

Université Cergy-Pontoise



Université de Gand



THESE EN COTUTELLE
Présentée pour obtenir le grade de
DOCTEUR DE L'UNIVERSITE CERGY-PONTOISE ET DE L'UNIVERSITE DE GAND
Discipline : Génie Civil
par

Hai-Dang LE

Etude de l'effet de la couche limite sur les profils de vitesse du béton pompé

Soutenue le 25 février 2014

devant le jury composé de:

Ahmed Loukili (<i>Président du Jury</i>)	Professeur, Ecole Centrale de Nantes
Nicolas Roussel (<i>Rapporteur</i>)	Professeur, Univ. Paris Est
Luc Courard (<i>Rapporteur</i>)	Professeur, Univ. de Liège
Peter Troch (<i>Examineur</i>)	Professeur, Univ. de Gand
El-Hadj Kadri (<i>Directeur</i>)	Professeur, Univ. Cergy-Pontoise
Geert De Schutter (<i>Directeur</i>)	Professeur, Univ. de Gand
Salima Aggoun (<i>Co-directrice</i>)	MCF-HDR, Univ. Cergy-Pontoise
Jan Vierendeels (<i>Encadrant</i>)	Professeur, Univ. de Gand



REMERCIEMENTS

Ce travail est le fruit d'une collaboration entre le « Laboratoire de Mécanique et Matériaux du Génie Civil (L2MGC) » de l'Université de Cergy – Pontoise, France et le « Magnel Laboratory for concrete research » de l'Université de Gand, Belgique.

Cette thèse a été réalisée sous la direction du Professeur El-Hadj KADRI et du Professeur Geert DE SCHUTTER que je remercie très vivement pour m'avoir confié ce projet de recherche.

Madame Salima AGGOUN, Maître de Conférences - HDR à l'Université de Cergy - Pontoise, et Monsieur Jan VIERENDEELS, professeur de l'Université de Gand, ont codirigé et co-encadré ce travail tout au long de son déroulement. Toujours très chaleureusement et avec patience, ils m'ont fait bénéficier de leurs compétences, de leurs conseils avisés et de leurs encouragements permanents. Je leur en suis profondément reconnaissant.

Je voudrais également exprimer mes remerciements à Monsieur Serge TICHKO, Ingénieur chez Promat Research and Technology Center, Belgique, pour ses conseils précieux, ses remarques toujours pertinentes et sa disponibilité malgré toutes ses occupations professionnelles.

Je souhaite exprimer mes profonds remerciements au Professeur Nicolas ROUSSEL de l'Université Paris Est et au Professeur Luc Courard de l'Université de Liège pour avoir accepté de rapporter sur ce travail de thèse.

J'exprime mes remerciements à Monsieur Ahmed LOUKILI, Professeur à l'Ecole Centrale de Nantes, à Monsieur Peter TROCH, Professeur à l'Université de Gand, pour avoir bien voulu accepter de participer à ce jury, prouvant ainsi l'intérêt qu'ils portent au sujet de cette thèse.

J'exprime ma gratitude à l'ensemble du personnel enseignant, personnel technique et administratif ainsi que l'ensemble des chercheurs du L2MGC et du Magnel Laboratory for concrete research pour sa disponibilité et sa gentillesse.

Je remercie ma femme, mon cousin, ma cousine et son mari pour leur soutien permanent.

Enfin, j'aimerais que mes parents sachent que cette thèse leur est due. Je leur en suis infiniment reconnaissant.

Résumé

Effet de la couche limite sur le profil de vitesse du béton pompé

La rhéologie du béton est un facteur d'influence direct sur la relation entre la pression de pompage et le débit. La rhéologie appliquée au béton est souvent caractérisée par une loi rhéologique à l'état stationnaire (indépendant du temps). Il s'agit d'un domaine assez pointu concernant principalement l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction du taux de cisaillement. Cette évolution du béton traditionnel est souvent caractérisée par le modèle de Bingham alors que pour un béton auto plaçant dont le rapport E/L est faible, l'évolution peut devenir non linéaire et peut suivre le modèle de Bingham modifié ou Herschel-Bulkley pour un fluide rhéo-épaississant. Pour ces modèles, on parle souvent d'un seuil de cisaillement au-delà duquel le béton commence à s'écouler, d'un indice de consistance (et un indice de puissance pour le cas d'une relation non linéaire) qui décrit l'intensité de l'évolution. En conséquence, la relation entre la pression et le débit peut être linéaire ou non linéaire en fonction du type du béton pompé. Comme les paramètres rhéologiques d'un béton participent directement à la prédiction de la pression de pompage, la mesure de ces paramètres fait l'objet un travail très exigeant au niveau de la précision.

Comme les paramètres rhéologiques d'un béton ne sont pas des grandeurs physiques directement mesurables, les rhéomètres développés pour le béton frais ne sont capables de délivrer ces paramètres qu'à travers des mesures des autres grandeurs physiques de base comme la vitesse, le couple, la pression. Ensuite, plusieurs méthodes peuvent être appliquées pour reconvertir les grandeurs mesurées. Ces méthodes sont appelées la résolution du problème inverse. La méthode la plus efficace pour résoudre (ou confirmer la résolution du) le problème inverse concerne la calibration du rhéomètre avec des matériaux dont les propriétés rhéologiques sont connues. Plus le nombre de matériaux utilisés pour la calibration est grand, meilleure est la précision. Cependant, pour les matériaux cimentaires, le nombre de matériaux nécessaires pour bien couvrir les plages de valeurs des paramètres rhéologiques est de l'ordre de quelques centaines de matériau. Cela demande un travail expérimental énorme et non rentable. Cependant, à la place de réaliser cette calibration expérimentalement, il est tout à fait possible de la réaliser en faisant des simulations numériques. Ces travaux numériques font partie du deuxième chapitre de la thèse.

En complément de la rhéologie, la tribologie du béton est aussi un facteur déterminant du pompage. La tribologie permet de caractériser le comportement du béton à l'interface avec la paroi de la tuyauterie. Pour le cas de béton traditionnel dont le seuil de cisaillement est très important, l'écoulement du béton est dominé par l'effet de glissement du bloc de béton sur une couche limite de comportement lubrifiant. La couche limite est uniquement créée quand il y a

une contrainte de cisaillement entre le béton et la paroi. Ce phénomène est présumé être la conséquence de la combinaison des trois phénomènes: l'effet géométrique de la paroi, la rupture structurelle interne et la ségrégation dynamique. Tous ces effets entraînent une diminution de la viscosité du matériau pompé sur une distance de quelques millimètres à la paroi. En conséquence, un écoulement non homogène est formé. Une vitesse de glissement à la paroi s'additionne à la vitesse engendrée par le cisaillement.

Afin de caractériser le comportement du béton à la paroi, la tribométrie du béton voit le jour. Pour caractériser les propriétés rhéologiques du béton, les tribomètres qui simulent le mouvement relatif entre le béton et la paroi sont utilisés. Grâce au mouvement, pour les bétons traditionnels dont le seuil de cisaillement est élevé, uniquement la couche limite est cisailée mais pas le béton. Les paramètres délivrés sont un seuil d'interface, une constante visqueuse. Ces deux grandeurs permettent d'établir une relation linéaire entre la contrainte de cisaillement à l'interface et le taux de cisaillement à l'interface. Cependant, pour les bétons auto plaçants, il n'y a pas seulement la couche limite mais aussi le béton qui sont cisailés. Il est donc impossible de mesurer la tribologie de ce type de béton avec les tribomètres actuels. C'est la raison pour laquelle son comportement à l'interface avec la paroi ne peut pas être caractérisé. Ce problème entraîne une vitesse de glissement non déterminée qui perturbe les prédictions de la relation pression-débit.

Afin de caractériser et quantifier l'effet de la couche limite, une méthode expérimentale permettant de mesurer le profil de vitesse de l'écoulement de béton dans une conduite ouverte est développée. En mesurant le profil de vitesse, nous sommes capables de déterminer l'épaisseur de la couche limite et la vitesse de glissement. Par la suite, des études expérimentales portant sur l'influence des paramètres de composition de béton sur l'épaisseur de la couche limite sont réalisées.

Une méthode de prélèvement de la couche limite de la conduite est aussi développée afin de mesurer la rhéologie de cette couche. Cette étude réalisée sur les bétons auto plaçants donne une relation entre la rhéologie de la couche limite et celle du béton correspondant.

Ces données expérimentales sont ensuite utilisées pour réaliser des simulations numériques des essais. Les simulations numériques valident les méthodes expérimentales développées pendant la thèse ainsi les résultats expérimentaux obtenus.

A partir des modèles rhéologiques disponibles comme le modèle de Bingham, Bingham modifié et Herschel-Bulkley, il est possible de prédire la relation entre le gradient de vitesse et le débit en développant la formule de Poiseuille pour un écoulement laminaire dans un tube circulaire. En connaissant l'épaisseur de la couche limite et la relation entre la rhéologie de cette couche avec celle du béton, nous sommes capables de prédire le débit en fonction de la pression de pompage. Une application numérique a été effectuée dans l'objectif de comparer les résultats de calcul avec les résultats expérimentaux pour une série d'essais de pompage des bétons auto plaçants réalisés dans le cadre d'une étude antérieure disponible dans la littérature.

Summary

Influence of the slip layer on the velocity profiles in pumped concrete

The rheological properties of concrete are significantly influencing the relation between pumping pressure and discharge rate. The concrete rheology is often characterized by a rheological law in stationary conditions (time independent), giving the evolution of shear stresses as a function of shear rate. In case of traditional concrete, this evolution is typically described by a Bingham model, while for a self-compacting concrete with low water/powder ratio, the evolution often becomes non-linear and can be described by a modified Bingham or Herschel-Bulkley model, considering shear-thickening. In these models, a critical shear stress is typically considered above which the concrete starts to flow. Furthermore, a consistency parameter is considered (and in case of non-linear behavior also an index) to describe the intensity of the evolution. As a consequence, the relation between pressure and discharge rate can be linear or non-linear, depending on the concrete pumped. As the rheological parameters of the concrete are directly relevant for the prediction of the pumping pressure, the accurate measurement of these parameters is a challenging task.

As the rheological properties of concrete cannot be directly measured as a physical quantity, concrete rheometers can only be used to determine the rheological parameters in an indirect way, by measuring other physical values like speed, couple or pressure. Different methods can be applied in order to convert the measured physical values to obtain the rheological properties. The most direct method consist of calibrating the rheometers by testing materials with known rheological parameters. A higher precision in this approach can be obtained by testing a higher number of known materials. However, in order to cover the whole range of rheological properties of concrete, a very high number of known materials would have to be tested, which would thus become very cumbersome. Instead of performing this calibration in an experimental way, it can be done in a numerical way. This kind of numerical calibration is the topic of chapter 2 of the doctoral thesis.

Besides the rheology of the concrete, tribology is also an important factor determining the pumping characteristics. Tribology enables to characterize the behavior of concrete in the interface with the surface of the pumping pipe. For traditional concrete with high yield stress, the flow of concrete in the pumping pipe is dominated by the slip layer or lubrication layer near the surface, while the bulk of the concrete is flowing as a plug. This slip layer can only be formed due to shear stresses in this area, and is considered to be the consequence of three phenomenons: geometrical wall effect, structural breakdown, and dynamic segregation. These phenomenons induce a reduction of the viscosity of the concrete within a layer of a few millimeter near the

surface of the pumping pipe. As a result, a non-homogeneous flow is induced. Due to the occurrence of the slip layer, an additional speed component is added to the speed profile already induced by shear of the concrete.

In order to characterize the concrete behavior near the surface, tribometers are being used, simulating the relative movement between concrete and the surface. In case of traditional concrete, with high yield stress, due to the relative movement only the slip layer is sheared, while the bulk concrete is not sheared. In this case, the use of tribometers results in a yield stress and a viscous constant of the slip layer. These two parameters enable to define a linear relation between shear stress and shear rate in the interface. Meanwhile, in case of self-compacting concrete, the concrete is also sheared, leading to very complicated tribology measurements. For this reason, it is very difficult to characterize the behavior of self-compacting concrete near the interface by means of a tribometer. This situation complicates the prediction of the relation between pumping pressure and discharge rate.

In order to characterize and quantify the effect of the slip layer, an experimental method enabling the measurement of the velocity profile in the flowing concrete in an open pipe has been developed. By measuring the velocity profile, it is possible to determine the thickness of the slip layer and the velocities in the slip layer. An experimental research program studying the effect of the mix design on the slip layer thickness has been carried out.

An experimental method to sample the material of the slip layer has been developed in order to determine its rheological properties. This study, performed on self-compacting concrete, enables to relate the rheology of the slip layer to the rheology of the bulk concrete.

Finally, the experimental results are implemented in a numerical simulation method. The results of the numerical simulation enable to validate the experimental methods and the obtained experimental results.

Based on the available rheological models like the Bingham model, modified Bingham model or Herschel-Bulkley model, it is possible to predict the relation between the pressure gradients and the discharge rate, considering the Poiseuille formula for a laminar flow in a circular pipe. Knowing the thickness of the slip layer and the relation between rheological properties of slip layer and bulk concrete, it is possible to predict the relation between pumping pressures and discharge rates. A numerical application has been performed in order to compare the numerical results with the experimental results obtained within a series of previously performed pumping tests available in literature.

Samenvatting

Studie van de invloed van de sliplaag op de snelheidsprofielen van verpompt beton

De rheologische eigenschappen van beton beïnvloeden op significante wijze de relatie tussen pompdrukken en debieten. De rheologie van beton wordt doorgaans gekarakteriseerd door een rheologische wet in stationaire condities (onafhankelijk van de tijd), die de evolutie beschrijft van de schuifspanningen in functie van de afschuifsnelheden. In het geval van traditioneel beton wordt deze evolutie typisch beschreven door een Bingham model, terwijl voor zelfverdichtend beton met lage water/poeder-factor deze evolutie vaak niet-lineair wordt en beschreven kan worden door een aangepast Bingham model of een Herschel-Bulkley model, met inbegrip van dilatantie (*shear-thickening*). In deze modellen wordt typisch een plastische vloeigrens beschouwd, dit is een kritieke schuifspanning waarboven het materiaal begint te vloeien. Bovendien wordt een consistentieparameter beschouwd (en in het geval van niet-lineair gedrag ook een index) voor de beschrijving van de intensiteit van de evolutie. Met deze modellen kan de relatie tussen pompdrukken en debieten lineair of niet-lineair worden, afhankelijk van het verpompt beton. Aangezien de rheologische parameters van het beton rechtstreeks relevant zijn voor het voorspellen van de pompdrukken, is het accuraat opmeten van deze parameters een belangrijke uitdaging.

De rheologische eigenschappen van beton kunnen niet rechtstreeks gemeten worden als een fysische grootheid. Rheometers voor beton kunnen bijgevolg alleen op indirecte wijze aangewend worden, door het meten van andere fysische grootheden zoals een snelheid, moment of druk. Verschillende methoden kunnen aangewend worden voor de conversie van deze fysische grootheden in de gezochte rheologische eigenschappen. De meest directe wijze bestaat uit het kalibreren van de rheometer door het beproeven van materialen met gekende rheologische eigenschappen. Een hogere precisie wordt in deze aanpak bekomen door het testen van een groter aantal gekende materialen. Echter, teneinde het hele bereik van de rheologische eigenschappen van beton goed te omvatten, zou een zeer groot aantal gekende materialen beproefd moeten worden, wat deze methode zeer tijdrovend en omslachtig maakt. Als alternatief kan de kalibratie op numerieke wijze uitgevoerd worden. Dergelijke numerieke kalibratie maakt het onderwerp uit van hoofdstuk 2 in deze doctoraatsthesis.

Naast de rheologie van het beton is de tribologie ook een belangrijke factor voor het bepalen van de pompkarakteristieken. Tribologie laat toe om de eigenschappen van het beton in het contactvlak met het oppervlak van de pompbuis te bestuderen. Voor traditioneel beton met een hoge vloeigrens wordt de stroming van het beton in de pompbuis gedomineerd door de

sliplaag of glijlaag nabij het oppervlak, terwijl de betonmassa zelf als een starre massa (*plug*) vloeit. De sliplaag kan enkel gevormd worden onder invloed van schuifspanningen, en is het gevolg van drie verschillende fenomenen: geometrisch wandeffect, structuraafbraak, en dynamische segregatie. Deze fenomenen induceren een vermindering van de viscositeit van het beton in een laag met dikte van enkele millimeter nabij het oppervlak van de pompbuis. Als gevolg van de vorming van de sliplaag, wordt een niet-homogene stroming geïnduceerd. Een bijkomende snelheidscomponent is het gevolg, die zich optelt bij het snelheidsprofiel dat reeds het gevolg is van de afschuiving van het beton.

Teneinde het gedrag van het beton nabij het oppervlak te karakteriseren, worden tribometers aangewend, waarin de relatieve beweging tussen beton en oppervlakte gesimuleerd wordt. In geval van traditioneel beton, met hoge vloeigrens, wordt door de relatieve beweging enkel de sliplaag aan afschuiving onderworpen, terwijl de massa van het beton niet afschuift. In dit geval resulteert de toepassing van tribometers in de bepaling van een vloeigrens en viscositeit van de sliplaag. Deze twee parameters laten toe een lineaire relatie te definiëren tussen de schuifspanning en de afschuifsnelheid in de contactzone. Echter, in het geval van zelfverdichtend beton wordt het beton zelf ook aan afschuiving onderworpen, wat tot een gecompliceerde situatie leidt in een tribologische test. Hierdoor wordt het zeer complex om het gedrag van zelfverdichtend beton nabij het oppervlak te karakteriseren door middel van een tribometer. Deze situatie bemoeilijkt de voorspelling van de relatie tussen pompdrukken en debieten.

