètre entre 0,2 mm et 0,315 mm. Il est important de noter que cette distribution granulométrique est presque identique pour l'ensemble des bétons étudiés. De ce fait, nous pouvons conclure que la distribution granulométrique du SCL ne dépend pas du type d'additions utilisé.

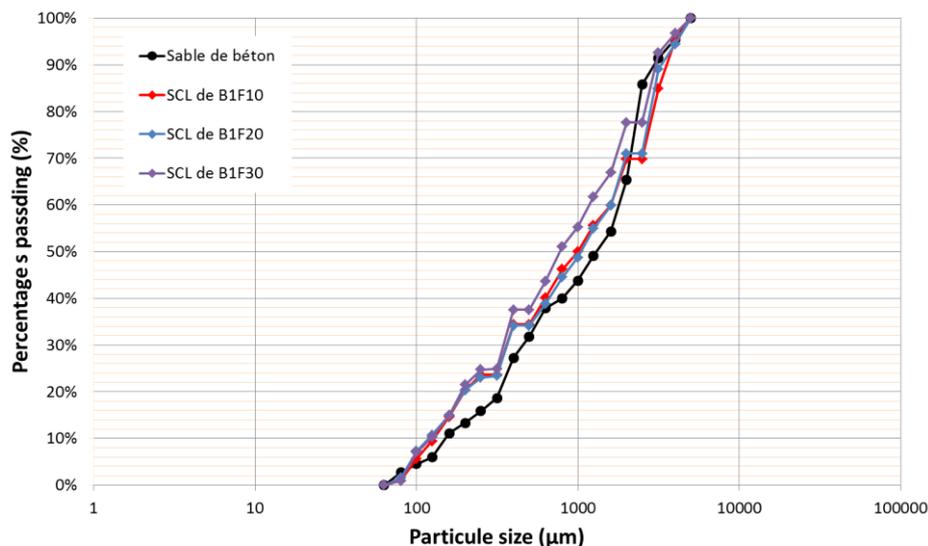


Figure 4. 17. Distribution granulométrique du sable de la couche limite (exemple du béton contenant le superplasiifiant PC et les fillers calcaires)

4.6 Influence des additions minérales sur la résistance à la compression des bétons

Les résistances à la compression de l'ensemble des mélanges formulés ont été testées à différentes échéances (7, 28, 56, 90 jours). Il faut mentionner que les valeurs obtenues représentent la moyenne des résistances de trois cylindres testés pour chaque béton et ceci à chaque échéance.

Les résistances à la compression à 28 jours pour l'ensemble des bétons contenant le superplastifiant PC sont comprises entre 28 et 34,5 MPa, ces valeurs sont supérieures à la valeur minimale exigée par le Bureau National Algérien de Contrôle Technique de la Construction (27 MPa).

La Figure 4.18 présente l'évolution de la résistance à la compression des bétons à base de PC en fonction du dosage en fillers calcaires et aussi en fonction de l'âge du béton. D'après cette figure, nous remarquons que la résistance à la compression à 28 jours du béton contenant 10% de fillers calcaires est élevée par rapport à celle du béton de référence. Cette amélioration de la résistance est observée aussi à long terme. Ces résultats sont en concordance avec les résultats d'El Bahi et al., (2016). Cependant, il semble que les résistances des bétons B1F20 et B1F30 sont toujours inférieures par rapport à celles du béton de référence quel que soit l'âge du béton. Cela signifie que le taux de 10% des fillers calcaire est optimal pour améliorer la résistance.

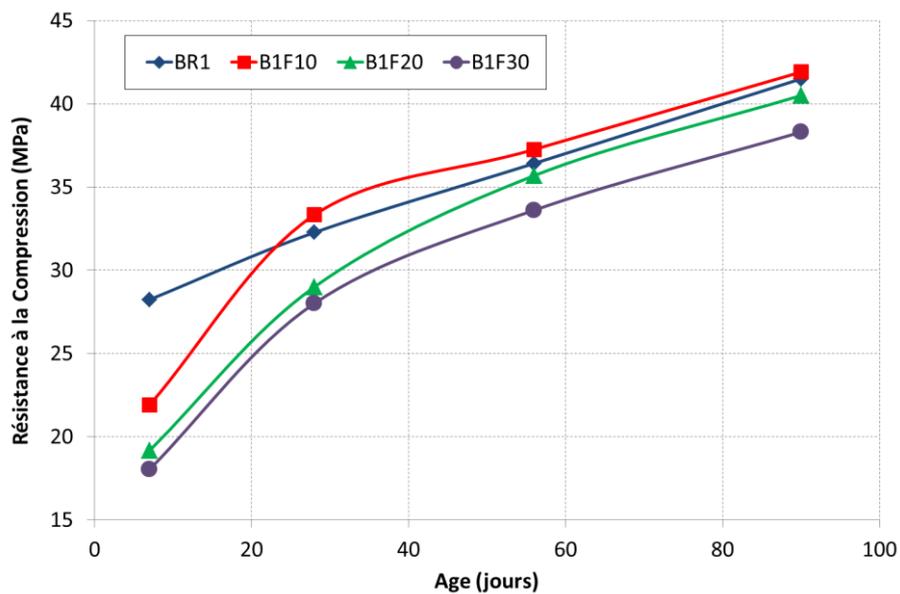


Figure 4. 18. Influence des fillers calcaires sur la résistance à la compression des bétons contenant le superplastifiant PC

En ce qui concerne la pouzzolane naturelle, nous remarquons que l'incorporation de cette addition dans la composition du béton améliore généralement sa résistance au-delà de 56 jours et ceci pour les bétons contenant le superplastifiant PC (Figure 4.19).

Les résultats présentés sur la figure 4.20 permettent de constater que le remplacement du ciment par le laitier de haut fourneau avec des taux de 20 % et 40% a un effet négatif sur la résistance des bétons quel que soit l'âge de durcissement. Cependant, la substitution du ciment par 60% LHF cause une augmentation de la résistance à la compression et cela à partir de 28 jours. Ce résultat confirme celui de Dinakar et al., (2013) qui ont suggéré que le taux de laitier dans le béton doit être supérieur à 60% de la masse du liant afin d'assurer une meilleure résistance du béton.

L'effet des additions minérales sur la résistance à la compression des bétons en présence du superplastifiant PNS n'est pas bénéfique car les résistances des bétons contenant ces additions aux âges de 7, 28 et 56 jours sont inférieures à la résistance du béton de référence (Figures 4.21, 4.22, 4.23). Sauf qu'à l'âge de 90 jours, les bétons contenant 10% de FC et 10, 20 et 30% de PN ont développé une résistance supérieure par rapport au béton de référence. Il faut noter que malgré la diminution de la résistance à la compression des bétons en présence des

additions minérales mais leurs valeurs répondent aux exigences du Bureau National Algérien du Contrôle Technique de la Construction.

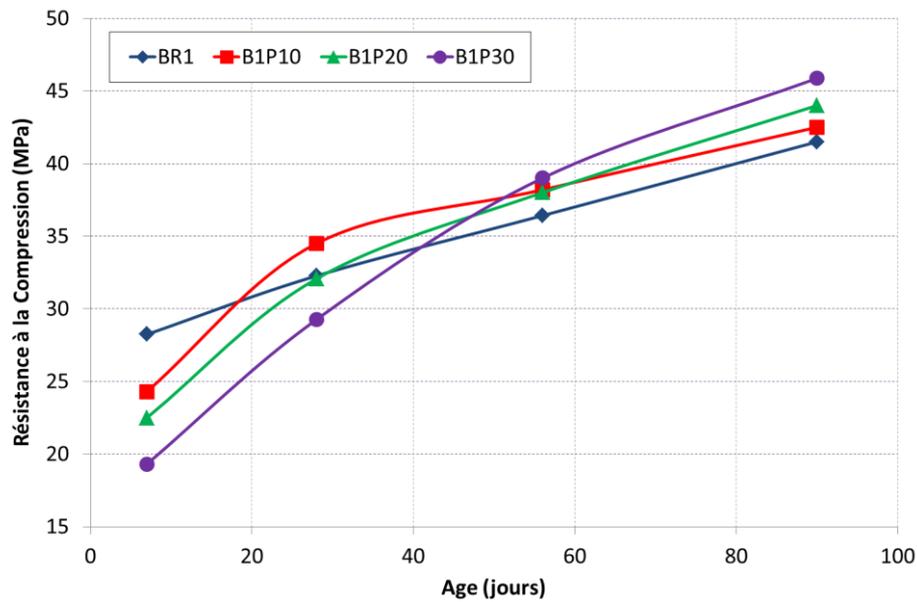


Figure 4. 19. Influence de la pouzzolane naturelle sur la résistance à la compression des bétons contenant le superplastifiant PC

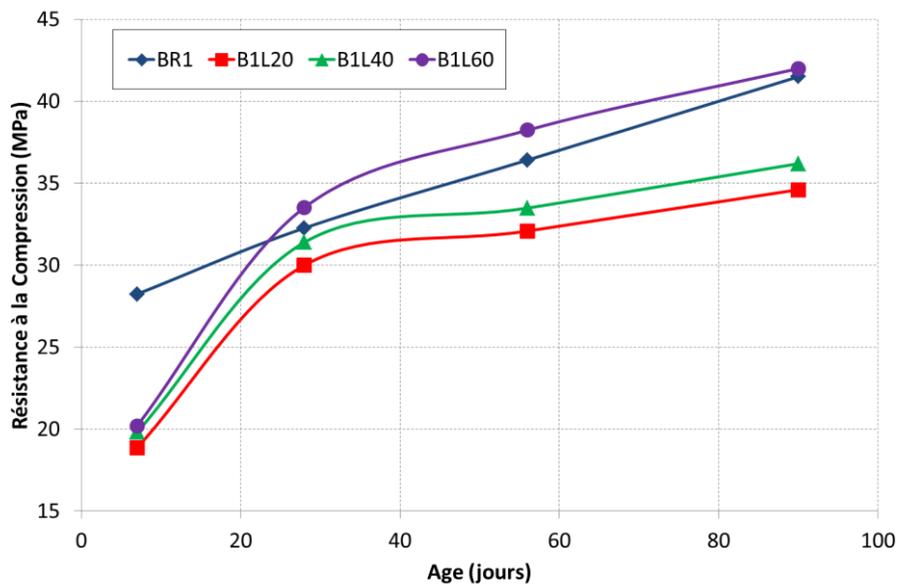


Figure 4. 20. Influence du laitier de haut fourneau sur la résistance à la compression des bétons contenant le superplastifiant PC