Teneinde het effect van de sliplaag te karakteriseren en begroten, werd een nieuwe proefmethode ontwikkeld die toelaat om de snelheidsprofielen op te meten in beton dat stroomt in een open buis. Door het opmeten van deze snelheidsprofielen is het mogelijk om de dikte van de sliplaag te bepalen, evenals de snelheden in de sliplaag. In een experimenteel programma werd tevens het effect van de betonsamenstelling op de eigenschappen van de sliplaag bestudeerd.

Bovendien werd een experimentele methode ontwikkeld voor de monsternamen van het materiaal van de sliplaag, teneinde de rheologische eigenschappen hiervan te kunnen bepalen. Deze studie, uitgevoerd op zelfverdichtend beton, laat toe een relatie te bepalen tussen de rheologische eigenschappen van de sliplaag en de rheologische eigenschappen van het beton.

Tenslotte worden de experimentele resultaten geïmplementeerd in een numerieke simulatiemethode. De resultaten van de numerieke methode laten toe de ontwikkelde experimentele methoden en de bekomen resultaten verder te valideren.

Gebaseerd op de beschikbare rheologische modellen zoals het Bingham model, aangepast Bingham model of Herschel-Bulkley model, wordt het mogelijk een voorspelling te maken van de relatie tussen drukgradiënten en debieten, steunend op de formule van Poiseuille voor laminaire stroming in een cirkelvormige buis. Steunend op een gekende dikte van de sliplaag en op de ontwikkelde relatie tussen de rheologische eigenschappen van de sliplaag en het beton,

wordt het mogelijk om een voorspelling te maken van de relatie tussen pompdrukken en debieten. Dit werd op numerieke wijze toegepast en geïllustreerd voor de situatie van enkele grootschalige pompproeven waarvan de experimentele resultaten in de literatuur beschikbaar zijn.

Table de matières

Chapitre 1 : Etude bibliographique.....	16
1. La technique de pompage.....	17
1.1. Le système de pompage	19
1.1.1. Pompe	19
1.1.2. Tuyauterie	20
1.2. Relation pression-débit.....	21
1.3. Problèmes rencontrés lors du pompage.....	22
1.3.1. Amorçage de la tuyauterie de pompage.....	22
1.3.2. Stabilité du béton sous pression.....	22
2. Rhéologie du béton frais.....	24
2.1. Introduction	24
2.2. Lois de comportement rhéologique	25
2.3. Influence des paramètres de compositions sur la rhéologie.....	29
2.3.1. Influence des compositions	29
2.3.2. Influence du malaxage sur la viscosité plastique.....	32
2.4. Relation entre rhéologie et pompage.....	33
2.5. Rhéométrie	38
2.5.1. Méthode de rotation	39
2.5.1.1. Les rhéomètres à cylindres concentriques:	40
2.5.1.2. Les rhéomètres à plaques parallèles	41
2.5.1.3. Les rhéomètres à cône et plaque	42
2.5.1.4. Rhéomètre type malaxeur	43
2.5.2. Méthode de tube	43
2.5.2.1. Viscomètre à capillaire.....	44
2.5.2.2. Viscosimètre à extrusion capillaire	44
2.5.3. Comparaison des rhéomètres de béton	45
2.6. Rhéomètres utilisés.....	48
2.7. Conclusion.....	51
3. Tribologie du béton frais.....	52

3.1.	Introduction	52
3.2.	Relation entre la rhéologie, la tribologie et le pompage	53
3.3.	Tribométrie	57
3.4.	Tribomètre utilisé.....	61
4.	Couche limite et les effets sur le pompage.....	63
4.1.	Introduction	63
4.2.	Caractéristiques de la couche limite	66
4.3.	Effets sur le pompage	67
5.	Techniques de mesure du profil de vitesse d'écoulement des fluides.....	68
5.1.	Technique de mesure pour une conduite fermée	68
5.1.1.	Imagerie par Résonance Magnétique	68
5.1.2.	Ondes ultrasonores – effet Doppler	70
5.2.	Technique de mesure à surface libre	72
5.2.1.	Vélocimétrie Laser Doppler.....	72
5.2.2.	Vélocimétrie par Image de Particules	73
6.	Conclusions et objectifs de recherche	76
Chapitre 2: Etalonnage du rhéomètre Tattersall MK-II par résolution numérique.....		81
1.	Avantage du rhéomètre Tattersall MK-II	82
2.	Inconvénient du rhéomètre Tattersall MK-II	83
3.	Solution numérique	85
3.1.	Outil de simulation.....	85
3.2.	Equations gouvernant le comportement rhéologique du béton.....	86
3.3.	Plan de simulation.....	88
3.4.	Simulation du rhéomètre Contec Viscometer 5	89
3.4.1.	Maillage.....	89
3.4.2.	Résultats de simulation.....	91
3.5.	Simulation du rhéomètre Tattersall MK-II	94
3.5.1.	Maillage.....	94
3.5.2.	Résultats de la simulation	97
3.6.	Modélisation des résultats numériques	99
3.6.1.	Méthode de modélisation.....	99

3.6.2.	Résultats de la modélisation	99
3.6.3.	Incertitude de la modélisation numérique	101
4.	Comparaison avec le rhéomètre à mortier AntonPaar MCR-52.....	103
5.	Comparaison avec le rhéomètre à béton Contec Viscometer 5.....	104
6.	Discussions	107
6.1.	Calibration par CFD	107
6.2.	Taux de cisaillement dans le rhéomètre.....	108
6.3.	Phénomène de faux rhéo-fluidifiant.....	110
7.	Conclusions	114

**Chapitre 3 : Influence des paramètres de composition sur les caractéristiques de la couche limite –
Diamètre maximal des granulats** **118**

1.	L'effet géométrique de la paroi	119
2.	Formulation des bétons	121
3.	Configuration de l'essai de mesure de profil de vitesse	123
3.1.	Conception de l'essai	123
3.2.	Longueur d'entrée hydrodynamique	126
4.	Appareil de mesure.....	127
5.	Déroulement de l'essai	129
6.	Rhéologie et tribologie des matériaux étudiés.....	130
7.	Résultats de la mesure de vitesse.....	131
7.1.	Vérification de la longueur d'entrée hydrodynamique	131
7.2.	Résultats de mesures du profil de vitesse par l'analyse PIV	131
8.	Discussions	137

**Chapitre 4 : Influence des paramètres de composition sur les caractéristiques de la couche limite –
épaisseur maximale de la pâte** **140**

1.	Influence de l'épaisseur maximale de la pâte.....	141
1.1.	Définition de l'épaisseur maximale de la pâte.....	141
1.2.	Formulation des bétons	142
1.3.	Rhéologie des matériaux testés.....	144
1.4.	Résultats de la mesure de vitesse.....	146

1.5.	Discussions	148
2.	Caractéristiques de la couche limite	148
2.1.	Méthode de prélèvement de la couche limite du circuit de pompage	149
2.2.	Rhéologie de la couche limite	150
2.3.	Observations microscopiques MEB	152
2.4.	Discussions	155
3.	Conclusions	156
Chapitre 5 : Simulation numérique		159
1.	L'objectif de la simulation	160
2.	Les hypothèses	160
3.	Géométrie du problème et maillage	162
4.	Résultats – comparaisons avec les essais expérimentaux	164
4.1.	Technique de simulation VOF	164
4.2.	Simulation des essais de variation de Dmax	166
4.2.1.	Mise en évidence de la contribution de la couche limite	166
4.2.2.	Estimation de la rhéologie de la couche limite	168
4.3.	Simulation des essais de variation de l'épaisseur maximale de la pâte	175
5.	Etude de l'influence de l'épaisseur et de la viscosité de la couche limite sur le profil de vitesse	182
6.	Calcul analytique du débit	183
7.	Conclusion	190
Conclusions et perspectives		193
1.	Conclusions générales	194
1.1.	Rhéométrie du béton	194
1.2.	Propriétés rhéologiques du béton frais	194
1.3.	Tribométrie du béton frais	194
1.4.	Mesure du profil de vitesse	195
1.5.	Couche limite	195
1.6.	Simulation numérique	196
1.7.	Calculs analytiques – prédiction du débit	196
1.8.	Prédiction de la pression totale de pompage	196

2. Perspectives	197
Annexe 1	198
Annexe 2	207
Annexe 3	211
Annexe 4	229

Introduction

Ce travail est une recherche approfondie sur le couplage de la rhéologie, la tribologie et le pompage des bétons.

Sous les conditions de pompage normales, l'écoulement du béton dans la tuyauterie peut être considéré comme un régime laminaire. Théoriquement, les propriétés de cet écoulement peuvent être prédites en prenant en compte les paramètres rhéologiques du béton frais. Cependant, en réalité, cette prédiction n'est jamais correcte sans prendre en considération le comportement multiphasique du matériau. En effet, quand le béton est soumis à un gradient de cisaillement, ce comportement peut engendrer un écoulement non homogène. Notamment, au contact avec la paroi du tuyau où le taux de cisaillement est maximal, la rhéologie de béton diminue fortement. En conséquence, une couche limite qui contient des matériaux fins se développe à cet endroit. Cette couche a une épaisseur estimée entre 2 mm et 9 mm et a des paramètres rhéologiques nettement inférieurs comparés au bloc de béton. C'est la raison pour laquelle la couche limite joue le rôle d'un lubrificateur qui permet au bloc de béton de glisser sur la paroi. Pratiquement, si l'existence de cette couche est négligée on surestimera les pertes de charge. Ainsi, la prédiction de la pression de pompage sera incorrecte.

L'effet de la couche limite est bien confirmé par quelques études. Cependant, la plupart de ces études se concentrent sur le béton traditionnel. Pour ce matériau, les propriétés de la couche limite peuvent être indirectement étudiées par le biais des essais tribologiques. Alors que pour le béton auto plaçant, des essais tribologiques ne sont pas évident à réaliser.

Dans le but d'aborder en détail la contribution de la couche limite d'une manière quantitative, les études du profil de vitesse dans une conduite doivent être réalisées. Dans le cadre de ce travail de thèse, on étudiera essentiellement les bétons auto plaçants dont la tribologie ne peut pas être mesurée avec les tribomètres.

L'objectif principal de ce travail de recherche est de trouver une relation entre la rhéologie de la couche limite et celle du béton correspondant à partir de laquelle un modèle de prédiction de la pression de pompage pourrait être développé.

Le premier chapitre concerne une étude bibliographique concernant les paramètres du pompage, les propriétés rhéologiques et tribologiques des différents types de béton, la couche limite et le profil de vitesse d'écoulement de béton dans une conduite de pompage. Ce chapitre est une base de connaissance indispensable permettant d'effectuer les études détaillées sur la rhéométrie du béton (chapitre 2), les caractéristiques de la couche limite (chapitres 3 et 4), et la contribution de la couche limite dans le cas d'un écoulement sous l'effet d'un gradient de pression à travers des simulations numériques et calculs analytiques (chapitre 5). Le chapitre 6 conclut la thèse et donne des perspectives pouvant faire l'objet d'autres études dans le futur.

Chapitre 1 :

Etude bibliographique

1. La technique de pompage

Le pompage du béton est une des techniques de mise en place du matériau utilisée depuis presque un siècle. Actuellement, elle est largement employée en construction neuve, en réhabilitation, réparation et transport de courte distance. La technique consiste à utiliser un système de pompage composé d'un ou plusieurs pompes et à refouler le béton dans une tuyauterie conduisant le béton à l'endroit désiré. Ainsi, nous pouvons citer quelques ouvrages très connus pour lesquels cette technique a été utilisée:

- **La grande arche de la défense (Figure 1-1):**

Les méga poutres ont été coulées sur place en pompant le béton à travers un système de tuyauterie allant jusqu'à 400 m de long et 130 m de haut. Le béton était pompé avec un débit de 40m³ par heure et une pression de 60 bars.



Figure 1-1 Grande arche de la Défense

- **Le tunnel du TGV méditerranée à Marseille (Figure 1-2):**

C'est un chantier en zone urbaine donc le nombre de puits d'accès au sous-sol est limité. De plus, le gabarit réduit du tunnel avait rendu presque impossible l'utilisation des camions toupies pour le bétonnage. Ces toupies devaient parcourir une longue distance et transporter un volume important de béton. En conséquence, la solution pompage a été retenue pour la réalisation du tunnel. Le béton a, donc été pompé depuis deux puits espacé de presque 4 km. La pression a atteint 200 bars, ce qui a nécessité l'emploi des tuyauteries de haute pression ayant des diamètres de 120mm. Le débit enregistré était de 25 m³ par heure et le volume de béton pompé de 200 m³

par plot. Une pompe de distribution a été utilisée pour assurer la répartition du béton au droit des ateliers de bétonnage.

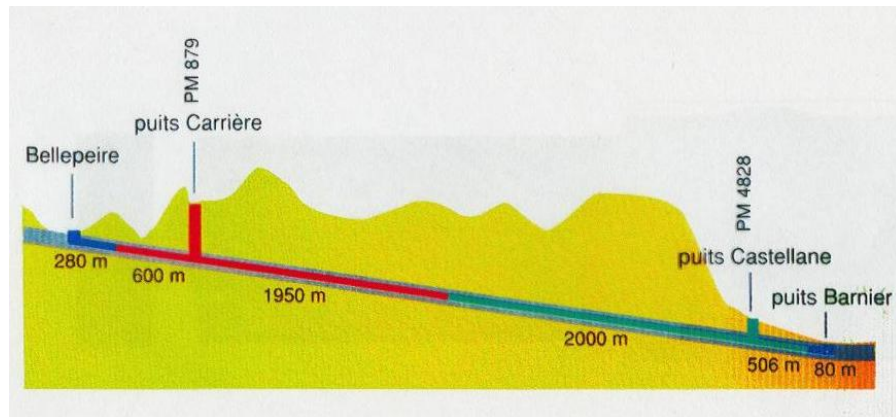


Figure 1-2 Acheminement du béton sur de grandes distances souterraines

- **La tour Khaliffe à Dubai:**

C'est un ouvrage record par rapport à sa hauteur et par rapport au pompage du béton. C'est une tour de plus de 800 mètres de haut (600 mètres en béton suivie d'une partie métallique de plus de 200 mètres). Elle est basée sur une superficie totale d'environ 465 000 mètres carrés. La technique de pompage sans reprise a été retenue pour la structure béton. La pression de pompage nominale est de 200 bars. La tuyauterie de diamètre 150 mm est renforcée pour résister à la pression ainsi qu'à l'abrasion. Pour atteindre la partie la plus haute de la tour, le béton doit être acheminé dans les canalisations pendant 35 minutes.



Figure 1-3 La tour et l'installation de pompage

1.1. Le système de pompage

1.1.1. Pompe

Selon Weber (1963) la première pompe à béton a été développée en 1913 aux états unis (Figure 1-4a). Le principe de fonctionnement de cette pompe est basé sur un piston poussé par une force mécanique. Le béton est rempli dans la trémie est puis distribué dans le ou les pistons qui se trouvent en dessous de la trémie par un mécanisme à guillotine (Figure 1-4b). Cependant cette pompe reste un prototype à cause d'un défaut de conception. 20 ans plus tard, la technique de pompage s'est beaucoup développée grâce à la naissance des premières pompes commerciales. Le développement a été boosté grâce au mécanisme hydraulique qui a remplacé l'ancien mécanisme mécanique ainsi qu'au principe de pompe à deux pistons pour augmenter la puissance (Weber, 1963).

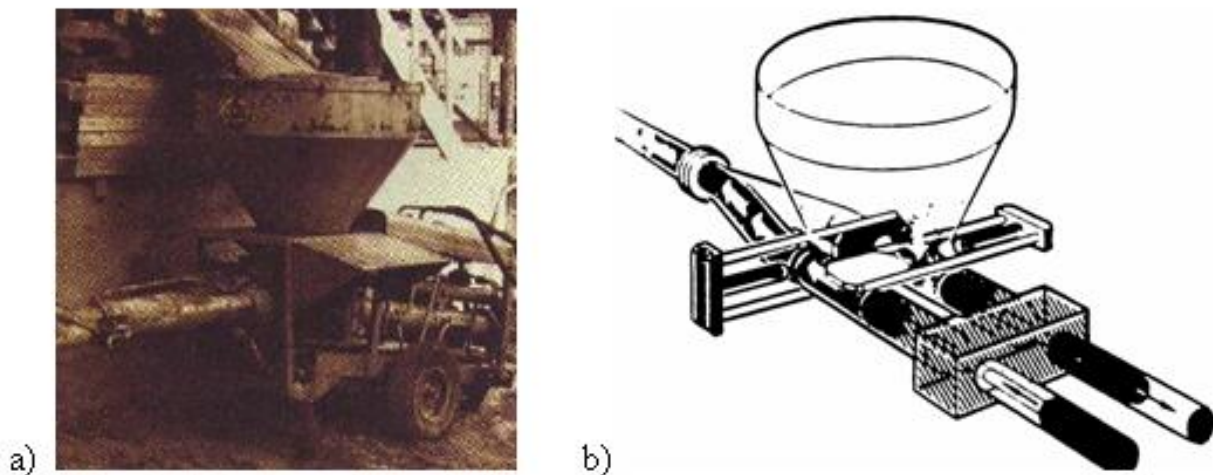


Figure 1-4 a) Une des premières pompes à béton Schwing (Guide Schwing); b) Mécanisme des premières pompes à béton

Actuellement, les pompes sont divisées en deux catégories.

- **La première catégorie**

Il s'agit des pompes à pistons dont le principe est le même que celui décrit précédemment. Ce type de pompe permet d'obtenir des débits importants. Pour augmenter un peu plus ces derniers, un système de doubles pistons alternatifs est souvent utilisé. Il s'agit de deux pistons avec un décalage de phase. Quand un piston expulse le béton, le deuxième en aspire de la trémie. Ensuite, avec un système de valve, le béton est dirigé vers la sortie de la pompe (Figure 1-5).