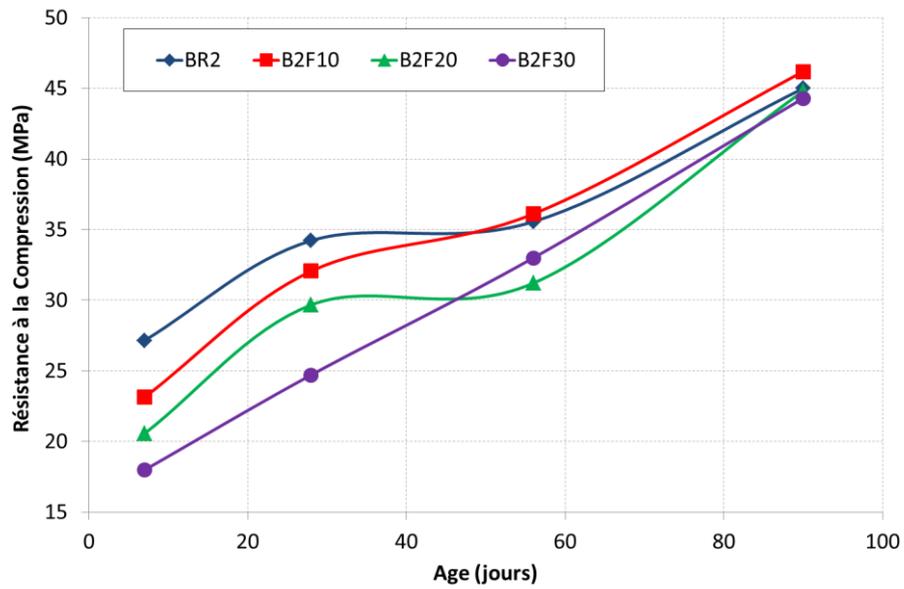


Figure 4. 21. Influence des fillers calcaires sur la résistance à la compression des bétons contenant le superplastifiant PNS

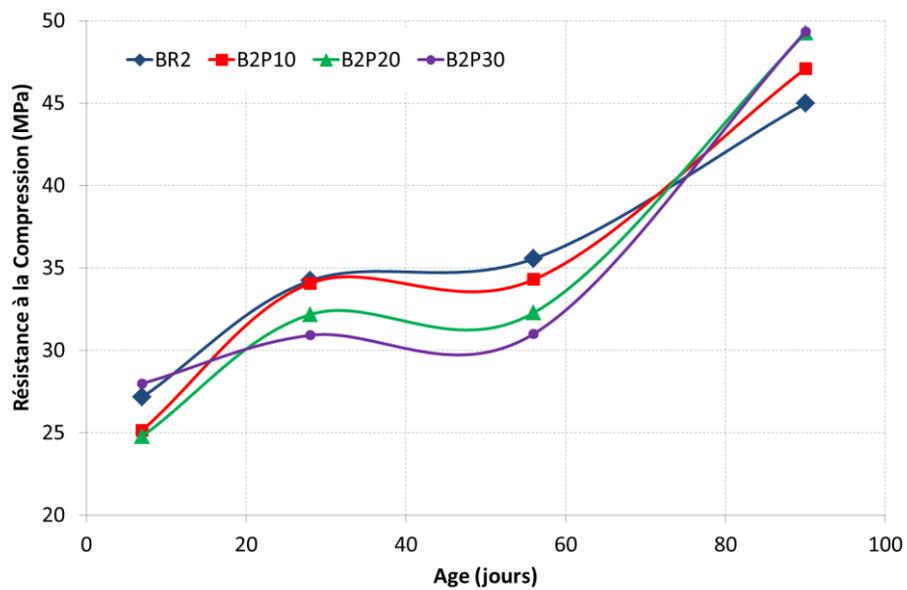


Figure 4. 22. Influence de la pouzzolane naturelle sur la résistance à la compression des bétons contenant le superplastifiant PNS

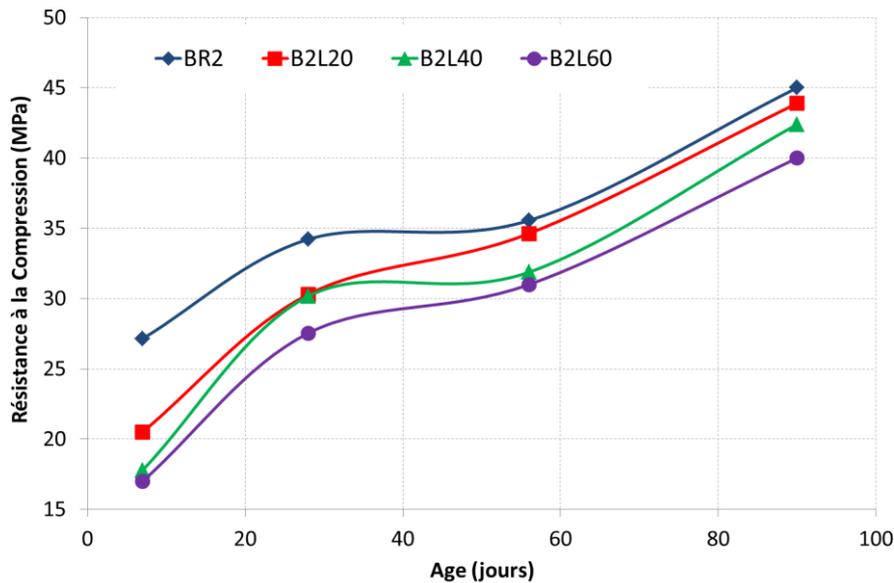


Figure 4. 23. Influence du laitier de haut fourneau sur la résistance à la compression des bétons contenant le superplastifiant PNS

4.7 Influence des additions minérales sur la porosité accessible à l'eau des bétons

La porosité accessible à l'eau est considérée comme un paramètre de premier ordre dans l'évaluation et la prévision de la durabilité des bétons. C'est un indicateur de la qualité du matériau car il conditionne la plupart des phénomènes physico-chimiques internes pouvant conduire à sa dégradation (Touil, 2017).

Les Figures 4.24 et 4.25 montrent que selon les classes de durabilité recommandées par AFGC (2004), les bétons testés ont une durabilité élevée à 90 jours grâce aux valeurs faibles de la porosité. Nous constatons aussi que la porosité tend à diminuer avec l'âge du béton.

Quant à l'effet des additions minérales sur ce paramètre, il semble que l'ajout des FC engendre une augmentation de la porosité des bétons à base de PC à 90 jours de cure, cet effet s'amplifie avec le dosage en FC. Par contre, le remplacement du ciment par 10% de PZ et 60% de LHF améliore la durabilité des bétons à base de PC en diminuant leur porosité (Figure 4.24).

Les bétons contenant les fillers calcaires et le superplastifiant PNS ont des porosités comparables à celles des bétons de référence. Cependant, la combinaison entre le LHF et ce superplastifiant provoque une augmentation de la porosité des bétons. En ce qui concerne la pouzzolane, nous observons une diminution de la porosité des bétons contenant cette addition par rapport au béton de référence (Figure 4.25).

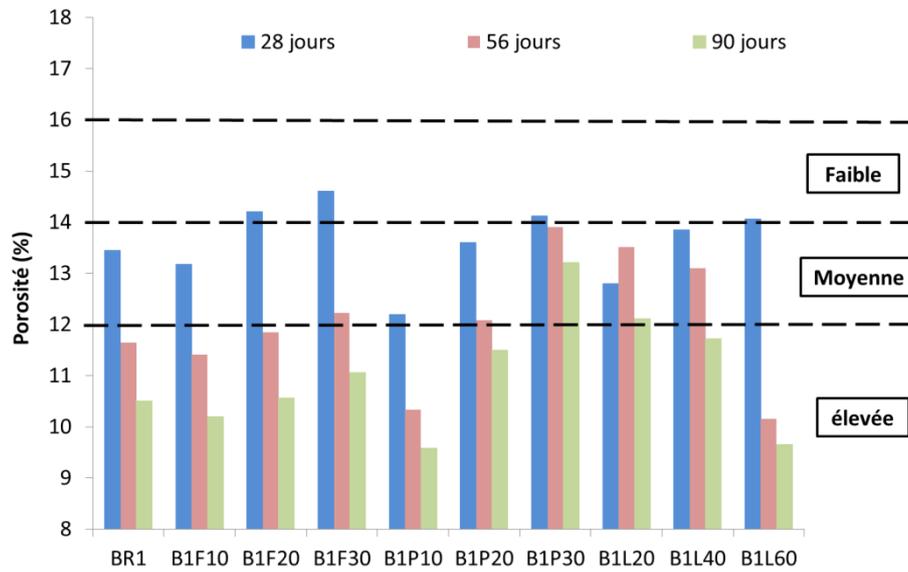


Figure 4. 24. Influence des additions minérales sur la porosité des bétons contenant le superplastifiant PC

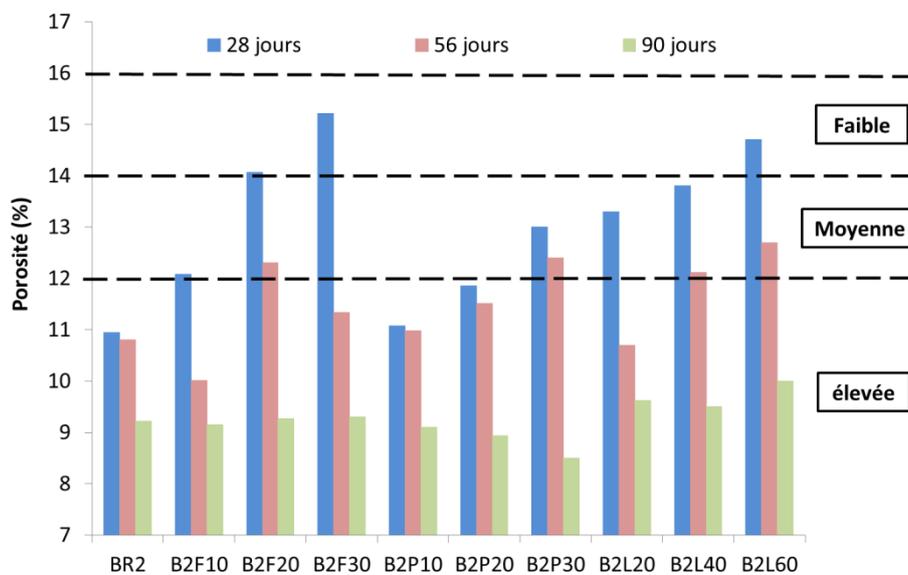


Figure 4. 25. Influence des additions minérales sur la porosité des bétons contenant le superplastifiant PNS

4.8 Corrélation entre la tribologie des bétons et la rhéologie des mortiers correspondants

L'étude corrélative a été menée uniquement entre les bétons contenant les fillers calcaires et le laitier de haut fourneau combinés avec le superplastifiant PC et leurs mortiers dérivés (MB et MBE). Nous avons sélectionné ces bétons car ils ont un meilleur comportement tribologique par rapport aux autres mélanges.

4.8.1 Corrélation entre l'affaissement des bétons et des mortiers correspondants

L'étude corrélative entre l'affaissement des bétons et l'étalement des mortiers associés a montré qu'il existe une relation linéaire entre l'affaissement des bétons et l'étalement de ses mortiers de bétons équivalent (MBE) avec un coefficient de détermination de 0,807 pour les mélanges contenant les fillers calcaires (Figure 4.26a) et un coefficient de détermination égale à 0,985 pour ceux qui contiennent le laitier de haut fourneau (Figure 4.26b). En revanche, la corrélation entre l'affaissement des bétons et l'étalement de ses mortiers de bétons (MB) n'est pas satisfaisante pour l'ensemble des mélanges (Figure 4.27).

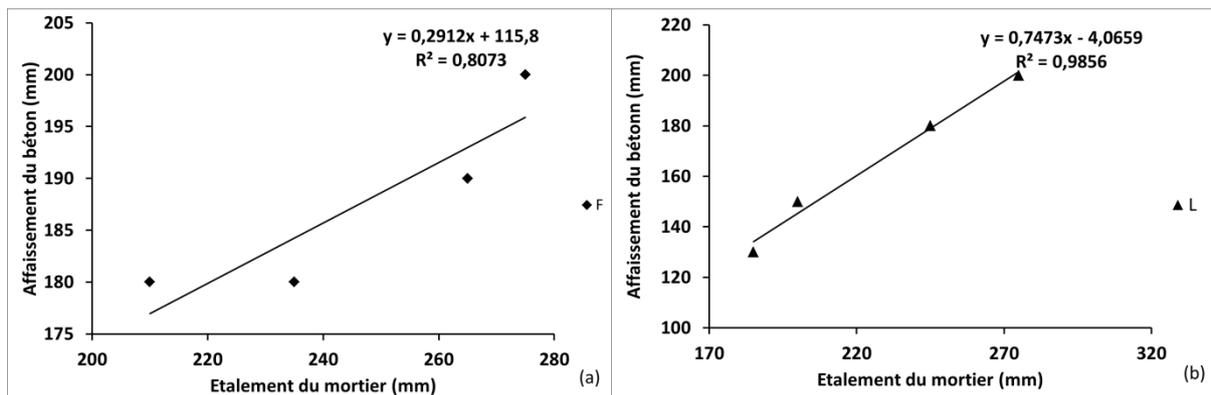


Figure 4. 26. Relation entre l'affaissement des bétons et l'étalement des MBE : (a) échantillons contenant les fillers calcaires, (b) échantillons contenant le laitier de haut fourneau

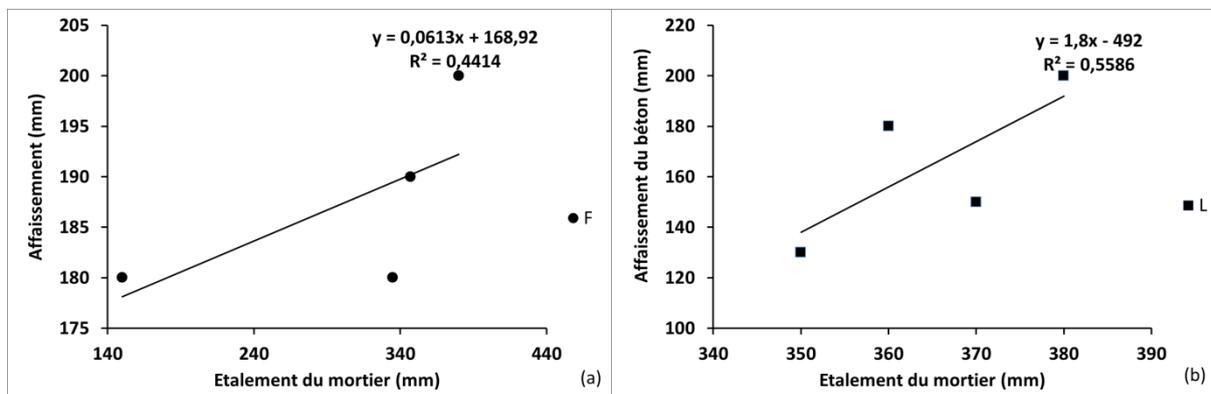


Figure 4. 27. Relation entre l'affaissement des bétons et l'étalement des MB : (a) échantillons contenant les fillers calcaires, (b) échantillons contenant le laitier de haut fourneau

4.8.2 Corrélation entre la rhéologie des MB et la tribologie des bétons

D'après les Figures 4.28 et 4.29, nous remarquons que les coefficients de détermination R^2 obtenus sont très faibles et par conséquent aucun lien n'est établi entre les paramètres tribologiques et rhéologiques des mélanges testés. Cela peut être dû à la quantité de graviers retirée ce qui affecte le frottement interne dans les MB.

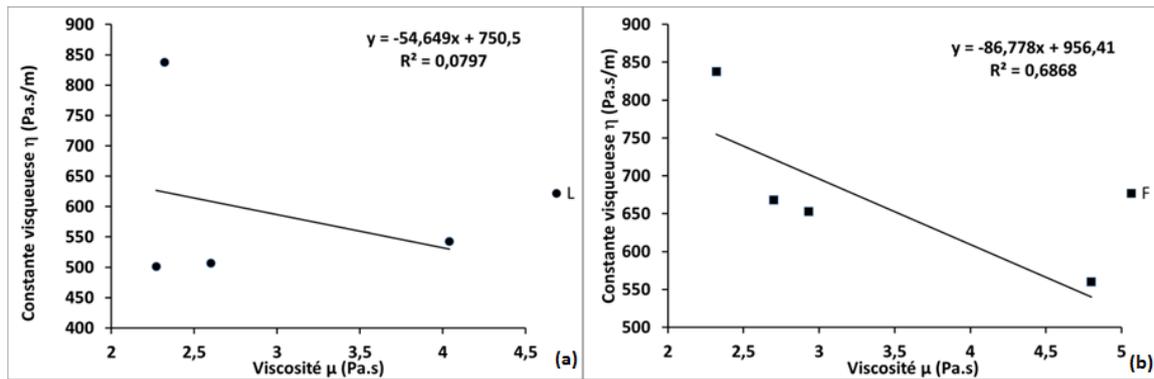


Figure 4. 28. Relation entre la constante visqueuse des bétons et la viscosité des MB : (a) échantillons contenant le laitier de haut fourneau, (b) échantillons contenant les fillers calcaires

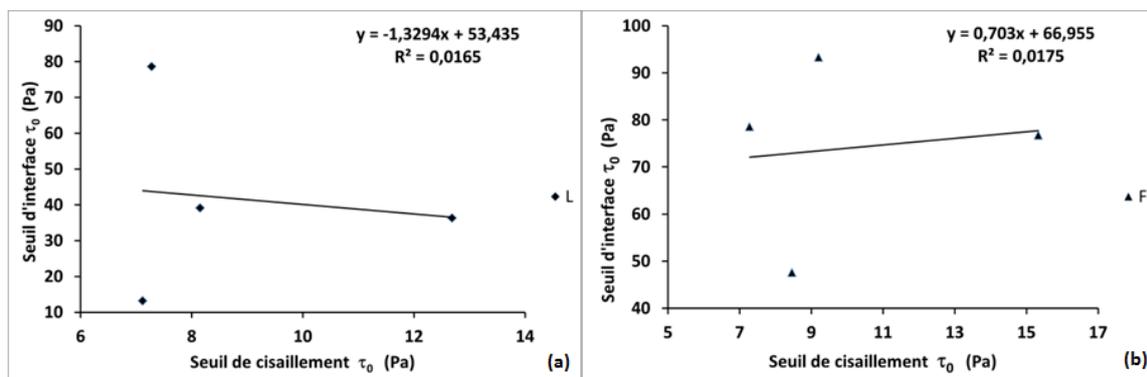


Figure 4. 29. Relation entre le seuil d'interface des bétons et le seuil de cisaillement des MB : (a) échantillons contenant le laitier de haut fourneau, (b) échantillons contenant les fillers calcaires

4.8.3 Corrélation entre la rhéologie des MBE et la tribologie des bétons

Les figures 4.30 et 4.31 montrent qu'il y a une meilleure corrélation entre la tribologie des bétons et la rhéologie des MBE correspondants. Il semble que le comportement des matériaux (béton-mortier) est presque identique. Cela est peut-être causé par l'ajout d'une quantité de sable ayant la même surface granulaire que celle des gravillons retirés. Selon Schwartzentruber et al., (2000) l'importance de l'ajout de sable pour avoir la même surface de granulats dans le béton que dans le mortier de béton équivalent réside dans le fait que les quantités de pâte et de sable qui adhèrent aux gravillons sont proportionnelles à la surface des gravillons.

Nous remarquons aussi que les paramètres rhéologiques des MBE ont une influence significative sur la tribologie des bétons par rapport à ceux des MB, cela est peut-être dû au dosage élevé de sable dans les mortiers de béton équivalent (MBE) par rapport à celui des mortiers de béton (MB) (cf. Chapitre 3, Tableau 3.7). Ce qui engendre un dosage élevé des fines présentées dans le sable et cela augmente d'une part, le besoin en eau (Nanthagopalan et al., 2011) et d'autre part, la demande en superplastifiant pour maintenir une certaine ouvrabilité (Quiroga, 2003), par conséquent, la fluidité du MBE diminue et la valeur de ses paramètres rhéologiques augmente, d'où la rhéologie et la tribologie du béton augmentent.

Peut-être que c'est pour cette raison que nous n'avons pas trouvé une corrélation entre les propriétés des bétons et ceux des MB associés.