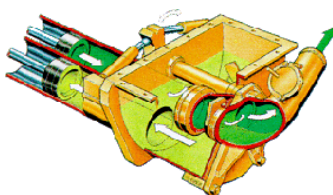


Figure 1-5 Pompe à deux pistons

- **La deuxième catégorie**

Cette catégorie concerne les pompes à rotor. Par rapport au premières, celles-ci permettent de pomper en continue. En conséquence, les pertes de bétons résiduels et les risques de bouchons sont diminués. Le système se compose d'un tuyau souple placé sous vide dans une chambre cylindrique et d'un rotor muni de deux ou trois rouleaux de compression péristaltique (Figure 1-6). Le mouvement péristaltique du tuyau crée par la rotation du rotor fait avancer le béton. A cause de sa faible puissance et de son faible débit cette pompe ne s'utilise qu'en cas de pompage délicats de bétons spéciaux: le béton léger, le mortier, etc... La seule pièce à remplacer est le tuyau souple avec une durée de vie d'environ 100 heures de travail suivant la nature du béton à pomper.

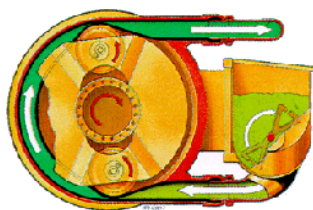


Figure 1-6 Pompe à rotor

1.1.2. Tuyauterie

Le système de canalisation qui conduit le béton de la sortie de la pompe jusqu'à l'endroit de mise en place est appelé « tuyauterie ». En général, les matériaux des tuyaux sont en métal et ayant un diamètre de 65 mm, 100 mm, 125 mm ou 150 mm et une longueur courante de 1m, 2m ou 3m. Des longueurs plus importantes peuvent être réalisées en reliant les tuyaux entre eux à l'aide de colliers (Figure 1-7).



Figure 1-7 Collier de raccordement

1.2. Relation pression-débit

En pratique, le choix de la pompe appropriée est basé sur la pression nécessaire pour atteindre un débit souhaité pour un circuit de pompage donné. D'autre part, la maniabilité du béton est aussi un facteur influençant la pression de pompage. A partir d'expériences pratiques, certains abaques ont été établis pour prédire la pression. En général, ces abaques permettent d'exprimer la pression de pompage en fonction de 3 variables qui sont: l'affaissement (ou l'étalement) du béton, la géométrie de la tuyauterie et le débit requis. Sur la Figure 1-8 un exemple d'abaque (guide de Schwing) basé sur l'étalement du béton, le diamètre de tuyau et le débit souhaité.

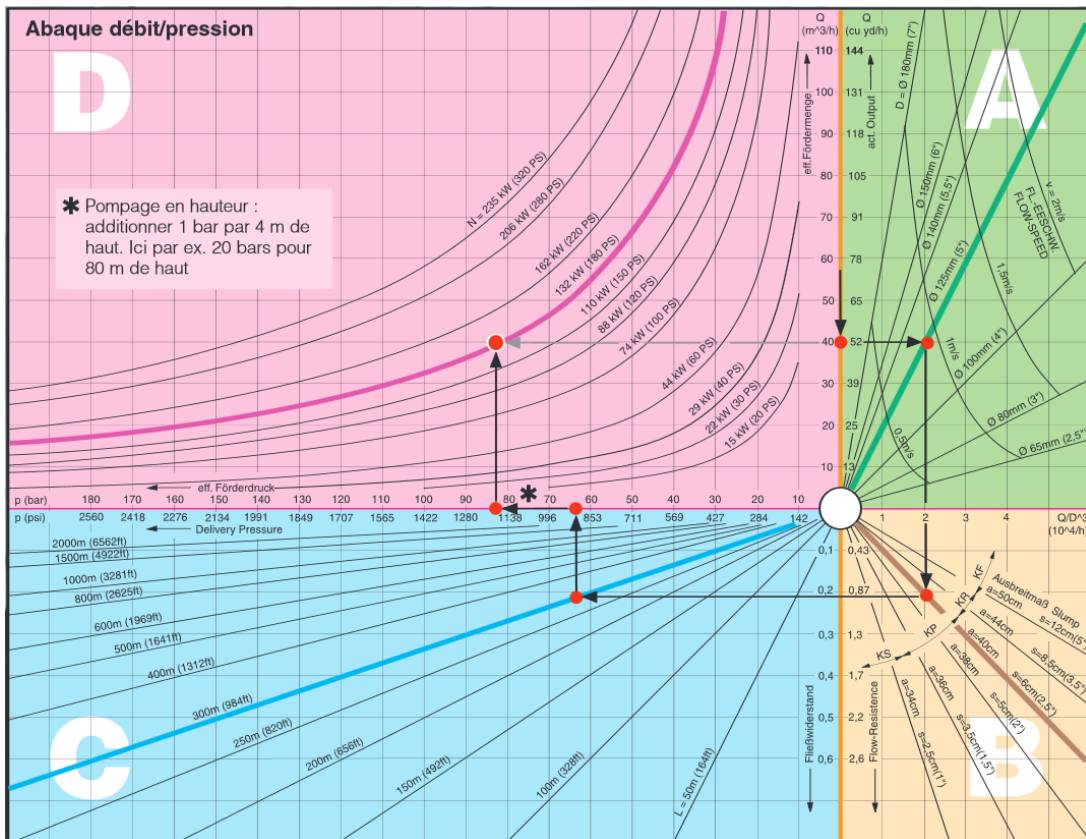


Figure 1-8 Abaque de prédiction de la pression de pompage

Exemple: Pour obtenir un débit de $40 \text{ m}^3/\text{h}$ d'un béton ayant un affaissement de 40 cm pompé dans une tuyauterie de 125 mm de diamètre sur une distance de 300 m et une hauteur de 80 m , la pression de pompage doit être de 84 bars et la puissance de la pompe de 132 kW .

1.3. Problèmes rencontrés lors du pompage

1.3.1. Amorçage de la tuyauterie de pompage

Pour éviter les bouchons en phase de démarrage, une barbotine composée de ciment et d'eau est utilisée. Cette barbotine permet de former une pellicule de coulis sur la paroi du tuyau afin de diminuer les frottements avec les granulats du béton. Selon Kaplan (Kaplan 2000), sur une certaine distance de l'entrée de la tuyauterie, des gros granulats ne suivent pas parfaitement le sens de l'écoulement mais ont tendance à se diriger vers la paroi à cause de l'inertie créée par le mouvement du piston. Si la viscosité de la barbotine n'est pas suffisante pour maintenir les gros granulats en suspension, la ségrégation a lieu et les bouchons se forment. Cette théorie de Kaplan a été étayée qualitativement par des observations de bouchons en phase de démarrage. En effet, Kaplan a montré le rôle important de la couche de glissement par rapport à l'apparition, des bouchons lors de l'écoulement du béton. Ainsi, on peut constater (Figure 1-9b) que grâce à la couche de glissement clairement observée sur l'échantillon de droite, le béton s'écoule librement. A l'inverse de l'échantillon de gauche (Figure 1-9a) dont les granulats sont en contact direct avec la paroi.

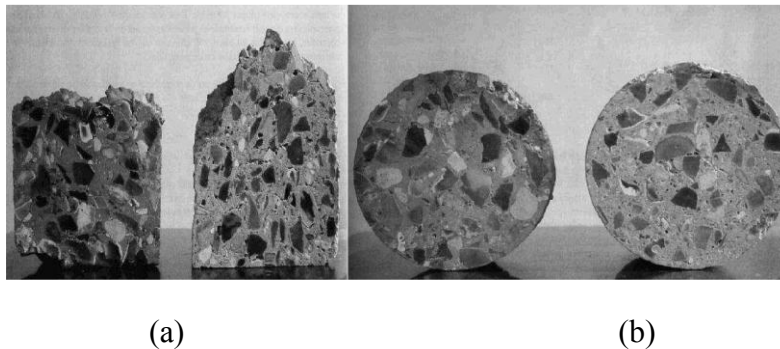


Figure 1-9 (a) Coupe longitudinale ; (b) Coupe transversale (Kaplan 2000)

Dans une autre étude, Kaplan a utilisé deux types de ciment différents, l'un dédié à la formulation de la barbotine et l'autre utilisé pour fabriquer le béton. Il a pu confirmer sa théorie en analysant la composition du matériau formant des bouchons. Cependant, l'esprit quantitatif de ce mécanisme n'a pas été étudié par Kaplan.

1.3.2. Stabilité du béton sous pression

- **Ressuage forcé:**

Sous une certaine pression de pompage ou une augmentation importante du débit de pompage, le béton devient instable, ce phénomène de migration de l'eau de gâchage (ressuage) peut se

produire (Kempster 1971) (Browne et Bamforth 1975). Ceci peut entraîner une diminution locale de l'eau et rend le béton plus sec. Ce qui favorise la formation de bouchons. Quelques études ont été menées sur la capacité du béton à retenir l'eau sous un gradient de pression. Un des premiers appareils de mesure du ressuage forcé a été proposé par Browne et Bamforth (Browne et Bamforth 1975) (Figure 1-10a). Le principe consiste à enfermer le volume du béton testé dans un réservoir dont la pression intérieure est contrôlée. A la base du réservoir, un système de drainage permet à l'eau de s'évacuer. En mesurant le volume d'eau évacué au bout de 10 à 140 secondes, sous une pression de 3450 kPa, ces auteurs arrivent à caractériser la capacité du béton à retenir l'eau. Si ce volume d'eau est trop faible, cela signifie qu'il n'y a pas suffisamment d'eau dans le béton pour que celui-ci soit pompable. Si ce volume d'eau d'eau est trop grand, il y a le risque de bouchonnage. Cependant, cette mesure ne permet pas de déterminer à quelle pression, le risque de bouchonnage est significatif. En conséquence, avec la valeur du volume d'eau évacué mesuré et la valeur d'affaissement, ces auteurs sont capables d'établir un abaque (Figure 1-10b) permettant de déterminer la pompabilité (mais pas le risque de bouchonnage) du béton. Sachant que pour un béton situé dans la zone de pompabilité, plus le volume d'eau évacuée est grand, plus le risque de bouchonnage est grand. Il est donc conseillé de fabriquer un béton qui ne se s'écarte pas trop loin à droite de la courbe de limite de pompabilité.

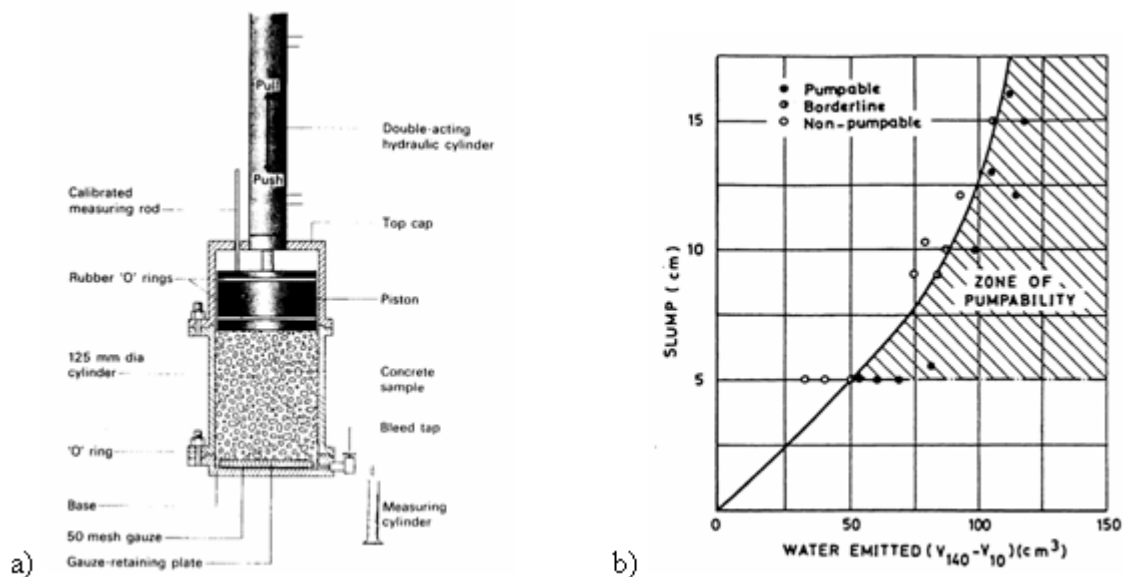


Figure 1-10 (a) appareil de mesure de ressuage forcé ; (b) prédiction de la pompabilité (Browne et Bamforth 1975)

- **Ségrégation dynamique:**

La ségrégation dynamique n'entraîne pas de blocage mais affecte la prédiction de la perte de charge et donc rend la prédiction de pression de pompage incorrecte. Kaplan a proposé dans sa thèse que cet effet est un paramètre d'influence dominant sur la plupart de ces mesures. Il s'agit d'un mouvement des gros granulats quittant la paroi en se dirigeant vers le centre du tuyau. Ce

mouvement s'atténue lorsque la compacité maximale du mélange granulaire est atteinte. L'origine de ce mouvement provient du fait que les gros granulats ont tendance de quitter les zones de cisaillement élevé pour retrouver l'équilibre. D'après Kaplan, pour les bétons traditionnels (TC) dont le seuil de cisaillement est souvent élevé, ce phénomène est nécessaire au développement de la couche limite qui permet d'avancer le bloc de béton. Comme dans le bloc de béton il n'y a quasiment pas de mouvement local relatif, la force d'inertie va continuer à guider les gros granulats de tendre vers le centre jusqu'à la compacité maximale soit atteinte.

Cependant, pour le cas des BAP, ce phénomène semble moins prononcé à cause de leur seuil de cisaillement moins élevé et de leur viscosité plastique plus importante. Ces deux paramètres entraînent un profil de vitesse complètement différent avec un écoulement en bloc de diamètre négligeable. En conséquence, sous la présence du gradient de vitesse, l'inertie cause deux granulats de changer la direction quand ils se déplacent relativement l'un par rapport à l'autre. Comme à cause de la ségrégation dynamique, la concentration des granulats est importante au centre, les granulats vont se diriger vers la paroi jusqu'à ce qu'une autre interaction granulaire les pousse à nouveau vers le centre. L'effet de ces mouvements aléatoires permet de distribuer uniformément les granulats et donc réduit le phénomène de la ségrégation dynamique.

Toutefois, toutes ces théories restent encore hypothétiques car il n'y a aucune observation qualitative ou analyse quantitative permettant de les confirmer.

2. Rhéologie du béton frais

2.1. Introduction

La rhéologie est une branche de la physique qui étudie l'écoulement ou la déformation des corps sous l'effet des contraintes qui leur sont appliquées, compte tenu de la vitesse d'application de ces contraintes ou plus généralement de leur variation au cours du temps. Pour le béton, la rhéologie désigne généralement l'étude du béton à l'état frais qui est considéré comme un fluide.

- **Gradient de vitesse:**

Quand un fluide s'écoule, il doit avoir une vitesse locale nulle dans la zone de contact avec un solide immobile (une paroi, par exemple). En s'éloignant du solide la vitesse va augmenter jusqu'à atteindre, à certaine distance, une valeur maximale. Le gradient de vitesse va traduire l'évolution de la vitesse au sein du fluide, elle est également appelée taux de cisaillement:

Gradient de vitesse $\dot{\gamma} = \frac{\partial u}{\partial y}$ (s⁻¹)

Où:

u = la vitesse du fluide

y = la coordonnée d'une position du fluide

- **Contrainte de cisaillement:**

A cause du gradient de vitesse, les particules du fluide se déplacent avec des vitesses différentes. Les particules allant plus vite sont freinées par celles allant moins vite. C'est d'ailleurs pour cela qu'il faut exercer une certaine force pour mettre un fluide en mouvement. Le rapport de la force à une surface de contact entre les particules de fluide, qui possède donc la dimension d'une pression, exprimée en Pascals est appelé la contrainte de cisaillement.

Contrainte de cisaillement $\tau = \frac{F}{A}$ (Pa)

Avec: F est la force tangentielle appliquée, A est l'aire de la section de contact.

Globalement, plus un liquide est sollicité, plus il y a une dépense d'énergie. C'est la relation entre ces deux grandeurs qui caractérise le comportement rhéologique du matériau.

Toutes les études réalisées sur la rhéologie du béton confirment que celui-ci est un fluide à seuil, c'est-à-dire un fluide non newtonien ayant une contrainte de cisaillement critique. Pour que le béton s'écoule, il faut que l'énergie apportée soit suffisamment élevée pour que la contrainte de cisaillement dans le béton dépasse cette valeur critique.

En général, dans le béton cisailé, la contrainte de cisaillement est proportionnelle à la vitesse de cisaillement. Cependant, ce comportement dépend du type de béton. Ainsi, on observe généralement un comportement linéaire pour les bétons traditionnels et un comportement plutôt rhéo-épaississant pour les bétons auto plaçants notamment de faible teneur en eau. C'est ce qui conduit les chercheurs à développer plusieurs lois de comportement rhéologiques.

2.2. Lois de comportement rhéologique

Le béton est un matériau multiphasique qui se rapproche d'un liquide non-newtonien. En général, celui-ci fait partie des suspensions concentrées qui présentent effectivement un seuil de cisaillement, au-delà duquel la contrainte augmente avec la déformation. Cette relation est un facteur déterminant permettant de travailler sur l'écoulement du béton. C'est la raison pour laquelle, de nombreux modèles mathématiques ont été développés dont l'objectif est de mettre en évidence une loi rhéologique. Il s'agit de trouver une relation entre la contrainte de cisaillement

et le taux de cisaillement. Plusieurs modèles mathématiques ont été développés pour décrire cette relation:

Bingham	$\tau = \tau_0 + \mu\dot{\gamma}$
Bingham modifié	$\tau = \tau_0 + \mu\dot{\gamma} + c\dot{\gamma}^2$
Herschel-Bulkley	$\tau = \tau_0 + k\dot{\gamma}^n$
Casson	$\tau = \tau_0 + \mu_\infty\dot{\gamma} + 2\sqrt{\tau_0\mu_\infty\dot{\gamma}}$
De Kee	$\tau = \tau_0 + \mu\dot{\gamma}e^{-\alpha\dot{\gamma}}$
Yahia	$\tau = \tau_0 + 2\sqrt{\tau_0\mu\dot{\gamma}e^{-\alpha\dot{\gamma}}}$

Tableau 1-1 Les modèles rhéologiques (Yahia et Khayat 2001)

Où:

τ (Pa) contrainte de cisaillement;

τ_0 (Pa) seuil de cisaillement;

k (Pa.s) indice de consistance;

μ (Pa.s) viscosité plastique ;

μ_∞ (Pa.s) viscosité apparente vis-à-vis du cisaillement élevé ;

α paramètre décrivant l'influence du temps;

n indice de puissance ;

$\dot{\gamma}$ (1/s) est le taux de cisaillement.