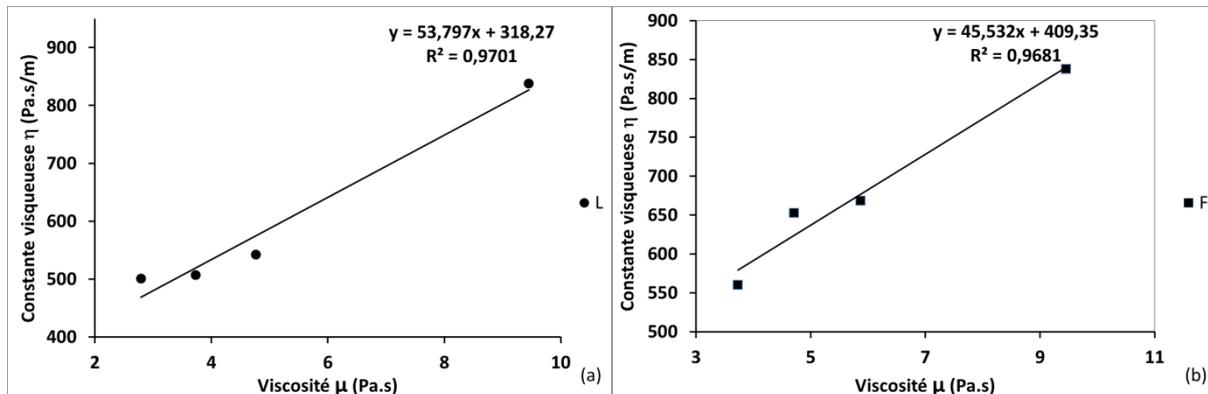


Figure 4. 30. Relation entre la constante visqueuse des bétons et la viscosité des MBE : (a) échantillons contenant le laitier de haut fourneau, (b) échantillons contenant les fillers calcaires

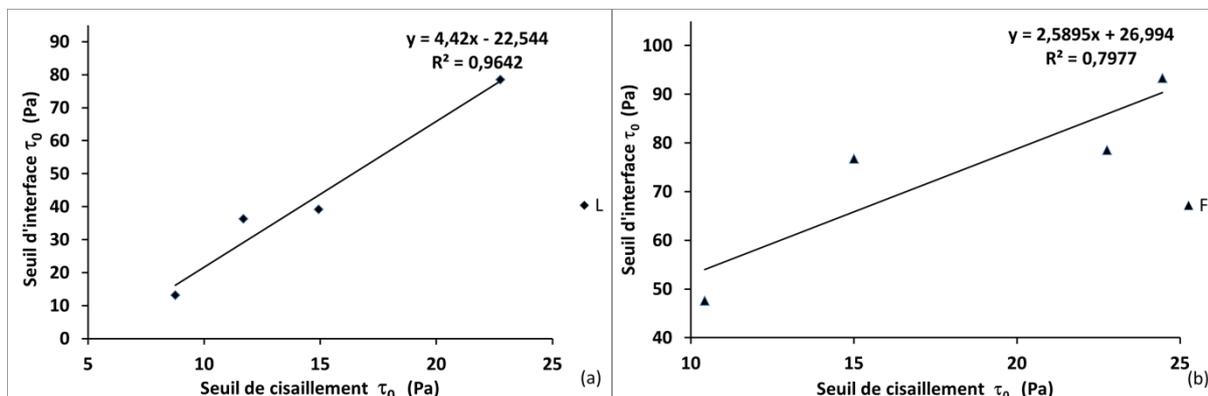


Figure 4. 31. Relation entre le seuil d'interface des bétons et le seuil de cisaillement des MBE : (a) échantillons contenant le laitier de haut fourneau, (b) échantillons contenant les fillers calcaires

4.9 Conclusion

L'aptitude au pompage du béton est influencée par les paramètres de composition. Dans cette étude, un intérêt particulier a été donné à l'effet de la combinaison entre les additions minérales locales et les superplastifiants sur la pompabilité des bétons en mesurant les paramètres tribologiques. En se basant sur les résultats du programme expérimental présenté ci-dessus, les conclusions suivantes peuvent être tirées:

- Le comportement tribologique des bétons testés est linéaire car la contrainte de frottement à l'interface varie linéairement en fonction de la vitesse de glissement.
- Le taux de substitution des additions minérales et leurs natures modifient les paramètres tribologiques en réduisant généralement la constante visqueuse des bétons examinés. Les résultats obtenus dans cette étude ont montré aussi que la substitution du ciment par 30% des fillers calcaires et par 60% du laitier de haut fourneau pour les bétons à base de PC améliore le pompage du béton en diminuant la constante

visqueuse de ce dernier par rapport à celle du béton de référence. En ce qui concerne la pouzzolane, un taux de substitution de 10% réduit la constante visqueuse, en revanche, son utilisation au-delà de ce seuil entraîne une diminution significative de l'affaissement et un accroissement des frottements à l'interface.

- L'incompatibilité entre le superplastifiant PNS et les additions minérales a été traduite par une augmentation des paramètres tribologiques ce qui affecte négativement la pompabilité du béton.
- L'analyse de la composition de la couche limite de chaque béton étudié a montré que cette couche se constitue du liant, sable et eau. Ainsi nous avons constaté que cette composition change avec le changement du type et du taux d'addition minérale et la nature en superplastifiant. Cette analyse a montré aussi que l'incorporation des additions minérales avec différents taux de substitution de la masse du ciment provoque une variation de la quantité de la pâte que contient chacune de ces couches. De plus, l'augmentation de la quantité de la pâte de la couche limite entraîne une baisse de la constante visqueuse des bétons ce qui améliore la pompabilité.
- La distribution granulométrique du sable de la couche limite est à peu près identique à celle du sable du béton pour l'ensemble des formulations étudiées et la différence entre les courbes est plus significative pour les éléments qui ont un diamètre entre 0,2 mm et 0,315 mm.
- La réalisation de ces essais tribologiques nous a permis de mettre en évidence les frottements à l'interface béton-paroi de la tuyauterie et aussi de caractériser les paramètres affectant le pompage des bétons, ces paramètres peuvent être modifiés afin de formuler des bétons pompables. De plus, nous avons montré non seulement le rôle important de la couche limite dans l'amélioration de la pompabilité mais aussi l'effet bénéfique de l'augmentation du volume de la pâte dans cette couche limite sur la constante visqueuse grâce à l'utilisation des additions minérales.
- L'étude corrélative entre les propriétés du béton et ceux des mortiers correspondants a montré l'existence des corrélations satisfaisantes entre le comportement du béton à l'état frais et son MBE correspondant et cela pour l'ensemble des mélanges étudiés.
- La relation établie entre l'affaissement des bétons et l'étalement des mortiers MBE associés est une relation linéaire obtenue avec des coefficients de détermination de 0,807 et 0,985 respectivement pour les mélanges contenant les fillers calcaires et ceux contenant le laitier de haut fourneau.
- La tribologie des bétons est beaucoup plus influencée par la rhéologie des mortiers MBE correspondants que par celle des mortiers MB, cela est peut-être dû à la composition des MBE qui consiste à remplacer les graviers par une certaine quantité de sable ayant la même surface granulaire que les graviers.
- Une meilleure corrélation a été trouvée entre les paramètres tribologiques des bétons et les paramètres rhéologiques des MBE avec des coefficients de déterminations R^2 proches de 1. Cependant, il n'existe aucune corrélation entre le comportement de béton à l'état frais et son MB correspondant et cela pour l'ensemble des mélanges étudiés.

CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES

La revue bibliographique a montré que la caractérisation de la pompabilité peut être basée sur des essais effectués sur un échantillon de béton avant le pompage afin de prédire son aptitude à ce processus. De plus, il a été montré le rôle important de la couche lubrifiante, qui se forme entre le béton et la paroi des tuyaux de pompage dans l'écoulement du béton et qui nécessite donc une étude approfondie sur sa composition.

En outre, la littérature a fait ressortir le rôle important de la substitution du ciment par les additions minérales dans la formulation du béton non seulement, sur les propriétés du mélange aux états frais et durci, mais aussi sur le côté économique et écologique. Malgré cela, les études de l'influence de ces additions sur la tribologie et le pompage du béton ainsi que de leurs compatibilités avec les superplastifiants restent limitées surtout pour les matériaux locaux.

De plus, les études antérieures ont montré que les essais à l'échelle réduite sur des mortiers peuvent être utilisés pour évaluer l'effet de la composition du mélange sur les propriétés rhéologiques des bétons correspondants. Afin de compléter les éléments bibliographiques présentés, cette recherche s'est dirigée vers l'étude de l'influence des additions minérales en présence des superplastifiants sur la tribologie des bétons.

Le premier objectif de cette recherche était d'évaluer l'effet de la combinaison entre les additions minérales locales (les fillers calcaires, la pouzzolane naturelle et le laitier de haut fourneau) et les superplastifiants de différentes générations (superplastifiant à base de Polynaphtalène Sulfonate (PNS) et celui à base de polycarboxylate (PC)) sur la tribologie des bétons. D'où un intérêt particulier a été porté à l'étude des deux paramètres qui gouvernent la pompabilité des bétons à savoir, le seuil d'interface et de la constante visqueuse. Le second objectif consiste à déterminer les compositions des couches lubrifiantes qui peuvent être formées au cours des essais tribologiques. Pour atteindre ces deux objectifs, un programme expérimental a été suivi en se basant sur des essais effectués par un tribomètre rotatif. Ensuite, une étude corrélative entre les paramètres tribologiques des bétons et les paramètres rhéologiques de leurs mortiers dérivés (MB et MBE) a été menée dans le but de savoir s'il est possible de caractériser la pompabilité du béton à partir de la rhéologie de ces mortiers dérivés afin de limiter la lourdeur des études expérimentales sur le béton.

A partir des résultats trouvés, nous pouvons dresser la liste des conclusions suivantes :

- Le comportement tribologique des bétons testés est linéaire car l'évolution de la contrainte de frottement en fonction de la vitesse de glissement est linéaire.
- Le taux de substitution des additions minérales et leurs natures modifient les paramètres tribologiques en réduisant généralement la constante visqueuse des bétons examinés. Les résultats obtenus dans cette étude ont montré aussi que la substitution du ciment par 30% des fillers calcaires et par 60% du laitier de haut fourneau pour les

bétons à base de PC améliore le pompage du béton en diminuant la constante visqueuse de ce dernier par rapport à celle du béton de référence. En ce qui concerne la pouzzolane, un taux de substitution de 10% réduit la constante visqueuse, en revanche, son utilisation au-delà de ce seuil entraîne une diminution significative de l'affaissement et un accroissement des frottements à l'interface.

- L'incompatibilité entre le superplastifiant PNS et les additions minérales a été traduite par une augmentation des paramètres tribologiques ce qui affecte négativement la pompabilité du béton.
- L'analyse de la composition de la couche limite de chaque béton étudié a montré que cette couche se constitue du liant, sable et eau. Ainsi, nous avons constaté que cette composition change avec le changement du type et du taux d'addition minérale et de la nature en superplastifiant. Cette analyse a montré aussi, que l'incorporation des additions minérales avec différents taux de substitution de la masse du ciment provoque une variation de la quantité de la pâte que contient chacune de ces couches. De plus, l'augmentation de la quantité de la pâte de la couche limite entraîne une baisse de la constante visqueuse des bétons ce qui améliore la pompabilité.
- La réalisation des essais tribologiques nous a permis de mettre en évidence les frottements à l'interface béton-paroi de la tuyauterie et aussi de caractériser les paramètres affectant le pompage des bétons, ces paramètres peuvent être modifiés afin de formuler des bétons pompables. De plus, nous avons montré non seulement le rôle important de la couche limite dans l'amélioration de la pompabilité mais aussi l'effet bénéfique de l'augmentation du volume de la pâte dans cette couche limite sur la constante visqueuse grâce à l'utilisation des additions minérales.
- L'étude corrélatrice entre les propriétés du béton et ceux des mortiers correspondants a montré l'existence de corrélations satisfaisantes entre le comportement du béton à l'état frais et son MBE correspondant et cela pour l'ensemble des mélanges étudiés.
- La relation établie entre l'affaissement des bétons et l'étalement des mortiers MBE associés est une relation linéaire obtenue avec des coefficients de détermination de 0,807 et 0,985 respectivement pour les mélanges contenant les fillers calcaires et ceux contenant le laitier de haut fourneau.
- La tribologie des bétons est beaucoup plus influencée par la rhéologie des MBE correspondants que par celle des MB, cela est peut-être dû à la composition des MBE qui consiste à remplacer les graviers par une certaine quantité de sable ayant la même surface granulaire que les graviers.
- Une meilleure corrélation a été trouvée entre les paramètres tribologiques des bétons et les paramètres rhéologiques des MBE avec des coefficients de détermination R^2 proches de 1. Cependant, il n'existe aucune corrélation entre le comportement de

béton à l'état frais et son MB correspondant et cela pour l'ensemble des mélanges étudiés.

PERSPECTIVES

Notre investigation laisse la porte ouverte sur d'autres contributions à l'avenir afin d'enrichir cette recherche par des travaux complémentaires :

- Étudier la tribologie des bétons à base de matériaux locaux en utilisant d'autres types d'additions minérales ou de superplastifiants.
- Étudier la tribologie des BAP et des BHP.
- Développer des corrélations entre les grandeurs rhéologiques et tribologiques des bétons étudiés.
- Élargir cette étude vers des essais à grande échelle en utilisant la pompe à béton et déterminer des modèles théoriques en prédisant les paramètres de pompage (Pression, Débit).

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Abdulkareem, O.M., Ben Fraj, A., Bouasker, M., Khelidj, A. (2018). Mixture design and early age investigations of more sustainable UHPC. *Construction and Building Materials*, 163, 235–246. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.12.107>
- Adjoudj, M. (2015). Effet des additions minérales et organiques sur le comportement rhéologique du béton. Thèse de doctorat. Université de Chlef, Algérie, 161 pages.
- Adjoudj, M., Ezziane, K., Kadri, E.H., Ngo, T.T., Kaci, A. (2014). Evaluation of rheological parameters of mortar containing various amounts of mineral addition with polycarboxylate superplasticizer. *Construction and Building Materials*, 70, 549-559. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.07.111>
- Ahmad, S., Mohaisen, K. O., Adekunle, S. K., Al-Dulaijan, S. U., & Maslehuddin, M. (2019). Influence of admixing natural pozzolan as partial replacement of cement and microsilica in UHPC mixtures. *Construction and Building Materials*, 198, 437-444. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.11.260>
- Al Bakri, A. M. M., Norazian, M. N., Kamarudin, H., Mohd Salleh, M. A. A., & Alida, A. (2013). Strength of Concrete Based Cement Using Recycle Ceramic Waste as Aggregate. *Advanced Materials Research*, 740, 734-738.
- Alexanderand, M., Mindness, S. (2005). *Aggregates in Concrete*, Taylor and Francis Group, London, UK, 2005. <https://doi.org/10.1201/9781482264647>
- Arivalagan, S. (2014). Sustainable Studies on Concrete with GGBS as a Replacement Material in Cement. *Jordan Journal of Civil Engineering*, 8(3), 8.
- Assaad, J., Khayat, K.H. (2004). Assessment of thixotropy of self- consolidating concrete and concrete-equivalent-mortar – Effect of binder composition and content. *ACI Materials Journal*, 101(5), 400 – 408.
- Assaad, J., Yehia, D. (2016). Use of the Equivalent Mortar Phase to Assess Thixotropy of Fresh SCC – Prediction of Interfacial Bond Strength between Successive Placement Lifts. *Applied Rheologie*, 26, 42759. <https://doi.org/10.3933/applrheol-26-42759>
- Association Américaine des Bétons Pompés ACPA C 101, (2008). *A guide to understanding the qualities of concrete and how they affect pumping*, 2008.
- Banfill, P. F. G. (2003). The rheology of fresh cement and concrete - A review, In: *Proceedings of 11th International Cement Chemistry Congress*, Durban, May 2003.
- Barnes, H.A., Hutton, J.F., Walters, K. (1989). *A introduction to rheology*. Elsevier Science Publishers, Editors K. Walters, 199 pages.
- Bauchkar, S.D. and Chore, H.S. (2017). Experimental studies on rheological properties of smart dynamic concrete. *Advances in Concrete Construction*, 5(3), 183-199.

- Bederina, M., Makhoulfi, Z., & Bouziani, T. (2011). Effect of Limestone Fillers the Physic-Mechanical Properties of Limestone Concrete. *Physics Procedia*, 21, 28-34. <https://doi.org/10.1016/j.phpro.2011.10.005>
- Benmammar, M., Boukli Hacene, S.M.A, Taleb, O., (2019). Influence of silica fume and blast furnace slag on the dynamic and mechanical properties of concrete. *Asian Journal of Civil Engineering*, 20(4), 581-589. <https://doi.org/10.1007/s42107-019-00126-0>
- Bessa-Badreddine, A. (2004). Étude de la contribution des additions minérales aux propriétés physiques, mécaniques et de durabilité des mortiers. Thèse de Doctorat. Université de Cergy-Pontoise, France, 242 pages.
- Best, J., Lane, R. (1960). Testing For Optimum Pumpability of Concrete. *Concrete International*, October, pp. 9-17.
- Bheel, N., Abbasi, S. A., Awoyera, P., Olalusi, O. B., Sohu, S., Rondon, C., & Echeverria, A. M. (2020). Fresh and Hardened Properties of Concrete Incorporating Binary Blend of Metakaolin and Ground Granulated Blast Furnace Slag as Supplementary Cementitious Material. *Advances in Civil Engineering*, 2020, 8. <https://doi.org/10.1155/2020/8851030>
- Billberg, P. (1999). Fine mortar rheology in mix design of SCC, In: *Proceedings of 1st International RILEM Symposium on Self-compacting Concrete*, Stock, Sweden, pp. 47–58.
- Bingham, E. C. (1922). *Fluidity and Plasticity*, New York, McGraw-Hill, p. 219.
- Bouglada, M. S., Naceri, A., Baheddi, M., & Pereira-de-Oliveira, L. (2019). Characterization and modelling of the rheological behavior of blended cements based on mineral additions. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 25(4), 655-672. <https://doi.org/10.1080/19648189.2018.1539675>
- 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(4), 583-590. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2011.08.013>
- 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(7), 2593-2598. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2009.02.029>
- Bouvet, A., Ghorbel, E., & Bennacer, R. (2010). The mini-conical slump flow test: Analysis and numerical study. *Cement and Concrete Research*, 40(10), 1517-1523. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2010.06.005>
- Burns, D., Jolin, M., et al. (2006). État des connaissances dans le béton projeté par voie humide. 13eme Colloque sur la progression de la recherche Québécoise sur les ouvrages d'art, Québec, Canada.
- 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.
- Chapdelaine, F. (2007) : Étude fondamentale et pratique sur le pompage du béton. Thèse de

- doctorat. Université de Laval, Canada, 154 pages.
- Chen, L., Ma, G., Liu, G., & Liu, Z. (2019). Effect of pumping and spraying processes on the rheological properties and air content of wet-mix shotcrete with various admixtures. *Construction and Building Materials*, 225, 311-323. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.07.104>
- Chidiac, S.E., Mahmoodzadeh, F. (2013). Constitutive flow models for characterizing the rheology of fresh mortar and concrete. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 40, 475-482. doi: 10.1139/L2012-025
- Choi, M., Roussel, N., Kim, Y., & Kim, J. (2013). Lubrication layer properties during concrete pumping. *Cement and Concrete Research*, 45, 69–78. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2012.11.001>
- Choi, M. S., Kim, Y. S., Kim, J. H., Kim, J.-S., & Kwon, S. H. (2014a). Effects of an externally imposed electromagnetic field on the formation of a lubrication layer in concrete pumping. *Construction and Building Materials*, 61, 18-23. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.02.071>
- Choi, M. S., Kim, Y. J., & Kim, J. K. (2014b). Prediction of Concrete Pumping Using Various Rheological Models. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 8(4), 269-278. <https://doi.org/10.1007/s40069-014-0084-1>
- Choi, M. S., Kim, Y. J., Jang, K. P., & Kwon, S. H. (2014c). Effect of the coarse aggregate size on pipe flow of pumped concrete. *Construction and Building Materials*, 66, 723–730. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.06.027>
- Choi, M. S., Park, S. B., & Kang, S.T. (2015). Effect of the Mineral Admixtures on Pipe Flow of Pumped Concrete. *Journal of Advanced Concrete Technology*, 13(11), 489-499. <https://doi.org/10.3151/jact.13.4897>
- Chopin, D., de Larrard, F., & Cazacliu, B. (2004). Why do HPC and SCC require a longer mixing time. *Cement and Concrete Research*, 34(12), 2237-2243. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2004.02.012>
- Chouinard, B. (1999). Etude des relations entre la rhéologie du béton et sa pompabilité. Mémoire de maîtrise, université Laval, 217 p.
- Courrazé, G., Grossiord JL. (2000). *Initiation à la rhéologie*, Tec& Doc, (2000).
- Coussot, P. (2005). *Rheometry of pastes, suspensions, and granular materials: applications in industry and environment*, John Wiley & Sons.
- De Kee, P., Chan Man Fong, C.F. (1994). Rheological properties of structured fluids. *Polymer Engineering and Science*, 34 (5), 438 – 445.
- De Larrard, F., Ferraris, F., Sedran, T. (1998). Fresh concrete: A Herschel Bulkley material. *Materials and Structures*, Vol. 31 (211), 494 – 498. <https://doi.org/10.1007/BF02480474>
- De Weerd, K., Haha, M. B., Le Saout, G., Kjellsen, K. O., Justnes, H., & Lothenbach, B. (2011). Hydration mechanisms of ternary Portland cements containing limestone powder