La courbe de la contrainte de cisaillement en fonction du taux de cisaillement définit une courbe d'écoulement.

Pour les bétons traditionnels, on introduit souvent la notion théorique de fluide de Bingham qui suppose une variation linéaire de la courbe d'écoulement. Ce modèle est donc un cas particulier du modèle Herschel-Bulkley avec $n=1$ (Ngo 2009) (Figure 1-11).

$$\tau = \tau_0 + \mu\dot{\gamma}$$

Équation 1-1

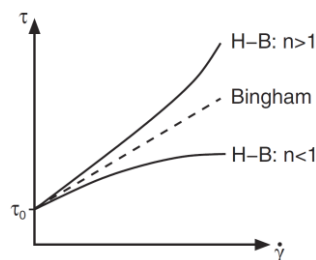


Figure 1-11 Courbe d'écoulement pour les fluides de Herschel-Bulkley et Bingham

Dans l'étude de Rössig (Rössig 1974), le modèle de Bingham a été employé pour décrire la rhéologie du béton en écoulement dans une conduite. Cependant, pour un béton auto plaçant, une telle caractérisation ne reflète pas bien la relation contrainte – taux de cisaillement. Celle-ci suit plutôt une loi de puissance avec $n > 1$. Dans sa thèse, Feys D. (Feys 2009) a attribué cette relation au modèle de Bingham modifié avec n variant de 1 à 2 (Figure 1-12) ce qui se rapproche à un comportement Rhéo-épaississant.

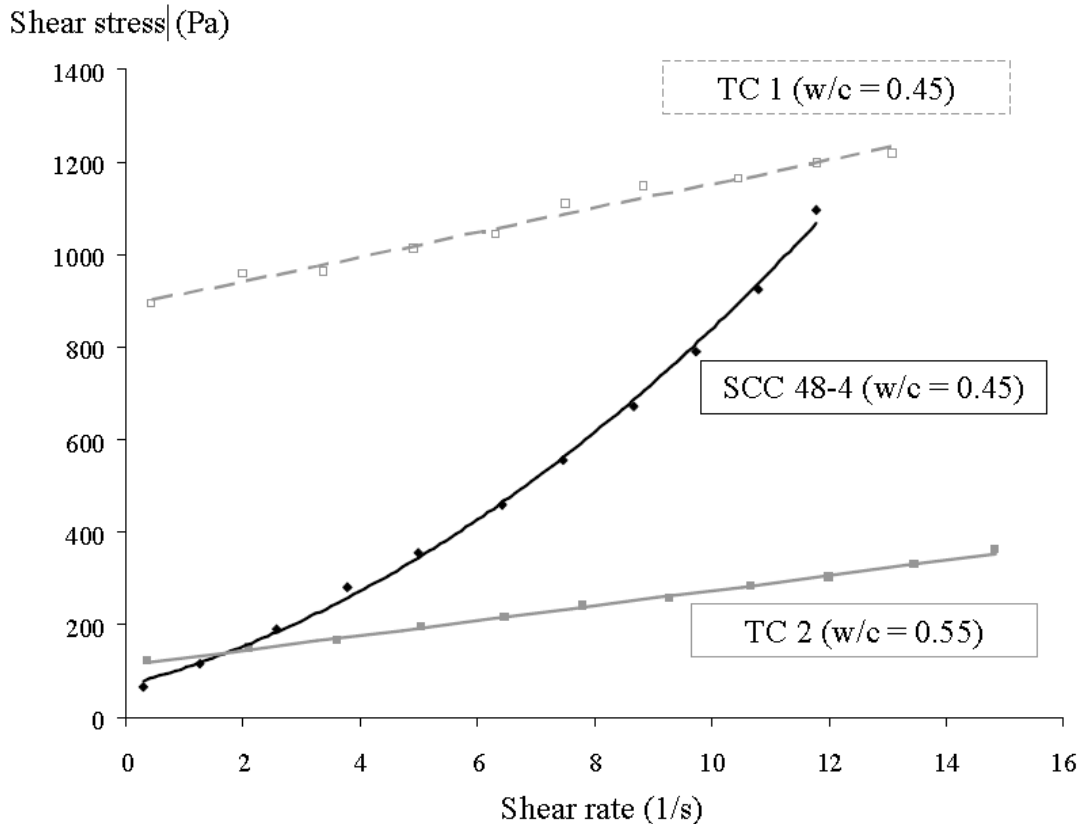


Figure 1-12 Différente relation contrainte de cisaillement - taux de cisaillement entre des bétons traditionnels TC1, TC2 et d'un béton autoplaçant SCC 48-4 (Feys 2009)

Une autre étude en 1998 (De Larrard et al. 1998) sur le comportement rhéologique sur un grand nombre d'échantillons des bétons traditionnels, béton auto plaçant et béton à hautes performances. Ces études ont permis de montrer que le modèle de Herschel-Bulkley permet de décrire correctement le comportement rhéologique de ces différents bétons (Figure 1-13) (dans ces travaux, le modèle Herschel-Bulkley a été décrit par la relation: $\tau = \tau_0 + a\dot{\gamma}^b$). C'est pourquoi, le modèle de Herschel-Bulkley est préféré à celui de Bingham qui donne parfois des valeurs de seuil de cisaillement négatives.

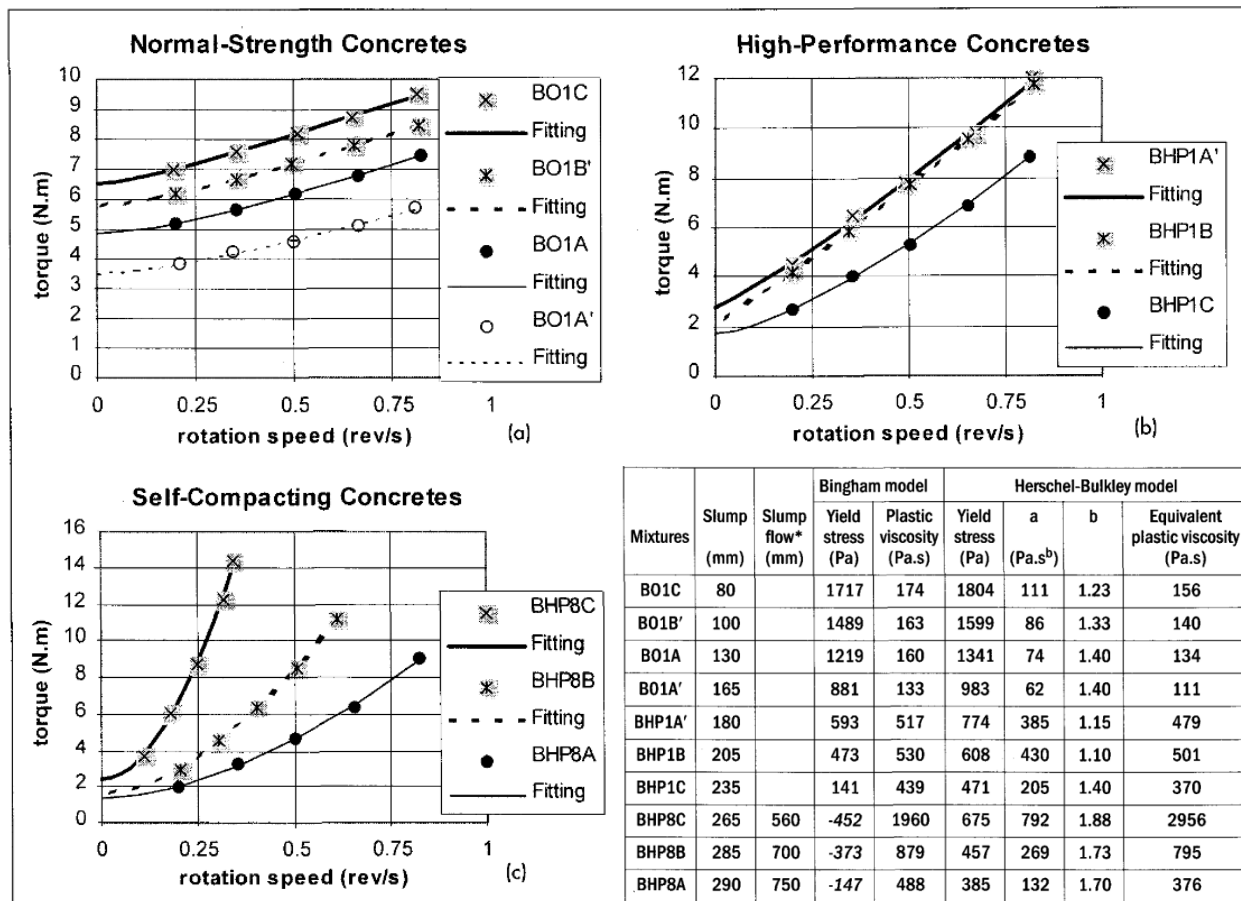


Figure 1-13 Comportement rhéologique de différents types de béton (De Larrard, Ferraris et al. 1998)

Comme le montre la Figure 1-14, les paramètres rhéologiques des différents types de bétons notamment le seuil de cisaillement et la viscosité plastique (modèle de Bingham) ont des différents ordres de grandeurs. En effet, les bétons auto plaçants ont des valeurs de seuil de cisaillement et viscosité plastique assez faible. En général, les bétons traditionnels ont un seuil de cisaillement nettement plus important et une viscosité plastique légèrement inférieure. Quant aux bétons à hautes performances, sa viscosité plastique est absolument plus importante que celle des autres types de béton et son seuil de cisaillement a le même ordre de grandeur que celui des bétons traditionnels. En effet, ces remarques ont été retirées lors de la lecture des travaux de recherche de (Hu et al. 1995, De Larrard, Ferraris et al. 1998, Feys 2009). Figure 1-14.

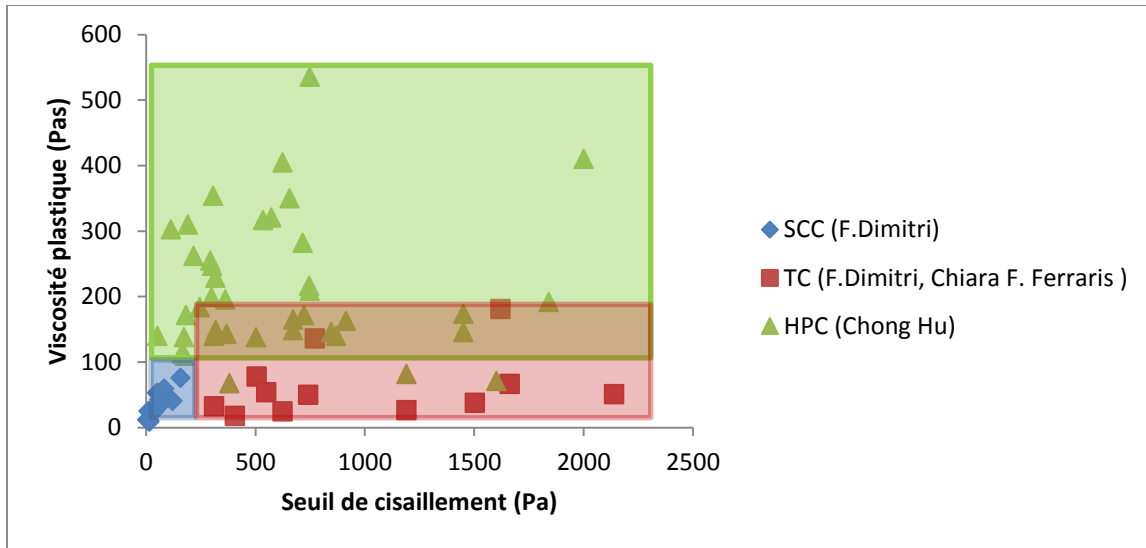


Figure 1-14 Rhéologie des différentes familles de béton (Hu, De Larrard et al. 1995, De Larrard, Ferraris et al. 1998, Feys 2009) *SCC: béton auto plaçant, TC: béton traditionnel, HPC: béton à hautes performances

2.3. Influence des paramètres de compositions sur la rhéologie

2.3.1. Influence des compositions

Comme montré précédemment, les deux paramètres principaux qui définissent le mieux le comportement rhéologique du béton sont le seuil de cisaillement τ_0 et la viscosité plastique μ . De nombreux travaux ont été réalisés sur l'effet de la composition du béton sur ces derniers (Yeoh 1982, Tattersall et Banfill 1983, Wallewick et Gjorv 1990, Wallevik 1990, Tattersall 1991, Mork 1994, Mørtzell 1996, Geiker et al. 2002). Dans ce contexte, la notion de rhéographe a vu le jour. Un rhéographe est un graphe représenté sous forme d'un nuage de points dont chaque point représente un béton (ou un matériau cimentaire). L'abscisse et l'ordonnée représentent respectivement les valeurs du seuil de cisaillement et de viscosité plastique. En général, un rhéographe permet de décrire le changement du comportement rhéologique d'un béton (par le biais du changement des paramètres rhéologiques) en fonction d'une modification progressive du paramètre de composition étudié. Le principe de la construction d'un rhéographe consiste en la mesure des paramètres rhéologiques d'un béton de référence et, par la suite, de celles des bétons modifiés. Cependant, comme un rhéographe est réalisé avec un seul rhéomètre, alors que les rhéomètres différents ne donnent pas exactement le même résultat, les évolutions décrites dans un rhéographe ne sont pas quantitatives mais qualitatives.

En 1983, Wallevik (Wallevik 1983) a utilisé le rhéomètre MK-II (rhéomètre deux points) amélioré par Ferraris (Ferraris 2000) pour étudier l'effet de l'augmentation de la teneur en eau, en air, en super plastifiant et en fumée de silice pour une formulation de béton. Ces influences sont simplement illustrées par un graphe (Figure 1-15d). Ce qui est la synthèse des quatre courbes d'écoulement (Figure 1-15a, b, e et f) (Wallevik et Wallevik 2011). La Figure 1-15c explique comment les différentes directions du rhéographe vont illustrer le changement de la rhéologie du béton en fonction de sa maniabilité (ferme, liquide, visqueux). Tous les changements représentés dans la Figure 15 sont définis par rapport à un mélange de référence. La fumée de silice est ajoutée en substitution de ciment, ce qui signifie que le rapport E/L est constant. La teneur en eau varie tout en maintenant le dosage en liant constant.

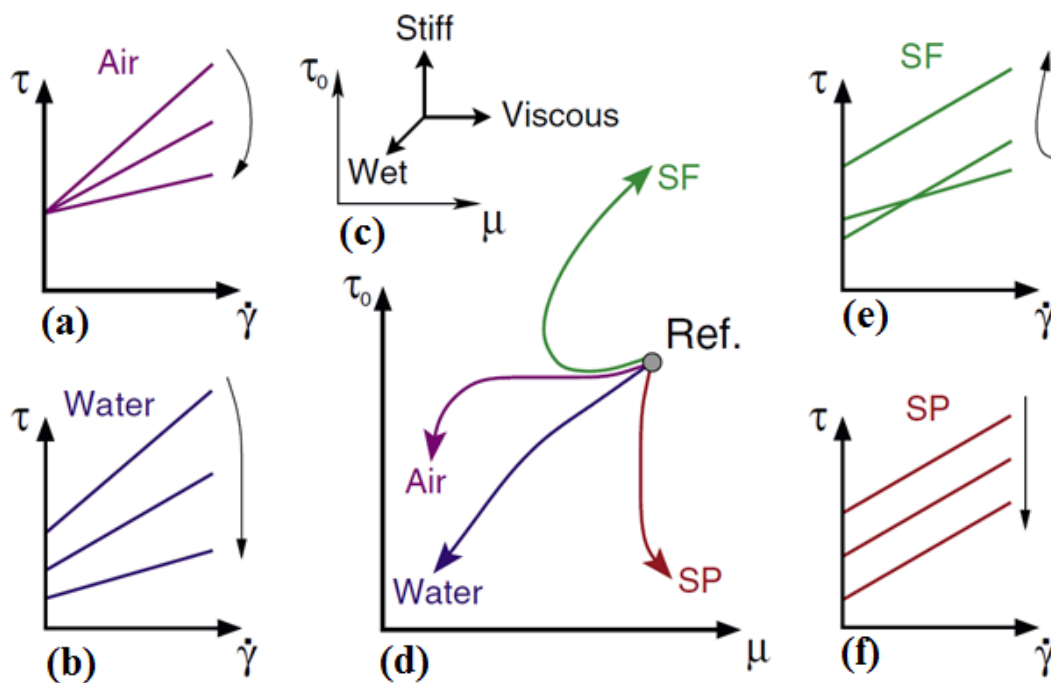


Figure 1-15 Rhéographe du béton (Wallevik et Wallevik 2011)

A la même période, Tattersall et Banfill (Tattersall et Banfill 1983) ont utilisé cette même méthode de représentation pour analyser les résultats des essais expérimentaux réalisés par Scullion (Scullion 1975). Ce dernier a étudié l'effet du rapport E/C et de la teneur en fines sur les propriétés rhéologiques.

En 2011, Banfill (Banfill 2011) étudie l'influence du rapport E/C et représente ces résultats (Figure 1-16) ainsi que ceux de Domone, P. L. J., Yongmo (Domone et al. 1999) sur un même rhéographe (Figure 1-17). Il constate une diminution des propriétés rhéologiques de même tendance que celles représentées dans le rhéographe de Wallevik (Wallevik et Wallevik 2011).