- and fly ash. *Cement and Concrete Research*, 41(3), 279-291. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2010.11.014>
- Demirhan, S., Turk, K., & Ulugerger, K. (2019). Fresh and hardened properties of self consolidating Portland limestone cement mortars: Effect of high volume limestone powder replaced by cement. *Construction and Building Materials*, 196, 115-125. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.11.111>
- Deshpande, N., Londhe, S., & Kulkarni, S. (2014). Modeling compressive strength of recycled aggregate concrete by Artificial Neural Network, Model Tree and Non-linear Regression. *International Journal of Sustainable Built Environment*, 3(2), 187-198. <https://doi.org/10.1016/j.ijse.2014.12.002>
- Devi, K., P. Aggarwal, and Saini B. (2019). Admixtures Used in Self-Compacting Concrete: A Review. *Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Civil Engineering*, 2019, 1-27.
- Diederich, P. (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.
- Dif, F., & Mouli, M. (2018). Compressive strength and corrosion evaluation of concretes containing pozzolana and perlite immersed in aggressive environments. *Construction and Building Materials*, 179, 25-34. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.05.190>
- Dinakar, P., Sethy K.P., and Sahoo U.C. (2013). Design of self-compacting concrete with ground granulated blast furnace slag. *Materials & Design*, 43, 161-169.
- Djelal, C. (1991) : Analyse du phénomène de frottement des mélanges eau-argile concentrés contre des surfaces métalliques. Thèse de doctorat. Institut National des Sciences Appliquées de Rennes, France.
- Ede, A. N. (1957). The resistance of concrete pumped through pipelines. *Magazine of concrete research*, 9 (127), 129-140.
- El Barrak, M. (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.
- El Hilali, A. (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.
- Elbahi, B., Boukli Hacene, S. M. A. (2016). Influence of limestone fillers and natural pozzolan on engineering properties of concrete. *Journal of Adhesion Science and Technology*, 30(16), 1795-1807. <https://doi.org/10.1080/01694243.2016.1161970>
- Erdem, T.K., Khayat, K.H., Yahia, A. (2009). Correlating Rheology of Self-Consolidating Concrete to Corresponding Concrete-Equivalent Mortar. *ACI Materials journal*, 106(2), 154-160.

- 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(7), 938-944. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2008.03.010>
- Estellé, P., Lanos, C., Perrot, A. (2008). Processing the coquette viscometry data using a Bingham approximation in shear rate calculation. *Journal of Non Newtonian Fluid Mech.*, 154, 31 – 38.
- Fares, H. (2009). Propriétés mécaniques et physico-chimiques des bétons autoplaçants exposés à une température élevée. Thèse de Doctorat, Université Cergy Pontoise, France, 192 pages.
- Felekog̃ lu, B., Türkel, S., Baradan, B. (2007). Effect of water/cement ratio on the fresh and hardened properties of self-compacting concrete. *Building and Environment* ,42, 1795–802.
- 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.
- Ferraris, C. (1999). Measurement of the Rheological Properties of High Performance Concrete: State of the Art Report. *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology*, 104(5), 461-478. doi: 10.6028/jres.104.028.
- Ferraris, C., Obla, K., & Hill, R. (2001). The influence of mineral admixtures on the rheology of cement paste and concrete. *Cement and Concrete Research*, 31(2), 245-255. doi: [https://doi.org/10.1016/S0008-8846\(00\)00454-3](https://doi.org/10.1016/S0008-8846(00)00454-3)
- Ferraris, C., & Martys, N. (2003). Relating Fresh Concrete Viscosity Measurements from Different Rheometers. *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology*, 108(3), 229-234. doi: 10.6028/jres.108.021.
- Feys, D., Verhoeven, R., De Schutter, G. (2007). Evaluation of time independant rheological models applicable too fresh self compacting concrete. *Applied Rheology*, 17-5. 56244. doi:10.1515/arh-2007-0018
- Feys, D. (2009). Interactions between rheological properties and pumping of self-compacting concrete. Thèse de doctorat. Université de Ghent, Ghent, Belgique, 272 pages.
- Feys, D., De Schutter, G., Verhoeven, R., Khayat, K.H. (2010). Similarities and differences of pumping conventional and self-compacting concrete, in: *Design, Production and Placement of Self-Consolidating Concrete*, Proceedings of SCC2010, Springer, Montreal, pp. 153e162.
- Feys, D. (2012). Understanding the pumping of conventional vibrated and self-compacting concrete. In *Understanding the Rheology of Concrete*. Elsevier. p. 331-353 <https://doi.org/10.1533/9780857095282.3.331>
- Feys, D., De Schutter, G., & Verhoeven, R. (2013). Parameters influencing pressure during pumping of self-compacting concrete. *Materials and Structures*, 46(4), 533–555. <https://doi.org/10.1617/s11527-012-9912-4>
- Feys, D., Khayat, K. H., Perez-Schell, A., & Khatib, R. (2015). Prediction of pumping

- pressure by means of new tribometer for highly-workable concrete. *Cement and Concrete Composites*, 57, 102-115. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2014.12.007>
- Feys, D., De Schutter, G., Khayat, K. H., & Verhoeven, R. (2016). Changes in rheology of self-consolidating concrete induced by pumping. *Materials and Structures*, 49(11), 4657–4677. <https://doi.org/10.1617/s11527-016-0815-7>
- Feys, D. (2019). How much is bulk concrete sheared during pumping?. *Construction and Building Materials*, 223, 341–351. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.06.224>
- Gao, J., & Fourie, A. (2015). Spread is better: An investigation of the mini-slump test. *Minerals Engineering*, 71, 120-132. doi: <https://doi.org/10.1016/j.mineng.2014.11.001>.
- Geiker, M. R., Thrane, L. N., Bager, D. H., Wallevik, O. (2002). The effect of measuring procedure on the apparent rheological properties of self- compacting concrete. *Cement and Concrete Research*. 32(11), 1679-1850.
- Ghezal, A., & Khayat, K. H. (2002). Optimizing Self-Consolidating Concrete with Limestone Filler by using Statistical Factorial Design Methods. *ACI Materials Journal*, 99(3), 264-272.
- Ghomari, F., Boukli Hacene, S.M.A., Taleb, O. (2011). Study of Limestone Addition on the Mechanical and Rheological Characteristics in the SCC. *Jordan Journal of Civil Engineering*, 5(3), 412-423.
- Golaszewski, J., Szwabowski J. (2004). Influence of superplasticizers on rheological behavior of fresh cement mortars. *Cement and Concrete Research*. 34, 235 – 248.
- Gołaszewski, J., Kostrzanowska-Siedlarz, A., Cygan, G., & Drewniok, M. (2016). Mortar as a model to predict self-compacting concrete rheological properties as a function of time and temperature. *Construction and Building Materials*, 124, 1100-1108. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.08.136>
- Haddadou, N. (2015). Elaboration et caractérisation de béton autoplaçants fibré avec ajout de poudre de marbre. Thèse de doctorat. Université de Boumerdès, Algérie, 179 pages.
- Haddadou, N., Chaid, R., Ghernouti, Y. (2015). Experimental study on steel fibre reinforced self- compacting concrete incorporating high volume of marble powder. *European Journal of Environmental and Civil Engineering.*, 19(1), 48-64. <https://doi.org/10.1080/19648189.2014.929537>.
- Haibo, X., Feng, L., Yurun, F., Huayong, Y., Jian, C., Jin, Z., Chungen, Z. (2013). Workability and proportion design of pumping concrete based on rheological parameters. *Construction and Building Materials*, 44, 267-275.
- Hazaree, C. V., Mahadevan, V. (2016). Single-Stage Pumping of Concrete up to 2.432 km (1.51 miles): Admixture, Mixture, and Full-Scale Trials. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 28(11), 05016002. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0001446](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0001446)
- Hernandez, A.M.L., Feys, D. (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.
- Herschel, W.H., Bulkley, R. (1926). Consistency measurements of rubber benzene solutions. *Kolloid – Z*, 39, 291 – 300.
- Higgins, D. (2010). Fifty years’ experience of using GGBS in UK. Proceedings of the International Rilem Conference on Material Science (MATSCI ’10), Aachen, Germany, 15–20.
- Hossain, Md. U., Cai, R., Ng, S. T., Xuan, D., & Ye, H. (2021). Sustainable natural pozzolana concrete – A comparative study on its environmental performance against concretes with other industrial by-products. *Construction and Building Materials*, 270, 121429. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121429>
- Houze, C. (2013). Étude de la valorisation des laitiers de l’industrie sidérurgique et de production des alliages silicomanganèse. Thèse de Doctorat. Université Paris-Est, France, 286 pages.
- Hu, J., Wang, K. (2011). Effect of coarse aggregate characteristics on concrete rheology. *Construction and Building Materials*. 25(3), 1196–1204. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.10.035>
- Jacobsen, S., Haugan, L., Hammer, T. A., & Kalogiannidis, E. (2009). Flow conditions of fresh mortar and concrete in different pipes. *Cement and Concrete Research*, 39(11), 997-1006. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2009.07.005>
- Jang, K. P., & Choi, M. S. (2019). How affect the pipe length of pumping circuit on concrete pumping. *Construction and Building Materials*, 208, 758-766. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.03.023>
- Jang, K. P., Kim, W. J., Choi, M. S., & Kwon, S. H. (2018a). A new method to estimate rheological properties of lubricating layer for prediction of concrete pumping. *Advances in Concrete Construction*, 6(5), 465-483. <https://doi.org/10.12989/ACC.2018.6.5.465>
- Jang, K. P., Kwon, S. H., Choi, M. S., Kim, Y. J., Park, C. K., & Shah, S. P. (2018b). Experimental Observation on Variation of Rheological Properties during Concrete Pumping. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 12(1), 79. <https://doi.org/10.1186/s40069-018-0310-3>
- Jiang, D., Li, X., Lv, Y., Zhou, M., He, C., Jiang, W., Liu, Z., & Li, C. (2020). Utilization of limestone powder and fly ash in blended cement : Rheology, strength and hydration characteristics. *Construction and Building Materials*, 232, 117228. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117228>
- Jolin, M., Burns, D., Bissonnette, B., et al. (2009). Understanding the pumpability of concrete, *Proceedings Shotcrete for Underground Support XI*.
- Kadri, E. H., Aggoun, S., De Schutter, G., Ezziane, K. (2010). Combined effect of chemical nature and fineness of mineral powders on Portland cement hydration. *Materials and Structures*, 43(5), 665-673. <https://doi.org/10.1617/s11527-009-9519-6>

- Kaplan, D. (2000). *Pompage des bétons*. Thèse de doctorat. Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, Paris, France, 233 pages.
- Kaplan, D., De Larrard, F., & Sedran, T. (2005a). Design of concrete pumping circuit. *ACI Materials Journal*, 102(2), 110–117.
- Kaplan, D., Larrard, F. De, and Sedran, T. (2005b). Avoidance of Blockages in Concrete Pumping Process. *ACI Materials Journal*, 102 (3), 183.
- Karri, K.S., Rao, G. V. R., & Raju, P. M. (2015). Strength and Durability Studies on GGBS Concrete. *International Journal of Civil Engineering*, 2(10), 34-41. <https://doi.org/10.14445/23488352/IJCE-V2I10P106>
- Kesseir, M., Boukendakdj, O., Kadri, E. H., & Ngo, T. T. (2020). Rheological and mechanical performance evaluation of high performance mortar based natural pozzolan. *Journal of Materials and Engineering Structures*, 7(3), 467–476.
- Khatib, R. (2013). *Analysis and Prediction of Pumping Characteristics of High-Strength Self-Consolidating Concrete*. Thèse de doctorat, Université de Sherbrooke, Canada, 276 pages.
- Khayat, K. H., Meng, W., Vallurupalli, K., & Teng, L. (2019). Rheological properties of ultra-high-performance concrete—An overview. *Cement and Concrete Research*, 124, 105828. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2019.105828>
- Khayat, K.H. (1999). Workability, testing, and performance of self-consolidating concrete, *ACI Materials Journal*. 96, 346– 353.
- Kim, H., Taehoon Koh, & Pyo, S. (2016). Enhancing flowability and sustainability of ultra high performance concrete incorporating high replacement levels of industrial slags. *Construction and Building Materials*, 123, 153-160. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.06.134>
- Kourounis, S., Tsivilis, S., Tsakiridis, P. E., Papadimitriou, G. D., & Tsibouki, Z. (2007). Properties and hydration of blended cements with steelmaking slag. *Cement and Concrete Research*, 37(6), 815-822. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2007.03.008>
- Kumar, M. A., Magesh, R., Selvapraveen, S., & Vignesh, M. (2020). Assessment on fresh properties and hardened properties of self-compacting concrete. *AIP Conference Proceedings*, 2235(1), 020021. <https://doi.org/10.1063/5.0007748>
- Kwon, S. H., Jo, S. D., Park, C. K., Jeong, J. H., and Lee, S. H. (2013a): Prediction of concrete pumping: Part I—development of new tribometer for analysis of lubricating layer. *ACI Materials Journal*, 110(6), 647–656.
- Kwon, S. H., Park, C. K., Jeong, J. H., Jo, S. D., and Lee, S. H. (2013b). Prediction of Concrete Pumping—Part II: Analytical Prediction and Experimental Verification. *ACI Materials Journal*, 110(6), 657-667.
- Kwon, S. H., Jang, K. P., Kim, J. H., & Shah, S. P. (2016). State of the Art on Prediction of Concrete Pumping. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 10(S3), 75-85. <https://doi.org/10.1007/s40069-016-0150-y>

- Lachemi, M., Hossain, K. M. A., Patel, R., Shehata, M., & Bouzoubaâ, N. (2007). Influence of paste/mortar rheology on the flow characteristics of high-volume fly ash self-consolidating concrete. *Magazine of Concrete Research*, 59(7), 517-528. <https://doi.org/10.1680/mac.2007.59.7.517>
- Lamond, J. F., and Pielert, J. H. (2006). Significance of tests and properties of concrete and concrete-making materials, ASTM International.
- Le, H.D., De Schutter G., Kadri E.H., Aggoun S., Vierendeels J., Troch P. (2012). Velocity profile of self-compacting concrete and traditional concrete flowing in a half open pipe. *Proceedings of the 3rd Int. Conf. on Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting*, Taylor and Francis Group, London, pp. 1382-1387.
- Le, H. D. (2014). Etude de l'effet de la couche limite sur les profils de vitesses du béton pompé. Thèse de doctorat, Université de Cergy-Pontoise, Paris, France, 233 pages.
- Le, H. D., Kadri, E. H., Aggoun, S., Vierendeels, J., Troch, P., & De Schutter, G. (2015). Effect of lubrication layer on velocity profile of concrete in a pumping pipe. *Materials and Structures*, 48(12), 3991-4003. <https://doi.org/10.1617/s11527-014-0458-5>
- Leemann, A., Winnefeld, F. (2007). The effect of viscosity modifying agents on mortar and concrete. *Cement and Concrete Composites*, 29(5), 341-349. doi: <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2007.01.004>.
- Li, H., Sun, D., Wang, Z., Huang, F., Yi, Z., Yang, Z., & Zhang, Y. (2020). A Review on the Pumping Behavior of Modern Concrete. *Journal of Advanced Concrete Technology*, 18(6), 352-363. <https://doi.org/10.3151/jact.18.352>
- Ling, S. K., & Kwan, A. K. H. (2015). Adding ground sand to decrease paste volume, increase cohesiveness and improve passing ability of SCC. *Construction and Building Materials*, 84, 46-53. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.03.055>
- Liu, G., Cheng, W., Chen, L., Pan, G., & Liu, Z. (2020). Rheological properties of fresh concrete and its application on shotcrete. *Construction and Building Materials*, 243, 118180. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.118180>
- Liu, Z., El-Tawil, S., Hansen, W., Wang, F. (2018). Effect of slag cement on the properties of ultra-high-performance concrete. *Construction and Building Materials*, 190, 830–837. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.09.173>
- Mai, C.T., Kadri, E.H., Ngo, T.T., Kaci, A., Riche, M. (2014). Estimation of the pumping pressure from concrete composition based on the identified tribological parameters. *Advances in Materials Science and Engineering*, 1-18.
- Mansour, M. S., Ghernouti, Y. (2020). Conception of an eco-friendly cement based on natural pozzolan for improve rheological behavior of concrete. *Journal of Building Materials and Structures*, 7, 130-139. <https://doi.org/10.5281/ZENODO.4009773>
- Mechtcherine, V., Nerella, V. N., Kasten, K. (2014). Testing pumpability of concrete using Sliding Pipe Rheometer. *Construction and Building Materials*, 53, 312-323. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.11.037>

- Menéndez, G., Bonavetti, V., Irassar, E. F. (2003). Strength development of ternary blended cement with limestone filler and blast-furnace slag. *Cement and Concrete Composites*, 25(1), 61-67. [https://doi.org/10.1016/S0958-9465\(01\)00056-7](https://doi.org/10.1016/S0958-9465(01)00056-7)
- Mikanovic, N. Jolicoeur, C. (2008). Influence of superplasticizers on the rheology and stability of limestone and cement pastes. *Cement and Concrete Research*, 38 (7), p. 907-919.
- Mikhailova, O., Yakovlev, G., Maeva, I., & Senkov, S. (2013). Effect of Dolomite Limestone Powder on the Compressive Strength of Concrete. *Procedia Engineering*, 57, 775-780. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2013.04.098>
- Mindess, S., Darwin, D. (2003). *Concrete*. Prentice Hall.
- Moghadam, H. A., & Khoshbin, O. A. (2012). Effect of Water- Cement Ratio (w/c) on Mechanical Properties of Self-Compacting Concrete (Case Study). *International Journal of Civil and Environmental Engineering*, 6, 231-234. <doi.org/10.5281/zenodo.1332666>
- Morinaga, M. (1973). Pumpability of concrete and pumping pressure in pipelines. *Fresh Concrete : Important Properties and Their Measurement*, Proceedings of a RILEM, Seminar Held March, pp.1-39.
- Nerella, N.V., Kasten, K. and Mechtcherine, V. (2013). Experimental study on pumpability study of concrete using sliding pipe rheometer—extended abstract, In: Proceedings of the RILEM Conference on Construction Materials and Innovations (SCC'13), Paris, France, September 2013.
- Neville A.M. (1995). *Properties of Concrete*, Longman Group limited, 884p.
- Neville, A.M., Brooks, J.J. (2008). *Concrete Technology*, Pearson Education Asia, Pte Ltd, Singapore.
- Ng, I.Y.T., Ng, P.L., Kwan, A.K.H. (2008). Rheology of mortar and its influences on performance of self-consolidating concrete. *Key Engineering Materials*. 400-402, 421-426. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.400-402.421>
- Ngo, T.T., Cussigh, F., et al. (2007). Influence de la formulation des bétons fluides sur leur pompabilité. 25e rencontres de l'AUGC. Bordeaux, 23-25 mai 2007.
- Ngo, T.T. (2009). Influence de la composition des bétons sur les paramètres de pompage et validation d'un modèle de prévision de la constante visqueuse. Thèse de doctorat, Université de Cergy-Pontoise, Paris, France.
- Ngo, T.T., Kadri, E.H., Bennacer, R., Cussigh, F. (2010). Use of tribometer to estimate interface friction and concrete boundary layer composition during the fluid concrete pumping. *Construction and Building Materials*, 24(7),1253–1261.
- Ngo, T.-T., Kadri, E.-H., Cussigh, F., Bennacer, R. (2011). Measurement and modeling of fresh concrete viscous constant to predict pumping pressures. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 38(8), 944-956. <https://doi.org/10.1139/111-058>
- Ngo, T. T., Kadri, E.H., Cussigh, F. Bennacer, R. (2012). Relationships between concrete

- composition and boundary layer composition to optimise concrete pumpability. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 16 (2), 157–177. <https://doi.org/10.1080/19648189.2012.666910>
- Okamura, H., Ouchi, M. (2003). Self-compacting concrete. *Journal of Advanced Concrete Technolgie*, 1(1), 5–15. <https://doi.org/10.3151/jact.1.5>
- Olivas, A., Ferraris, C., Guthrie, W., & Toman, B. (2015). Bingham Paste Mixture for Rheological Measurements. National Institute of Standard and Technology.
- Olivas, A., Ferraris, C., Martys, N., Garboczi, E., & Toman, B. (2017). Certification of SRM 2493:Standard Reference Mortar for Rheological Measurements. National Institute of Standard and Technology.
- Ovarlez, G. (2011). Rhéologie des pâtes granulaires. Mémoire d’habilitation à diriger des recherches. Université Paris Est, France, 112 pages.
- Ozawa, K., Sakata, N., Okamura H. (1995). Evaluation of self-compactability of fresh concrete using the funnel test. *Proceedings of the Japan Society of Civil Engineers*. 25, 59– 75.
- Paiva, H., Velosa, A., Cachim, P., Ferreira, V.M. (2015). Correlation between mortar and concrete behavior using rheological analysis. *Journal of Building Engineering*, 4, 177–188. doi : 10.1016/j.jobe.2015.09.001
- Palacios, M., Puertas, F., Bowen, P., & Houst, Y. F. (2009). Effect of PCs superplasticizers on the rheological properties and hydration process of slag-blended cement pastes. *Journal of Materials Science*, 44(10), 2714-2723. <https://doi.org/10.1007/s10853-009-3356-4>
- Pan, J. (2015). Effet de la température et de l’agitation sur les propriétés rhéologiques des bétons fluides à rhéologie adaptée. Thèse de doctorat. Université d’Artois en cotutelle avec l’université de Sherbrooke, Canada, 250 pages.
- Park, C. K., Noh, M. H., Park, T. H. (2005). Rheological properties of cementitious materials containing mineral admixtures. *Cement and Concrete Research*. 35(5), 842-849.
- Park, S., Wu, S., Liu, Z., & Pyo, S. (2021). The Role of Supplementary Cementitious Materials (SCMs) in Ultra High Performance Concrete (UHPC): A Review. *Materials*, 14(6), 1472. <https://doi.org/10.3390/ma14061472>
- Petit, J.Y., Khayat, K.H., Wirquin, E. (2007). Yield stress and viscosity equations for mortars and self-consolidating concrete, *Cement and Concrete Research*, 37 (5) 655– 670. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2007.02.009>
- 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.
- Quiroga, P. N. and Fowler D. W. (2004). Guidelines for proportioning optimized concrete mixtures with high microfines. International Center for Aggregates Research Report: 104-102.