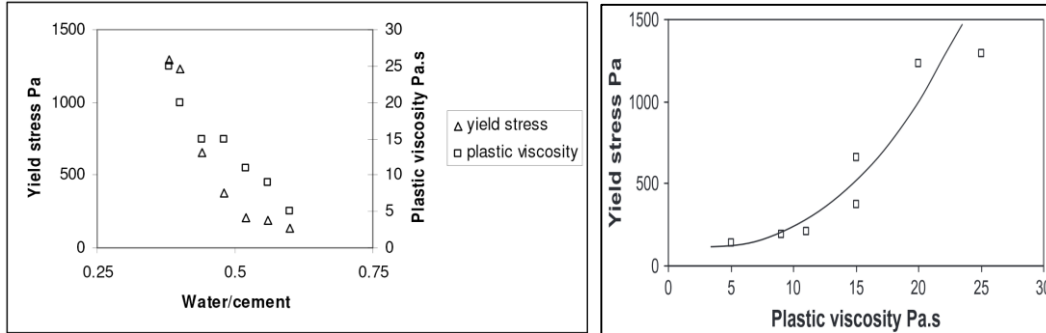


Figure 1-16 Effet du rapport E/C sur le seuil de cisaillement et la viscosité plastique du béton (Domone, Yongmo et al. 1999)

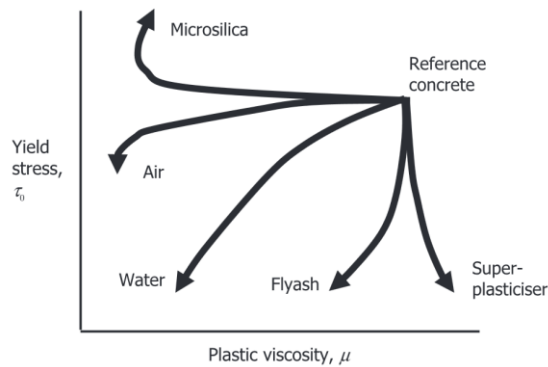


Figure 1-17 La direction du changement en rhéologie d'un béton causé par une augmentation des paramètres de composition (Banfill 2006)

Dans le cadre de ce même travail, Banfill a étudié le changement de teneur en super plastifiant de poly carboxylate. Deux types d'adjuvants fournis par Sika AG, Zurich (adjuvant A et adjuvant

B) ont été testés sur une certaine plage de béton. Les résultats sont présentés sur le rhéographe suivant (Figure 1-18).

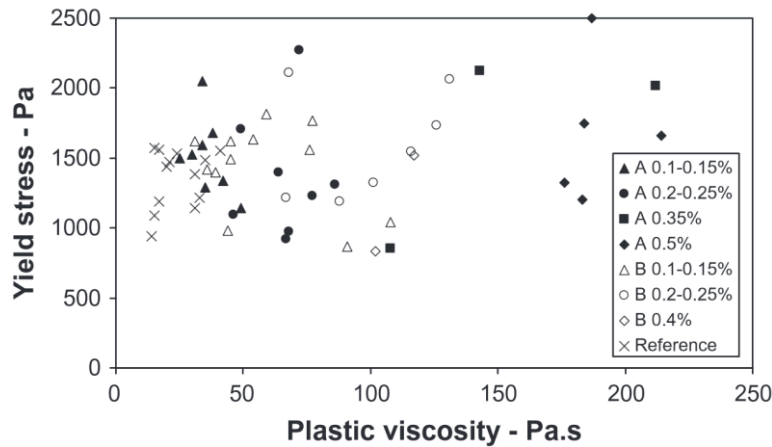


Figure 1-18 Effet du type de super plastifiant sur le seuil de cisaillement et la viscosité plastique du béton (Banfill 2011)

Son travail a permis de confirmer que les effets individuels de la variation de chaque paramètre de la composition du béton sont additionnels. De plus, l'effet combiné d'une variation du dosage en adjuvant et d'une diminution d'eau est un vecteur représentant la somme des deux effets agissant séparément quand les résultats sont donnés sur un rhéographe.

Une étude sur l'influence de la forme des granulats et de la quantité de sable a été effectuée par Wallevik (Wallevik et Wallevik 2011). Son étude a permis de montrer que, plus les granulats ont une forme régulière, plus les paramètres rhéologiques sont faibles. Par contre, quand la quantité de sable augmente, une augmentation du seuil de cisaillement et une diminution de la viscosité plastique est observées et inversement (Figure 1-19).

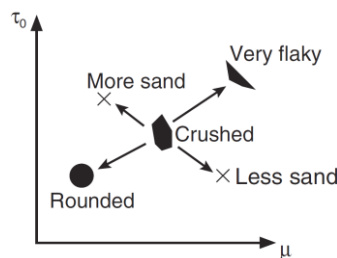


Figure 1-19 Influence de la forme des granulats et de la quantité de sable sur le seuil de cisaillement et la viscosité plastique du béton (Wallevik et Wallevik 2011)

2.3.2. Influence du malaxage sur la viscosité plastique

Le type de malaxeur ainsi que sa taille peuvent avoir une influence très importante sur le comportement rhéologique du béton (Wallevik et Wallevik 2011). Wallevik a comparé les

bétons fabriqués par trois malaxeurs de capacité différente dont l'un est du type malaxeur à tambour. Trois BAP (MC05 MC06 et MC19) ont été fabriqués. Les résultats rhéologiques sont représentés sur le rhéographe suivant (Figure 1-20):

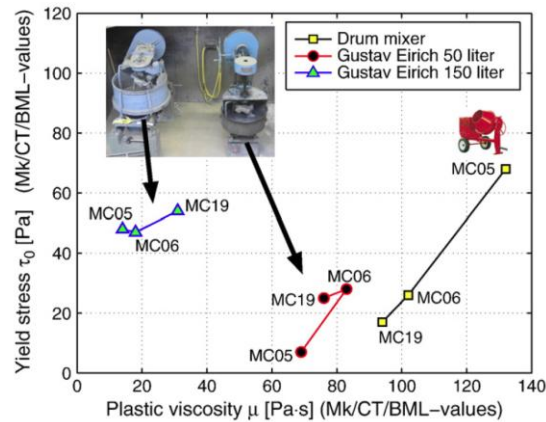


Figure 1-20 Influence du malaxeur sur le seuil de cisaillement et la viscosité plastique du béton (Wallevik et Wallevik 2011)

La Figure 1-20 montre qu'en fonction du type de malaxeur, la rhéologie du béton varie beaucoup. En effet, l'utilisation d'un malaxeur à tambour a conduit à doubler la quantité de super plastifiant pour maintenir une même rhéologie. Ceci a été observé pour les trois bétons testés.

En terme de viscosité plastique, on observe que celle-ci diminue fortement en fonction de la capacité du malaxeur. Il faut également noter que les malaxeurs de plus grande capacité permettent d'assurer une plus grande vitesse de rotation et donc permettent un malaxage énergique conduisant à une meilleure distribution de l'adjuvant. Ce raisonnement est aussi valable pour le temps de malaxage: un temps de malaxage plus long, permet une meilleure distribution de l'adjuvant. Cependant, le béton ne doit pas être malaxé trop long temps, c'est la raison pour laquelle, un temps de malaxage optimal doit être déterminé en fonction du béton et du malaxeur.

Cette étude montre que la rhéologie d'un béton ne dépend pas uniquement de la composition du béton mais aussi du malaxage. Il n'est donc pas facile de fabriquer un béton répondant aux propriétés rhéologiques souhaitées sans prise en compte les conditions de fabrication.

2.4. Relation entre rhéologie et pompage

La rhéologie du béton a une forte influence sur les profils de vitesse d'écoulement du béton dans une conduite. En effet, ces profils de vitesse dépendent principalement du seuil de cisaillement τ_0 et de la viscosité plastique μ , dans le cas d'un matériau de type Bingham et de l'indice de consistance k et de l'indice de puissance n dans le cas d'un matériau de type Herschel-Bulkley. Le rôle de chaque paramètre est défini ci-dessous.

- **Rôle du seuil de cisaillement:**

Pour un écoulement dans une conduite, la contrainte de cisaillement dans une section droite perpendiculaire à l'axe de la conduite, varie linéairement en fonction de la distance au centre de la section (Figure 1-21). En effet, d'une valeur nulle au centre, elle atteint une valeur maximale au contact de la paroi. Cette variation est toujours valable pour un fluide homogène.

Pour un faible gradient de pression, la contrainte de cisaillement dans la masse du béton ne pourra pas atteindre sa valeur critique (le seuil de cisaillement) (état de contrainte n°1, Figure 1-21). Ainsi, la masse du béton n'est pas cisailée et un écoulement en bloc est formé. En effet, le bloc de béton avance grâce au cisaillement de la couche limite.

En augmentant le gradient de pression, la contrainte de cisaillement augmente jusqu'à ce que le seuil de cisaillement soit dépassé (l'état de contrainte n°2, Figure 1-21). On observe un profil de vitesse type parabolique dans la zone du béton cisailé: plus la contrainte de cisaillement augmente, plus la zone d'écoulement en bloc se rétrécit.

Après avoir effectué les calculs analytiques (Haugan 2008), l'expression du rayon de bloc est obtenue par:

$$R_0 = \frac{2\tau_0}{\frac{dp}{dx}} \quad \text{Équation 1-2}$$

Où:

R_0 = rayon du bloc (m)

p = pression (Pa)

x = coordonnée longitudinale dans la direction de l'écoulement (m)

En conclusion, plus le seuil de cisaillement est faible, plus le diamètre de la zone d'écoulement en bloc est petit.

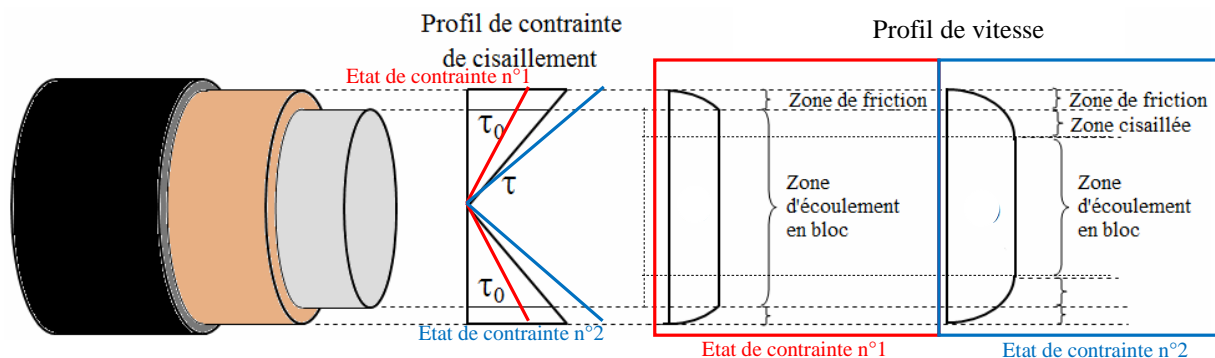


Figure 1-21 Influence du seuil de cisaillement sur le diamètre de l'écoulement en bloc

- **Rôle de la viscosité plastique:**

Soit une conduite de rayon a dans laquelle le béton avance grâce à un gradient de pression $\frac{dp}{dx}$. Lorsque la contrainte de cisaillement dépasse le seuil critique ($\tau > \tau_0$), le béton est partiellement cisailé. L'interface de la zone cisailée et la zone non cisailée se situe à une distance R_0 du centre de la conduite. L'expression du profil de vitesse est obtenue par:

$$v(r) = \frac{(a^2 - r^2)}{4\mu} \cdot \frac{dp}{dx} - \frac{\tau_0}{\mu} (a - r) = \frac{1}{\mu} \cdot \left[\frac{(a^2 - r^2)}{4} \cdot \frac{dp}{dx} - \tau_0 (a - r) \right], \text{ pour } r > R_0 \quad \text{Équation 1-3}$$

$$v(r) = v(R_0), \text{ pour } r < R_0 \quad \text{Équation 1-4}$$

On peut constater que la viscosité plastique joue un rôle déterminant pour le gradient de vitesse. Pour un même gradient de pression, le gradient de vitesse est inversement proportionnel à la viscosité plastique.

- **Rôle de la combinaison des deux paramètres rhéologiques:**

Beaupré (Beaupré et Mindess 1998) a développé une méthode de prédiction de la pompabilité du béton en fonction des propriétés rhéologiques. Ces essais expérimentaux montrent que la connaissance de la viscosité plastique et du seuil de cisaillement est suffisante pour déterminer la pompabilité du béton en fonction de la pression de pompage (Figure 1-22). Mais selon les études réalisées plus tard (Feys 2009, Ngo 2009), on sait que ceci n'est pas suffisant car il y a une contribution supplémentaire de la couche de lubrification à l'interface avec la paroi. Ce travail permet de définir uniquement une condition nécessaire (mais pas suffisante) basée sur la viscosité plastique et le seuil de cisaillement.

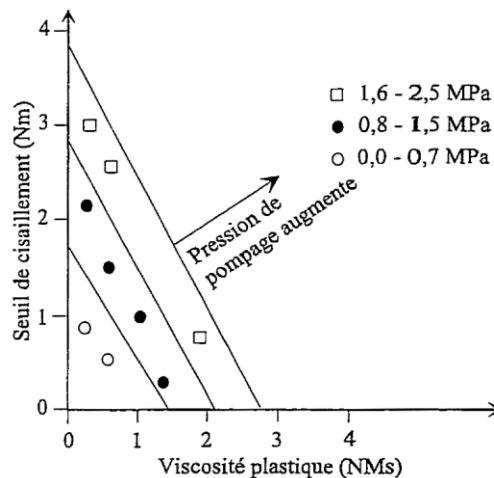


Figure 1-22 Prédiction de la pompabilité(Beaupré et Mindess 1998)

- **Détermination numérique du profil de vitesse du béton:**

Afin de bien comprendre la relation entre les paramètres rhéologiques et le profil de vitesse lors de l'écoulement dans une conduite circulaire, nous avons réalisé une étude numérique. Celle-ci a consisté en la simulation de l'écoulement d'un fluide Herschel-Bulkley dans une conduite circulaire. Les simulations ont été effectuées à l'aide du logiciel ANSYS Fluent, un logiciel de type CFD (Computational Fluid Dynamics). Pour une présentation plus détaillée du logiciel, le lecteur est invité à lire le paragraphe 3.1 du chapitre 2. L'écoulement est alimenté sous l'effet d'une vitesse uniforme à l'entrée: $v = 1,25$ m/s. Le diamètre de la conduite est de 250 mm. Afin d'observer l'influence d'un paramètre, nous faisons varier ce paramètre tout en fixant les autres paramètres.

Influence du seuil de cisaillement sur le profil de vitesse (Figure 1-23):

Dans un premier temps, nous étudions la sensibilité du paramètre seuil de cisaillement. Pour cela, nous varions celui-ci de 310 Pa à 1000 Pa, les autres paramètres sont fixés. Nous observons que la vitesse maximale diminue et le rayon de l'écoulement en bloc augmente d'environ deux fois (points rouges).

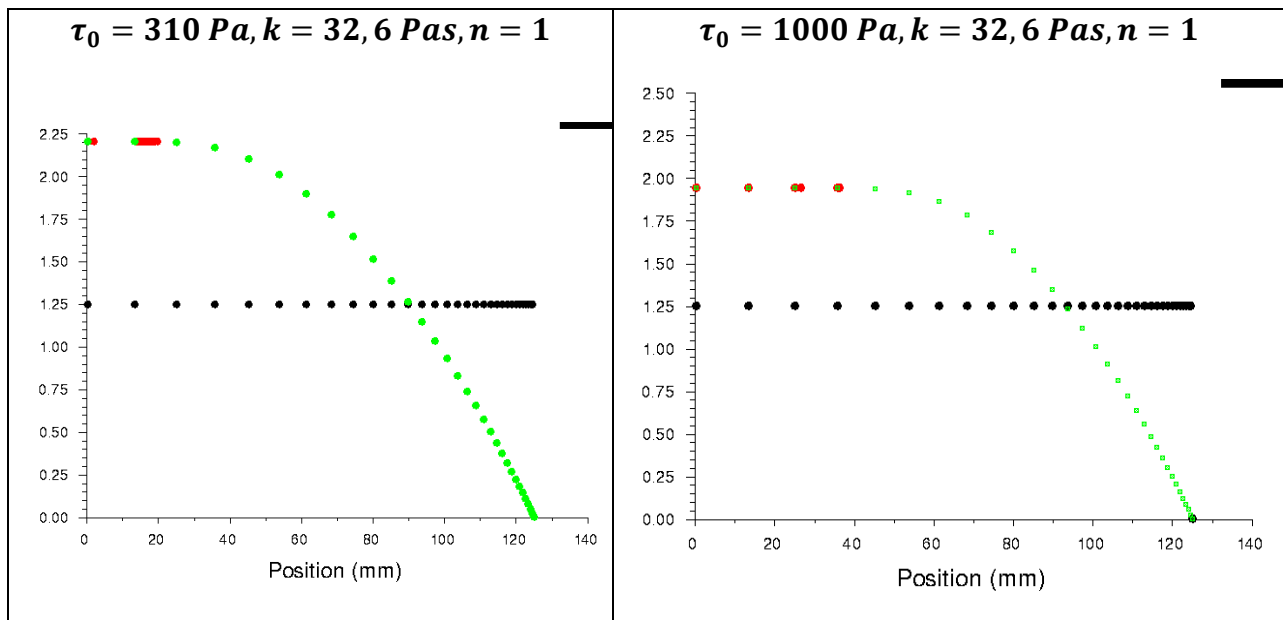


Figure 1-23 Vitesse (m/s) en fonction de la distance au centre (m) pour les différentes valeurs du seuil de cisaillement. La courbe noire représente le profil de vitesse à l'entrée; la courbe verte représente le profil de vitesse complètement développé.