- Ramezaniapour, A.A., Ghiasvand, E., Nikseresht, I., Moodi, F., Kamel, M.E. (2010). Engineering Properties and Durability of Concretes Containing Limestone Cements. Second International Conference on Sustainable Construction Materials and Technologies, Ancona, Italy 28–30 June.
- Ramezaniapour, A. A., Ghiasvand, E., Nickseresht, I., Mahdikhani, M., & Moodi, F. (2009). Influence of various amounts of limestone powder on performance of Portland limestone cement concretes. *Cement and Concrete Composites*, 31(10), 715-720. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2009.08.003>
- 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. *Society of Petroleum Engineers Journal*, pp 31 – 36.
- Rouis, F. (2017). Effet des caractéristiques physico-chimiques des ajouts minéraux sur les propriétés rhéologiques des mortiers de bétons fluides équivalents. Thèse de doctorat en sciences appliquées, Université de Sherbrooke, Québec, Canada, 407 pages.
- Roussel, N. (2005). Steady and transient flow behaviour of fresh cement pastes. *Cement and Concrete Research*, 35(9), 1656-1664.
- Roussel, N. (2012). *Understanding the Rheology of Concrete*. Woodhead Publishing, Cambridge, UK.
- Roussel, N., Ovarlez, G., Garrault, S., & Brumaud, C. (2012). The origins of thixotropy of fresh cement pastes. *Cement and Concrete Research*, 42(1), 148-157. doi: <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2011.09.004>.
- Safiddine, S., Debieb, F., Kadri, E.H., Menadi, B., Cussigh, F. and Soualhi, H. (2017). “Effect of crushed sand and limestone crushed sand dust on the rheology of cement mortar”, *Applied Rheology*, 27(1), 14490. <https://doi.org/10.3933/applrheol-27-14490>.
- Saha, A. K., Majhi, S., Sarker, P. K., Mukherjee, A., Siddika, A., Aslani, F., & Zhuge, Y. (2021). Non-destructive prediction of strength of concrete made by lightweight recycled aggregates and nickel slag. *Journal of Building Engineering*, 33, 101614. <https://doi.org/10.1016/j.jobbe.2020.101614>
- Şahmaran, M., Christianto, H. A., & Yaman, İ. Ö. (2006). The effect of chemical admixtures and mineral additives on the properties of self-compacting mortars. *Cement and Concrete Composites*, 28(5), 432-440. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2005.12.003>
- Samet, B., & Chaabouni, M. (2004). Characterization of the Tunisian blast-furnace slag and its application in the formulation of a cement. *Cement and Concrete Research*, 34(7), 1153-1159. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2003.12.021>
- Schutter, G. D., & Feys, D. (2016). Pumping of Fresh Concrete : Insights and Challenges. *RILEM Technical Letters*. 1, 76-80. <http://dx.doi.org/10.21809/rilemtechlett.2016.15>
- Schwartzentruber, A., Catherine, C. (2000). Method of Concrete Equivalent Mortar—A Novel Tool to Help in Formulation of Concrete with Admixtures. *Materials and Structures*, 33(8), 475-482.

- Secrieru, E., Mechtcherine, V., Schröfl, C., & Borin, D. (2016). Rheological characterisation and prediction of pumpability of strain-hardening cement-based-composites (SHCC) with and without addition of superabsorbent polymers (SAP) at various temperatures. *Construction and Building Materials*, 112, 581-594. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.02.161>
- Secrieru, E., Fataei, S., Schröfl, C., & Mechtcherine, V. (2017). Study on concrete pumpability combining different laboratory tools and linkage to rheology. *Construction and Building Materials*, 144, 451-461.
- Secrieru, E., Cotardo, D., Mechtcherine, V., Lohaus, L., Schröfl, C., & Begemann, C. (2018). Changes in concrete properties during pumping and formation of lubricating material under pressure. *Cement and Concrete Research*, 108, 129-139. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2018.03.018>
- Sethy, K., Pasla, D., & Sahoo, U. C. (2014). Effect of Slag on the Rheological and Strength Properties of Self-Compacting Concrete. *Key Engineering Materials*, 629-630. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.629-630.399>
- Siddique, R., Aggarwal, P., & Aggarwal, Y. (2012). Influence of water/powder ratio on strength properties of self-compacting concrete containing coal fly ash and bottom ash. *Construction and Building Materials*, 29, 73-81.
- Smith, L.C. (2001). *Aggregates – sand, gravel and crushed rock aggregates for construction purposes*. London the Geological Society.
- Sonebi, M. (2004). Medium strength self-compacting concrete containing fly ash : Modelling using factorial experimental plans. *Cement and Concrete Research*, 34(7), 1199-1208. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2003.12.022>
- Soualhi, H. (2014). *Optimisation de la viscosité des bétons à faible impact environnemental*. Thèse de doctorat. Université Cergy pontoise, France, 166 pages.
- Taleb, O. (2017). *Etude du comportement rheologique des bétons autoplaçants locaux*. Thèse de doctorat. Université de Tlemcen, Algérie, 236 pages.
- Taleb, O., Ghomari, F., Boukli Hacene, M.A., Kadri, E.H., Soualhi, H. (2017). Formulation and rheology of eco-self-compacting concrete (Eco-SCC). *Journal of Adhesion Science and Technology*, 31 (3), 272-296. <https://doi.org/10.1080/01694243.2016.1215010>
- Taleb, O., Ghomari, F., Boukli Hacene, S.M.A., Henaoui, M., Soualhi, H. (2021). Experimental and Numerical Analysis of the Rheology of Self-compacting Concrete Using a Vane Rheometer. *Jordan Journal of Civil Engineering*, 15(1) 116-132. https://jjce.just.edu.jo/issues/show_paper.php?pid=5791
- Taleb, O., Ghomari, F., Boukli Hacene, S.M.A., Kadri, E-H., Soualhi, H. (2018). Effet du dosage en superplastifiant sur les caractéristiques rhéologiques des bétons autoplaçants. *Nature & Technology Journal, Vol. A: Fundamental and Engineering Sciences*, 18 , 17-26. http://www.univ-chlef.dz/revuenatec/issue-18/Article_A/Article_405.pdf

- Tan, Z., Bernal, S. A., Provis, J. L. (2017). Reproducible mini-slump test procedure for measuring the yield stress of cementitious pastes. *Materials and Structures*, 50(6), 235. doi: 10.1617/s11527-017-1103-x.
- Tao, Y., Lesage, K., Van Tittelboom, K., Yuan, Y., De Schutter, G. (2020). Effect of Limestone Powder Substitution on Fresh and Hardened Properties of 3D Printable Mortar. In: *Second RILEM International Conference on Concrete and Digital Fabrication*. DC 2020. RILEM Bookseries, vol 28. Springer, Cham. https://doi.org/10.1007/978-3-030-49916-7_14
- Tattersal, I. G. H. (1991). *Workability and Quality Control of Concrete*. London : E & FN Spoon.
- Toutou, Z. (2002). *Rhéologie et formulation des géosuspensions concentrées : Évaluation des conditions d'extrudabilité*. Thèse de Doctorat. INSA de Rennes, France.
- Tregger, N., Ferrara, L., & Shah, S. (2008). Identifying Viscosity of Cement Paste from Mini-Slump-Flow Test. *Materials Journal*, 105(6). doi: 10.14359/20197
- Vairagade, V. S., Kedar, A. P., & Patel, R. (2017). Supplementary Cementitious Materials for Green Concrete. *Journal of Advanced Research in Construction & Urban Architecture*, 2(1&2), 27-29.
- Vance, K., Kumar, A., Sant, G., & Neithalath, N. (2013). The rheological properties of ternary binders containing Portland cement, limestone, and metakaolin or fly ash. *Cement and Concrete Research*, 52, 196-207. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2013.07.007>
- 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.
- Vosahlik, J., Feys, D., Malone, T., Lindquist, W. (2016). *Best Practices for Concrete Pumping*. Report No. K-TRAN: KSU-14-2. FINAL REPORT, December 2016.
- Vosahlik, J. (2018). *Pumping of Concrete Mixtures: Rheology, Lubrication Layer Properties and Pumping Pressure Assessment*. Thèse de doctorat. Université de KANSAS STATE, Manhattan, 290 pages.
- Wallevik, J. E. (2003). *Rheology of Particle Suspensions - Fresh Concrete, Mortar and Cement Paste with Various Types of Lignosulfonates*. Thèse de doctorat. Université de Science et Technology, Norway, 413 pages.
- Wallevik, J. E. (2006). Relationship between the Bingham parameters and slump. *Cement and Concrete Research*, 36(7), 1214-1221.
- Wen-qiang, Z., Wen, X., Qian, T., Qian-qian, Z., Peng-gang, W. and Wei, L. (2016). Design and properties of low-binder self-compacting concrete. Washington DC, May.
- Yahia, A., Khayat, K. (2001). Analytical models for estimating yield stress of high – performance pseudoplastic grout. *Cement and Concrete Research*, 31, 731 – 738. [https://doi.org/10.1016/S0008-8846\(01\)00476-8](https://doi.org/10.1016/S0008-8846(01)00476-8)

- Yahia, A., Tanimura, M., & Shimoyama, Y. (2005). Rheological properties of highly flowable mortar containing limestone filler-effect of powder content and W/C ratio. *Cement and Concrete Research*, 35(3), 532-539. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2004.05.008>
- Yahia, A., Mantellato, S., & Flatt, R. J. (2016). Concrete rheology. In *Science and Technology of Concrete Admixtures*, 97-127. Elsevier. <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-100693-1.00007-2>
- Zhang, X., Han, J. (2000). The effect of ultra-fine admixture on the rheological property of cement paste. *Cement and Concrete Research*. 30 (5), 827-830.
- Zhu, W., Gibbs, J. C. (2005). Use of different limestone and chalk powders in self-compacting concrete. *Cement and Concrete Research*, 35(8), 1457-1462. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2004.07.001>