Influence de l'indice de consistance sur le profil de vitesse (Figure 1-24):

Quand l'indice de consistance est modifié de 32,6 Pas à 500 Pas, les autres paramètres sont fixés, nous observons que le gradient de vitesse augmente. Ainsi, la vitesse maximale au centre augmente.

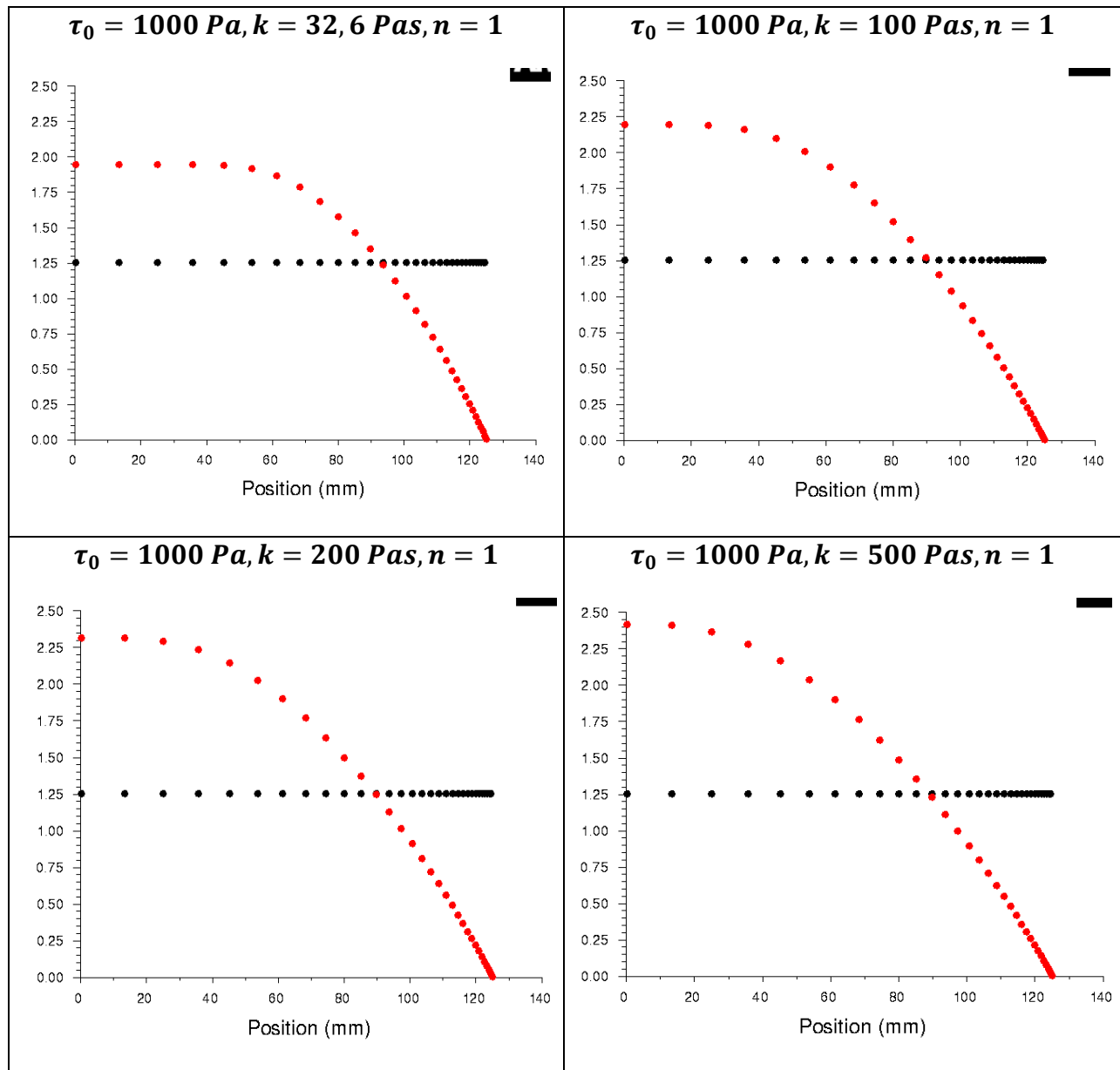


Figure 1-24 Vitesse (m/s) en fonction de la distance au centre (m) pour les différentes valeurs de l'indice de consistance. La courbe noire représente le profil de vitesse à l'entrée; la courbe rouge représente le profil de vitesse complètement développé.

Influence de l'indice de puissance sur le profil de vitesse (Figure 1-25):

Dans l'étude de l'indice de puissance, nous observons aussi que plus ce paramètre est important, plus le gradient de vitesse est élevé.

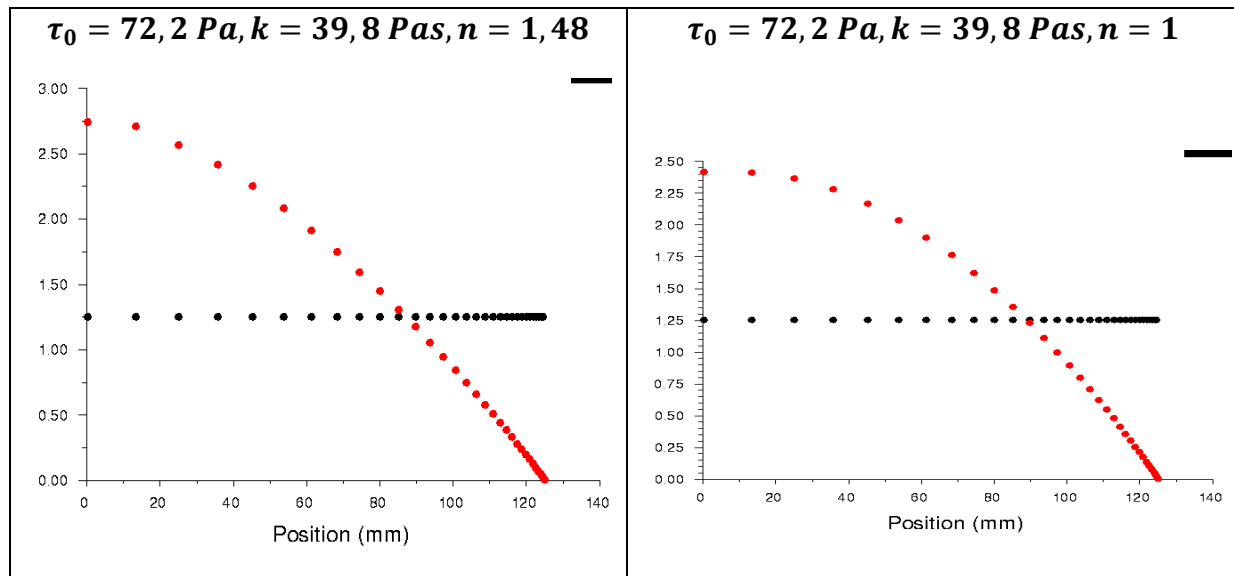


Figure 1-25 Vitesse (m/s) en fonction de la distance au centre (m) pour les différentes valeurs de l'indice de puissance. La courbe noire représente le profil de vitesse à l'entrée; la courbe rouge représente le profil de vitesse complètement développé.

2.5. Rhéométrie

Les instruments dédiés à la mesure des paramètres rhéologiques sont divisés en deux grandes familles: les rhéomètres de la méthode rotationnelle et ceux de la méthode de tube. Les Figure 1-26 et Figure 1-27 donnent une aperçu global sur les différents outils de ces deux méthodes.

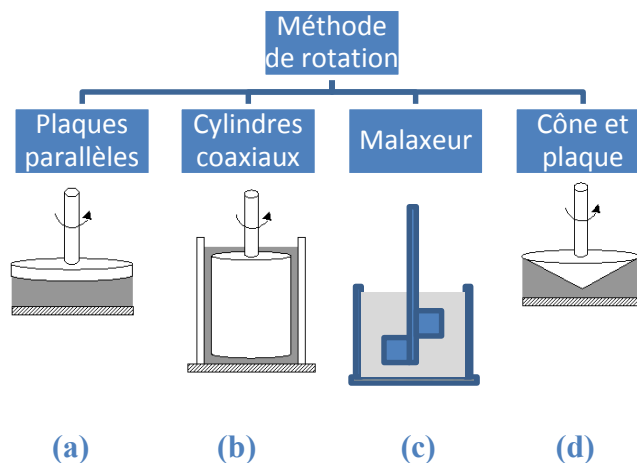


Figure 1-26 Les rhéomètres de la méthode de rotation

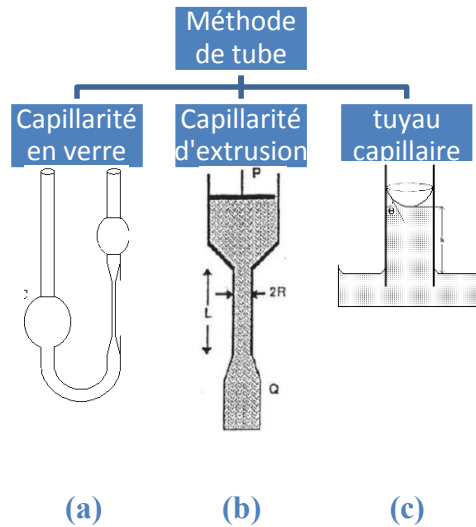


Figure 1-27 les rhéomètres de la méthode de tube

Dans ce paragraphe, nous décrivons très brièvement le principe de chaque méthode de mesure et l'appareillage utilisé.

Il faut noter qu'un viscosimètre est un dispositif utilisé principalement pour la mesure de la viscosité, alors qu'un rhéomètre est un appareil utilisé pour la mesure des propriétés rhéologiques dans une large gamme et différentes conditions.

2.5.1. Méthode de rotation

Dans la méthode de rotation, le fluide est cisailé entre deux surfaces dont l'une en rotation, l'autre fixe ou bien toutes les deux en rotation. L'avantage de ces dispositifs consiste dans la capacité de cisailier l'échantillon pendant une durée illimitée ce qui permet de mesurer le comportement rhéologique transitoire. Il est également possible de combiner des actions d'oscillation ou des contraintes normales au cours des essais pour caractériser les propriétés viscoélastiques des échantillons. En général, les méthodes de rotation sont mieux adaptées à la mesure des suspensions concentrées, des gels et des pâtes. Néanmoins, elles sont en général moins précises que les méthodes de tube capillaire.

Les essais de la méthode de rotation peuvent se faire soit à contrainte contrôlée soit à vitesse contrôlée. Dans le cas des essais à contrainte contrôlée, on applique un couple constant afin de générer la rotation et en suite on détermine la vitesse de rotation qui en résulte. En fonction de l'appareillage utilisé, cette vitesse de rotation peut être convertie en un taux de cisaillement correspondant. Dans le cas des essais à vitesse contrôlée, une vitesse de rotation constante ou variable est appliquée et le couple qui en résulte est déterminé en utilisant un dispositif de

mesure approprié (comme un ressort de torsion ou une jauge de contrainte). Il existe des outils qui peuvent fonctionner dans les deux modes: contrainte contrôlée ou vitesse contrôlée.

Selon les spécifications de conception, les rhéomètres de ce type peuvent également inclure des corrections intégrées ou des compensations pour l'inertie, la dérive et les fluctuations, les écoulements de second ordre, la température... pendant les mesures. Concernant la géométrie du rhéomètre, il existe trois types: cylindres concentriques, cône - plaque et plaques parallèles (Vincent et Chiara 2001).

2.5.1.1. Les rhéomètres à cylindres concentriques:

(Voir Figure 1-26b)

Principe de fonctionnement:

- 2 cylindres coaxiaux de rayons R_i et R_o . Le cylindre intérieur tournant à vitesse Ω et le cylindre extérieur étant fixe. Le matériau à cisailier est placé dans la zone entre les deux cylindres.
- Entrefer étroite: $R_o - R_i \ll R_o$ et/ou $(R_o - R_i) / R_o < 0,15$

Hypothèses:

- Aucun gradient de pression extérieur
- Faibles vitesses de rotation
- écoulement stationnaire, axisymétrique, invariant dans la direction verticale

Traitement des résultats:

Il existe trois approches permettant de traiter les résultats obtenus par ces essais:

- La première approche est basée sur le principe de cylindres coaxiaux (Nehdi et Rahman 2004), la condition est que la distribution de vitesse doit être linéaire:

$$\tau = \frac{R_i^2 + R_o^2}{4\pi h R_i^2 R_o^2} T \quad \text{Équation 1-5}$$

$$\dot{\gamma} = \frac{R_i^2 + R_o^2}{R_o^2 - R_i^2} \Omega \quad \text{Équation 1-6}$$

- La seconde approche est aussi fondée sur les mêmes principes que la première approche, mais appliquée aux cylindres très rapprochés ($\frac{R_i}{R_o} > 0.99$) (Macosko 1994):

$$\tau = \frac{1}{2\pi h R_i^2} T \quad \text{Équation 1-7}$$

$$\dot{\gamma} = \frac{2}{R_i^2 \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_o^2} \right)} \Omega \quad \text{Équation 1-8}$$

- La troisième approche est basée sur les équations Reiner-Riwlin qui peuvent être appliquées tout en assumant un comportement de fluide de Bingham (Reiner 1949):

$$\tau_0 = \frac{G}{4\pi h} \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_o^2} \right) \frac{1}{\ln\left(\frac{R_o}{R_i}\right)} \quad \text{Équation 1-9}$$

$$\mu = \frac{H}{8\pi^2 h} \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_o^2} \right) \quad \text{Équation 1-10}$$

Cette dernière approche peut être appliquée en vérifiant la condition qu'il n'y a pas d'écoulement en bloc dans la zone entre les deux cylindres. Pour les rhéomètres dont l'entrefer est large et le fluide a un seuil de cisaillement suffisamment important pour que le phénomène d'écoulement en bloc ait lieu, il faudrait appliquer une correction à l'aide des calculs itératifs sur la combinaison des équations 1-7 à 1-10. Nous avons le système d'équations suivant:

$$\dot{\gamma} = \frac{2}{R_i^2 \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_p^2} \right)} \left(\Omega + \frac{\tau_0}{\mu} \ln \frac{R_p}{R_i} \right) - \frac{\tau_0}{\mu} \quad \text{Équation 1-11}$$

$$\tau = \frac{1}{2\pi h R_i^2} T \quad \text{Équation 1-12}$$

$\mu =$ la pente de la courbe $\tau = f(\dot{\gamma})$

$\tau_0 =$ l'intersection avec l'axe de la contrainte τ de la courbe $\tau = f(\dot{\gamma})$

La résolution de ce système par calculs itératifs permet de trouver le rayon du bloc en fonction de Ω et les valeurs de τ_0 et μ

Où:

τ la contrainte de cisaillement (Pa), $\dot{\gamma}$ le taux de cisaillement, τ_0 le seuil de cisaillement (Pa), μ la viscosité plastique (Pa.s), T le couple (Nm), Ω la vitesse de rotation (rad/s), G le seuil de couple (Nm), H la pente de la courbe $T - \Omega$ (Nms), R_i le rayon du cylindre intérieur (m), R_o le rayon du cylindre extérieur (m), R_p le rayon de l'écoulement en bloc (m), h la hauteur du cylindre intérieur (m).

2.5.1.2. Les rhéomètres à plaques parallèles

(Voir Figure 1-26a)

Principe de fonctionnement:

- Deux plaques circulaires de rayon R (m) et parallèles avec un écartement h (m).
- La rotation de l'une par rapport à l'autre entraîne un cisaillement du matériau entre les deux plaques.
- Le couple est mesuré en fonction de la vitesse de rotation.

Inconvénients:

Le taux de cisaillement n'est pas uniforme. Cela ne pose pas de problème pour les fluides à comportement rhéologique linéaire mais pour les fluides à comportement non linéaire, ce rhéomètre n'est pas fiable.

Traitement des résultats:

$$\dot{\gamma} = \frac{\Omega r}{h} \quad \text{Équation 1-13}$$

$$T = \int_0^R 2\pi r^2 \tau dr = \frac{\pi \mu \Omega R^4}{2h} \quad \text{Équation 1-14}$$

2.5.1.3. Les rhéomètres à cône et plaque

(Voir Figure 1-26d)

Principe de fonctionnement:

- Le matériau se situe entre une plaque circulaire de rayon R (m) et un cône de même rayon et d'angles générateurs θ_0
- La rotation du cône à la vitesse Ω (tour/m) cisaille le matériau.
- Le couple est mesuré sur le cône.

Avantage:

- Le taux de cisaillement est uniforme.

Inconvénients:

- Par contre, l'inconvénient est la taille limitée de l'échantillon (environ 1g). Ainsi, pour les matériaux hétérogènes comme le béton et le mortier, ce type d'appareil ne peut pas être utilisé. Ce rhéomètre est le plus souvent utilisé pour les pâtes très visqueuses, des gels et suspensions concentrées.

Traitement des résultats:

$$\dot{\gamma} = \frac{\Omega}{\theta_0} \quad \text{Équation 1-15}$$

$$\tau = \frac{3T}{2\pi R^2}$$

Équation 1-16

2.5.1.4. Rhéomètre type malaxeur

(Voir Figure 1-26c)

Avantage:

- Ce rhéomètre est parfaitement adapté à des matériaux hétérogènes comme les bétons, les mortiers et les fluides à suspension. En effet, l'effet de malaxeur permet d'éviter les problèmes liés à la ségrégation.

Inconvénients:

- Cependant, l'inconvénient ici est l'inexistence, dans la littérature, d'expression analytique permettant de calculer les paramètres rhéologiques à partir des valeurs de vitesse et couple mesurées par cet outil. La méthode la plus simple est de calibrer ce rhéomètre avec des fluides de référence dont les paramètres rhéologiques sont connus. Ceci permet de déterminer ensuite, des coefficients de corrélation. Toutefois, cette méthode de calibration expérimentale est uniquement à titre indicatif. Elle n'est pas assez fiable pour obtenir des lois de corrélation exacte qui sont applicable à différents matériaux.

2.5.2. *Méthode de tube*

La méthode de tube se base généralement sur l'effet capillaire. Ainsi, le fluide s'écoule à travers un tube étroit par effet hydrostatique ou suite à l'application d'une pression. Ces mesures capillaires sont considérées comme le moyen le plus précis pour déterminer la viscosité des fluides newtoniens et certains fluides non-newtoniens. Les dispositifs de mesure utilisés dans cette méthode sont généralement de conception simple et moins coûteux que ceux utilisés dans la méthode de rotation. La loi de Poiseuille concernant la vitesse d'écoulement et la viscosité d'un liquide à travers un capillaire, est la base de la méthode.

2.5.2.1. Viscomètre à capillaire

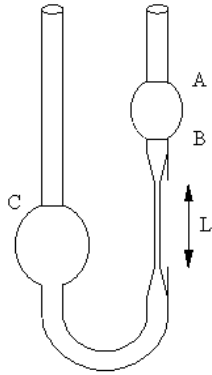


Figure 1-28 Viscosimètre de type Ostwald

Largement utilisé pour mesurer la viscosité des fluides newtoniens, notamment les solutions et les suspensions diluées, le viscosimètre à capillaire est le système viscosimétrique le plus simple et le moins coûteux disponible dans le commerce. Cette technique est basée sur la mesure du temps nécessaire pour un volume donné de fluide à s'écouler à travers une longueur définie, L , sous sa propre pression hydrostatique. Le temps d'écoulement, t , est lié à la viscosité par une relation simple dérivée de la loi de Poiseuille de la forme suivante:

$$\frac{\mu}{\rho} = At + \frac{B}{t}$$

Équation 1-17

Où A et B sont des constantes qui dépendent de l'appareil de mesure. Le second terme de l'expression de droite est lié à la correction d'énergie cinétique, et peut être négligé pour des temps d'écoulement long. Dans ce cas, l'expression devient une simple équation linéaire. Le viscosimètre peut facilement être étalonné à l'aide d'un fluide de viscosité connue à la température de mesure connue. Les capillaires de diamètres différents peuvent être utilisés pour différentes grandeurs de la viscosité, tout en maintenant le temps d'écoulement raisonnables.

2.5.2.2. Viscosimètre à extrusion capillaire

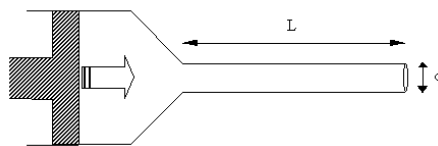


Figure 1-29 Viscosimètre de type extrusion


Ce type de viscosimètre est largement utilisé pour mesurer des fluides visqueux, tels que les ciments d'asphalte, les polymères fondus, et les suspensions concentrées stables. Les viscosimètres à extrusion ont l'avantage d'être d'une grande précision et de conception simple.

De plus, ils sont moins sensibles aux effets de température qui peuvent survenir pendant le cisaillement des fluides très visqueux dans les dispositifs de rotation.

Les viscosimètres à extrusion utilisent un piston cylindrique pour forcer le fluide d'essai à partir d'un réservoir à travers le tube capillaire à une vitesse constante. Le principe de l'essai consiste à mesurer la chute de pression entre l'entrée et la sortie du capillaire en fonction du débit. En faisant varier la longueur L, il est possible de déterminer la viscosité en fonction du taux de cisaillement (voir Figure 1-29).

2.5.3. Comparaison des rhéomètres de béton

Bien que les rhéomètres à béton soient tous de type rotatif, il en existe une très grande variété. En effet, chaque rhéomètre a sa propre géométrie et son propre principe de fonctionnement. Le seul problème est de savoir si les résultats donnés par ces différents rhéomètres sont cohérents. Ce problème a été étudié expérimentalement par la NISTIR (National Institute of Standards and Technology Internal Report) dans le cadre d'un projet de comparaison des rhéomètres les plus connus. Pour cela, 12 compositions de béton comprenant des bétons traditionnels et des bétons auto plaçants ont été fabriquées en volume suffisant pour être testés dans différents rhéomètres. Différents mélanges sont caractérisés par un affaissement variant entre 90 mm et 235 mm et ainsi qu'une plage de valeurs de seuil de cisaillement – viscosité plastique. Les rhéomètres utilisés sont regroupés dans le Tableau 1-2, pour une description très détaillée de chaque rhéomètre, le lecteur peut consulter la référence (Ferraris 2004).

Numéro	Nom	Type	Image
1	Contec BML Viscometer 3	Cylindres coaxiaux	





2	BTRHEOM	Plaque parallèles	
3	CEMAGREF-IMG	Cylindres coaxiaux	
4	IBB	Malaxeur	
5	Two-Point	Malaxeur	

Tableau 1-2 les rhéomètres étudiés (Ferraris 2000)

Les résultats de l'étude comparative en terme respectivement de seuil de cisaillement et de viscosité plastique sont présentés sur les Figure 1-30 et Figure 1-31.

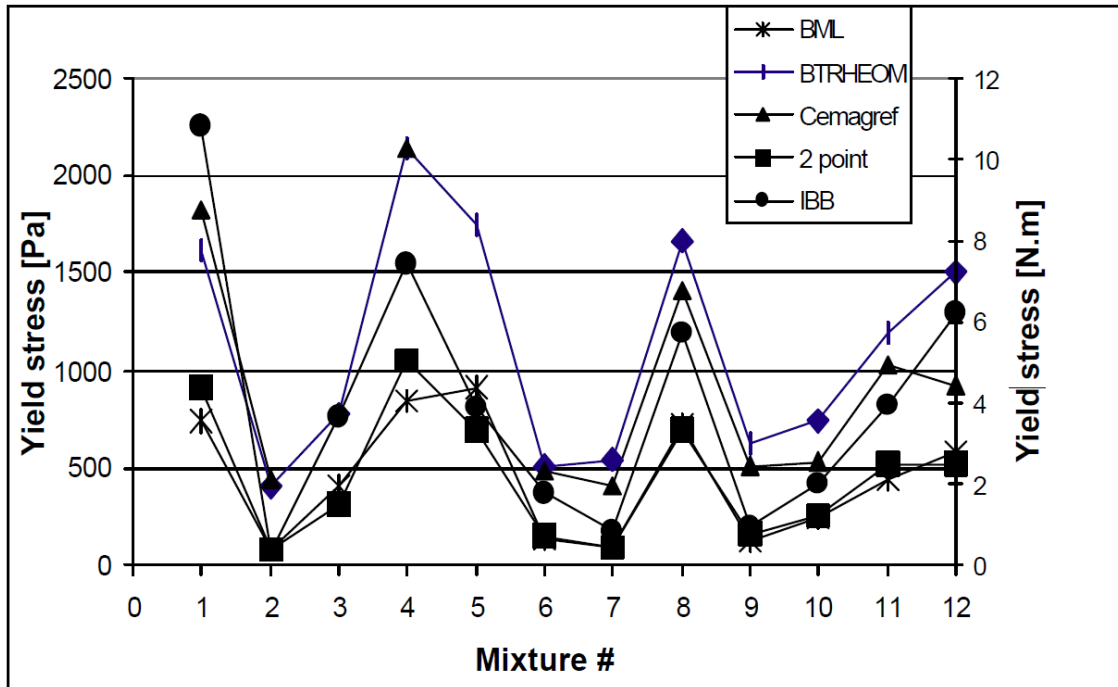


Figure 1-30 Comparaison des seuils de cisaillement (Ferraris 2000)

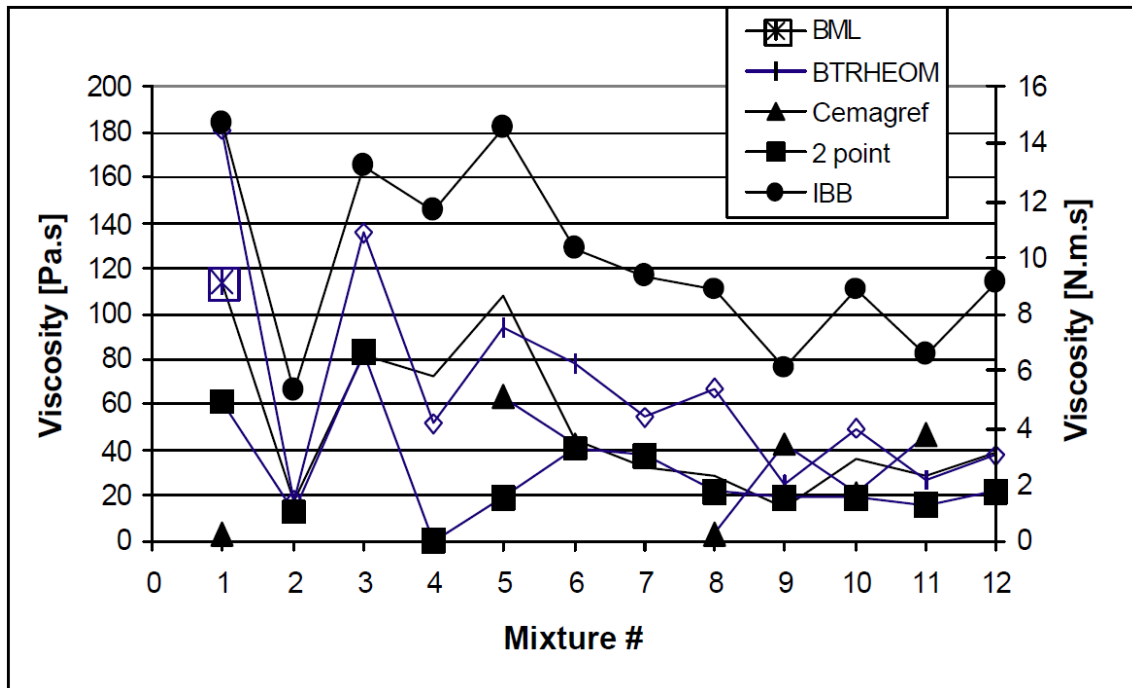


Figure 1-31 Comparaison des viscosités plastiques (Ferraris 2000)

Les courbes des Figure 1-30 et Figure 1-31 montrent que les rhéomètres donnent des valeurs assez différentes. Ceci a été constaté même dans le cas des rhéomètres donnant directement les paramètres rhéologiques sans passer par l'étape de conversion.

De plus, quand nous comparons les valeurs absolues mesurées avec les différents rhéomètres, nous constatons immédiatement que ces appareils de mesure se répartissent en deux groupes:

- (a) le BTRHEOM et le CEMAGREF-IMG
- (b) le Deux-Points et le BML

Le niveau de cohérence est excellente au sein du groupe (a), acceptable pour le groupe (b), mais moins satisfaisant entre les deux groupes. Cependant, cela peut être considéré comme encourageant car le niveau de cohérence n'est pas très mauvais pour des appareils dont les principes de fonctionnement sont différents. Le BTRHEOM est essentiellement un rhéomètre de plaques parallèles, alors que le CEMAGREF-IMG est un rhéomètre à cylindres coaxiaux. Le Deux-Point est constitué d'une lame tournante dans un récipient de béton alors que le BML est un rhéomètre à cylindres coaxiaux. Toutefois, on aurait pu s'attendre à une meilleure cohérence entre le BML et le CEMAGREFIMG, deux appareils à cylindres coaxiaux. Ces deux outils donnent des valeurs de viscosité plastique très proches mais des seuils de cisaillement très différents.

En théorie, tous les rhéomètres donneraient les mêmes valeurs de seuil de cisaillement et de viscosité plastique pour un béton donné. En pratique, même s'il existe une forte corrélation entre les rhéomètres, les valeurs absolues ne sont pas identiques. Beaucoup de recherches ont été menées sur ce sujet et certaines hypothèses ont été avancées. Tout cela mérite d'être approfondi.

2.6. Rhéomètres utilisés

Dans le cadre de notre travail de recherche, deux rhéomètres ont été utilisés pour des essais sur mortier et sur béton.

Le rhéomètre utilisé pour les mortiers est un appareil du type cylindres concentriques de la marque Antonpaar modèle MCR-52. Le cylindre intérieur tourne en rotation à la géométrie d'un croisillon de rayon 15 mm et de hauteur 40 mm. Le cylindre extérieur de 74 mm en diamètre et de 85 mm en hauteur est équipé de 24 raies verticales sur la surface génératrice intérieure. Chaque raie a une section droite de forme carrée de 1 mm de côté. Le rhéomètre est contrôlé en vitesse de rotation et le couple est mesuré. Le profil de vitesse de rotation en fonction du temps est représenté ci-dessous (Figure 1-32):

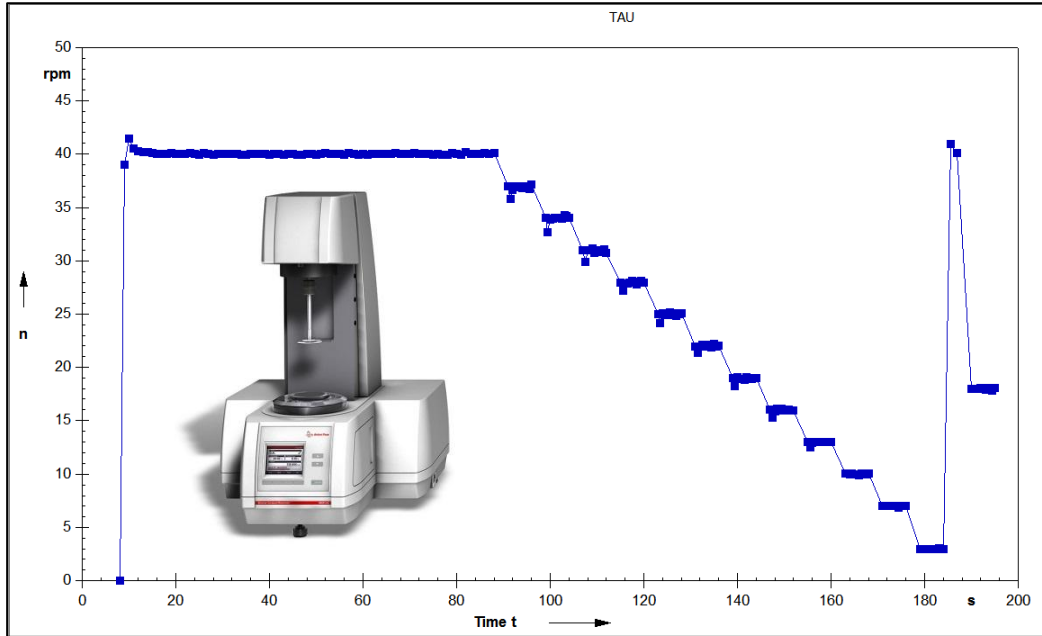


Figure 1-32 Profil de vitesse de rotation du rhéomètre Antonpaar MCR-52 (rpm) en fonction de temps (s)

Ce rhéomètre est livré avec les constants de conversion $A = 55$ et $B = 1$ tels que:

Couple (mNm) x A = contrainte de cisaillement (Pa) Équation 1-18

Vitesse de rotation (rpm) x B = taux de cisaillement (s⁻¹) Équation 1-19

Cependant, l'application de la méthode de calcul des cylindres coaxiaux (équations 1-20 et 1-21) a donné des valeurs différentes:

$A = \frac{1}{2\pi R_i^2 H} = 17,52$ Équation 1-20

$B = \frac{2}{R_i^2 \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_o^2} \right)} = 0,25$ Équation 1-21

En effet, il est possible que les constants A et B donnés par le fabricant sont les valeurs obtenues suite à leurs propres essais d'étalonnage et qui se sont plus à jour. De toute façon, dans le cadre de notre étude, nous n'utilisons pas ces constants. Nous appliquons une autre approche basée sur la méthode des calculs itératifs qui prend en compte l'effet de l'écoulement en bloc. Cette méthode est précisée dans le paragraphe 2.5.1.1 de ce chapitre.

Le rhéomètre utilisé pour les essais sur béton est principalement le Tattersall MK-II (Tattersall et Banfill 1983) (Tattersall 1973) développé par G. H. Tattersall. Ce rhéomètre est basé sur le principe des rhéomètres type mixeur. Un deuxième rhéomètre appelé "Contec Viscometer 5" a été utilisé comme outil de comparaison et de vérification. Celui-ci est basé sur le principe de cylindres coaxiaux. Les rayons extérieurs du Tattersall Mk-II et du Contec Viscometer 5 sont

respectivement de 12,5 cm et 14,5 cm. Le rayon du cylindre intérieur du Viscometer Contec 5 mesure 10 cm et la hauteur immergée dans le béton est de 16 cm. L'agitateur du Tattersall MK-II n'a pas la forme d'un simple cylindre, il possède une géométrie plus complexe. Il dispose des pales de formes trapézoïdales positionnées hélicoïdalement autour d'un axe vertical. La distance entre les deux coins extrêmes de deux pales opposés mesure 16 cm.

Le profil de vitesse utilisé pour le Tattersall MK-II et celui utilisé pour le Contec viscometer 5 sont représentés respectivement sur les Figure 1-33 et Figure 1-34.

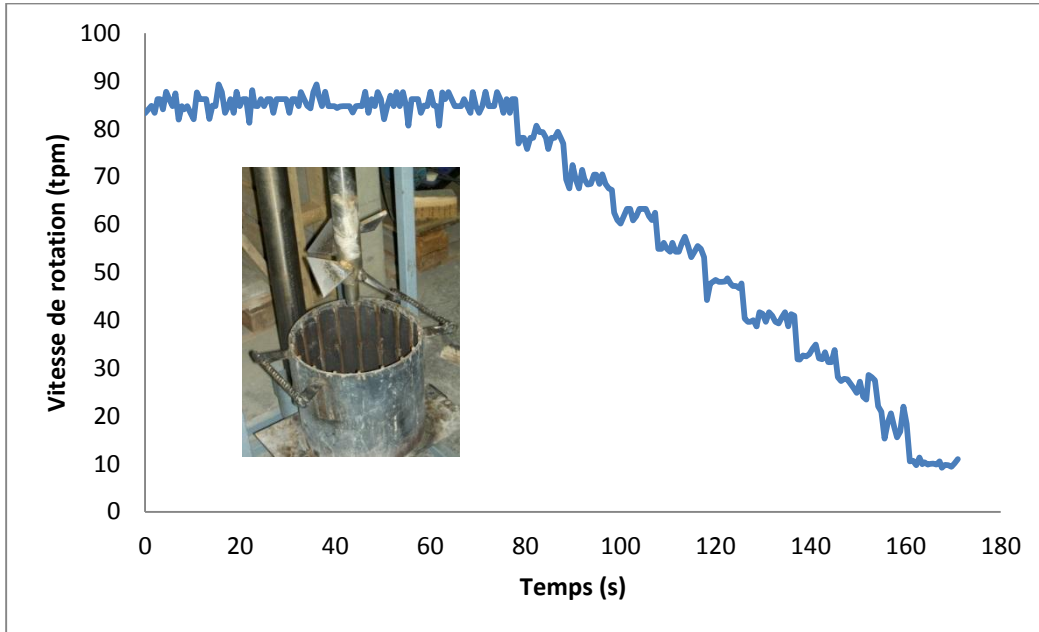


Figure 1-33 Profil de vitesse de rotation du rhéomètre Tattersall MK-II

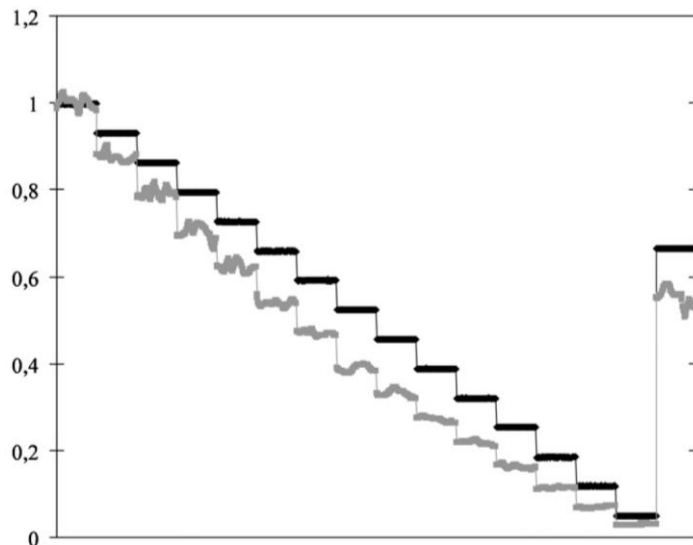


Figure 1-34 Vitesse de rotation (tps) en fonction du temps (ligne noire) pour le Contec Viscometer 5

Comme le Tattersall MK-II appartient à la famille de malaxeur, il n'y a pas de relation analytique pour calculer les paramètres rhéologiques. Une calibration avec les fluides de références a été effectuée pour trouver les facteurs de conversion. Le couple (en Nm) doit être multiplié par 124,37 pour obtenir la contrainte de cisaillement (Pa). La vitesse de rotation (en rot / min) est à multiplier par 0,1931 pour obtenir la vitesse de cisaillement (s^{-1}) (Feys 2009).

Tandis que pour le Contec Viscometer 5, les expressions de Reiner-Riwlin peuvent être appliquées:

Pour un fluide Bingham:

$$\tau_0 = \frac{G}{4\pi h} \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_o^2} \right) \frac{1}{\ln\left(\frac{R_o}{R_i}\right)} \quad \text{Équation 1-22}$$

$$\mu = \frac{H}{8\pi^2 h} \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_o^2} \right) \quad \text{Équation 1-23}$$

Ou pour un fluide Herschel-Bulkley:

$$\tau_0 = \frac{G}{4\pi h} \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_o^2} \right) \frac{1}{\ln\left(\frac{R_o}{R_i}\right)} \quad \text{Équation 1-24}$$

$$k = \frac{H}{2^{N+1}\pi^{N+1}h} N^N \left(\frac{1}{R_i^{\frac{2}{N}}} - \frac{1}{R_o^{\frac{2}{N}}} \right)^N \quad \text{Équation 1-25}$$

$$n = N$$

Où G, H, N sont les paramètres de la relation couple-vitesse de rotation

2.7. Conclusion

La rhéométrie du béton permet de maîtriser le comportement du béton frais. Ce comportement est souvent caractérisé par une relation entre le taux de cisaillement et la contrainte de cisaillement. Les appareils de mesure en rhéologie des bétons sont pour la plupart des rhéomètres de type rotatif. Ils mesurent les paramètres rhéologiques en cisillant le béton et en enregistrant une grandeur physique (souvent un couple) avec laquelle, la contrainte de cisaillement peut être déduite.

Pour le matériau béton, il est important de signaler qu'un modèle rhéologique donné par une mesure expérimentale est valable uniquement dans la plage de valeurs de taux de cisaillement dans laquelle la mesure est effectuée. En dehors de cette plage de valeurs, le comportement rhéologique du béton pourrait être différent. Aussi, un modèle peut être valable dans une échelle de taux de cisaillement mais non valable dans une autre. Par exemple un fluide à seuil a un seuil de cisaillement selon la loi Herschel-Bulkley. En effet, cette loi n'est pas valable pour une

échelle trop petite car au point de vue physique, il n'y a aucun fluide à seuil mais il s'agit d'une consistance extrêmement visqueuse dans un petit intervalle de taux de cisaillement proche de zéro (Wallevik 2011). De même logique, pour les valeurs de taux de cisaillement dépassant la capacité du rhéomètre, aucune étude n'assure que la loi caractéristique est maintenue (Figure 1-35).

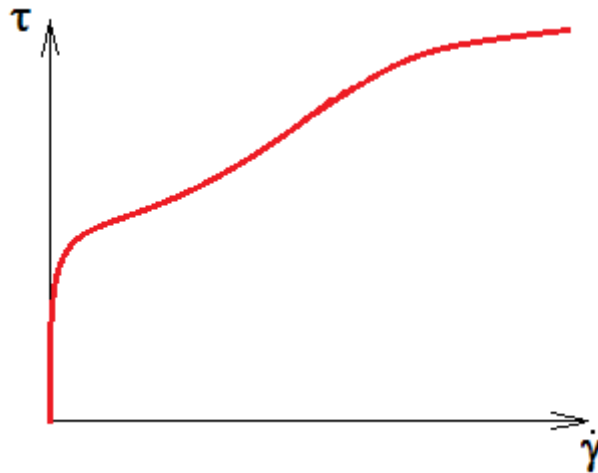


Figure 1-35 Possibilité du comportement rhéologique du béton dans une large plage de cisaillement (Wallevik 2011)

A ce jour, les applications du béton frais mettent rarement le béton dans les états de cisaillement trop élevés par rapport à la pratique de la rhéométrie. Donc, il est acceptable d'appliquer les modèles résultant des mesures expérimentales.

En outre, la rhéométrie n'est pas une pratique exacte car elle dépend de type de rhéomètre, de la fabrication du béton et du temps. Les erreurs de répétabilité de l'ordre de plus de 10% ne sont pas rare (Ferraris 2000).

3. Tribologie du béton frais

3.1. Introduction

La tribologie est la science du frottement entre les matériaux. Une étude tribologique permet de caractériser le comportement à l'interaction et les phénomènes susceptibles de se produire entre deux systèmes matériels en contact. En général, les principaux phénomènes concernent le frottement, l'usure et la lubrification.

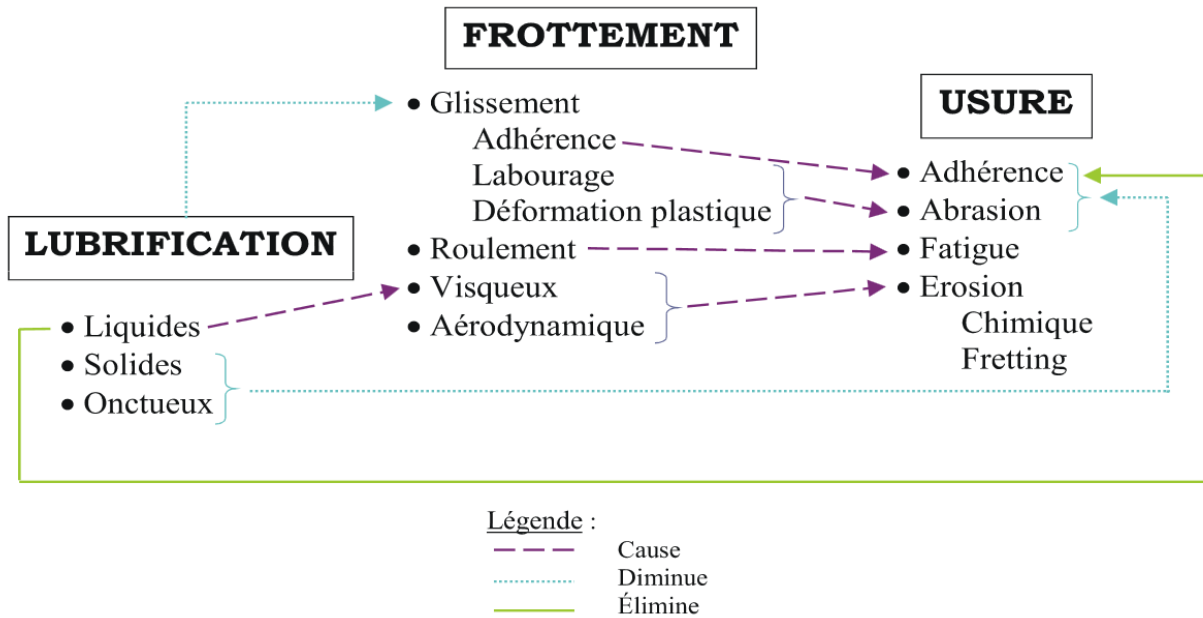


Figure 1-36 Domaines de la tribologie (58consmecca.free.fr)

Quand le béton se déplace dans le tuyau, il se met en contact avec la paroi. Comme le béton frais est un fluide, les études de tribologie concernent le comportement visqueux à la paroi qui diminue le glissement et élimine l'adhérence. En conséquence, la perte de charge est diminuée et l'avancement du béton est facilité. Cependant, cette perte de charge due au frottement dépend du type de béton et sa composition.

3.2. Relation entre la rhéologie, la tribologie et le pompage

La tribologie n'a pas intéressé beaucoup de chercheur bien qu'elle est directement reliée au phénomène de pompage, qui est actuellement en plein essor. Les essais tribologiques sur le béton frais destinés à mesurer des paramètres d'interface béton-paroi ne sont pas nombreux.

En 1998, Chouinard (Chouinard 1998) a établi un modèle de prédiction de la friction à partir des mesures rhéologiques, réalisées par le rhéomètre de type malaxeur à mouvement planétaire (IBB). Le modèle est détaillé ci-dessous:

$$F = \frac{g+hV^{1,1}}{13,3} \tag{Équation 1-26}$$

où:

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

g est le seuil de cisaillement (kPa);

h est la viscosité plastique (kPa.s).

Ce modèle a été validé sur 15 bétons différents:

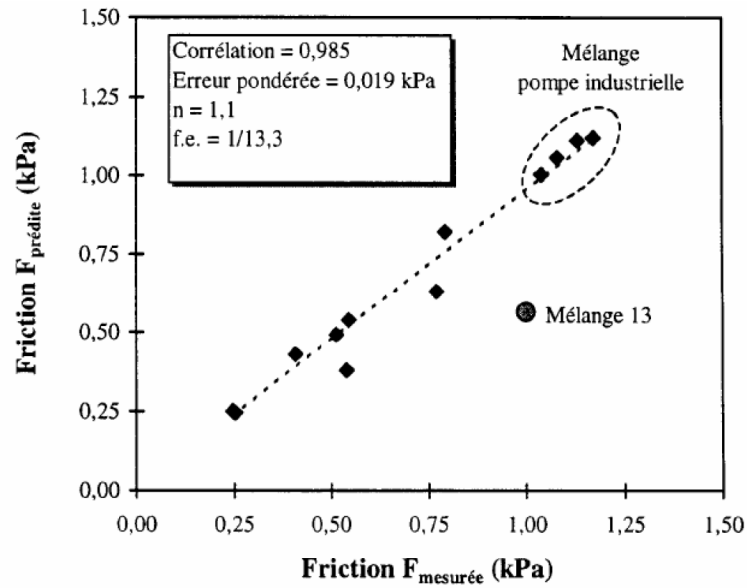


Figure 1-37 Modèle de prévision de la friction (Chouinard 1998)

Une année après, Kaplan a établi son propre modèle qui donne une relation directe entre la pression de pompage et le débit désiré. Après avoir effectué des essais sur un circuit fixe de boyaux en acier sur un chantier de Roissy (France), Kaplan est amené à retirer une relation pression-débit de pompage détaillée dans la figure ci-dessous (Figure 1-38):

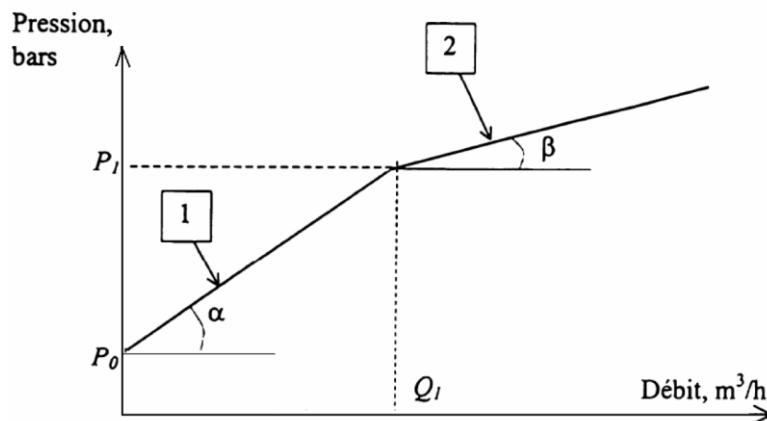


Figure 1-38 Modèle de prévision de la pression de pompage (Kaplan 2000)

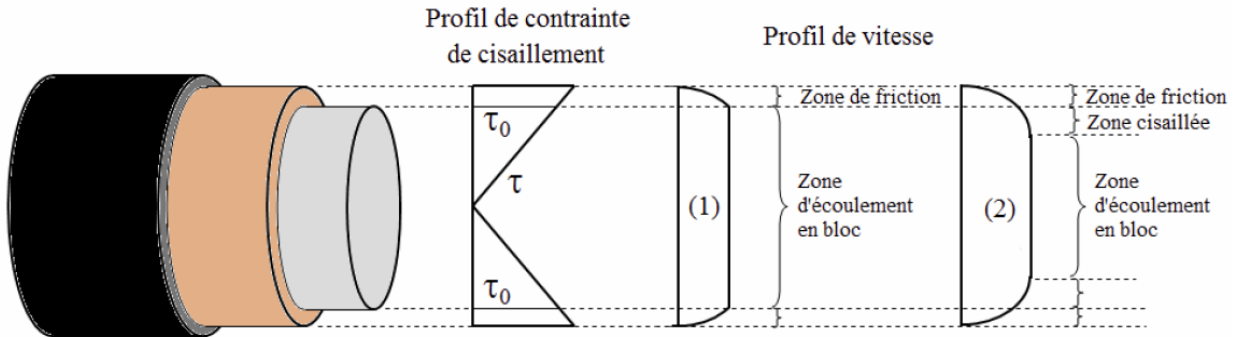


Figure 1-39 Ecoulement du béton dans les tuyaux de pompage (Kaplan 2000)

La Figure 1-38 représente la prévision de la pression de pompage en fonction du débit. Celle-ci est caractérisée par une première augmentation linéaire de la pression suivie d'une deuxième augmentation linéaire de pente plus faible. Le changement de pente a lieu à une valeur critique de la pression P_1 . La Figure 1-39 détaille le profil de vitesse correspondant à chaque phase d'augmentation. Selon Kaplan, quand la pression est inférieure à une valeur critique, le béton avance uniquement par l'écoulement en bloc. Quand la pression est suffisamment forte pour cisailier le bloc de béton, le changement de pente a lieu.

Les expressions analytiques de son modèle sont les suivantes:

Pour $P < \frac{2L}{R} \tau_0$:

$$P = \frac{2L}{R} \left(\tau_{0i} + \frac{Q}{3600\pi R^2 k_r} \eta \right) \quad \text{Équation 1-27}$$

Pour $P \geq \frac{2L}{R} \tau_0$:

$$P = \frac{2L}{R} \left(\tau_{0i} + \frac{\frac{Q}{3600\pi R^2 k_r} \frac{R}{4\mu} \tau_{0i} + \frac{R}{3\mu} \tau_0}{1 + \frac{R}{4\mu} \eta} \eta \right) \quad \text{Équation 1-28}$$

Où:

P : Pression (Pa)

L : Longueur du boyau (m)

R : Rayon du boyau (m)

Q : Débit moyen en (m^3/h)

k_r : Coefficient de remplissage ($k_r = 0,8$ pour la pompe stationnaire, $k_r = 0,7$ pour la pompe automotrice) (Kaplan 2000, Chapdelaine 2007)

τ_{0i} : Seuil d'interface (Pa) (mesuré par le tribomètre)

η : Viscosité d'interface (Pas/m) (mesurée par le tribomètre)

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

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

Par la suite, ce modèle a été validé pour un circuit de boyaux en acier sur chantier. Les essais ont été effectués par Chapdelaine (Chapdelaine 2007) La prévision de la pression a été faite en utilisant la première pente de l'équation de Kaplan (Équation 1-28). La validation est présentée sur la Figure 1-40:

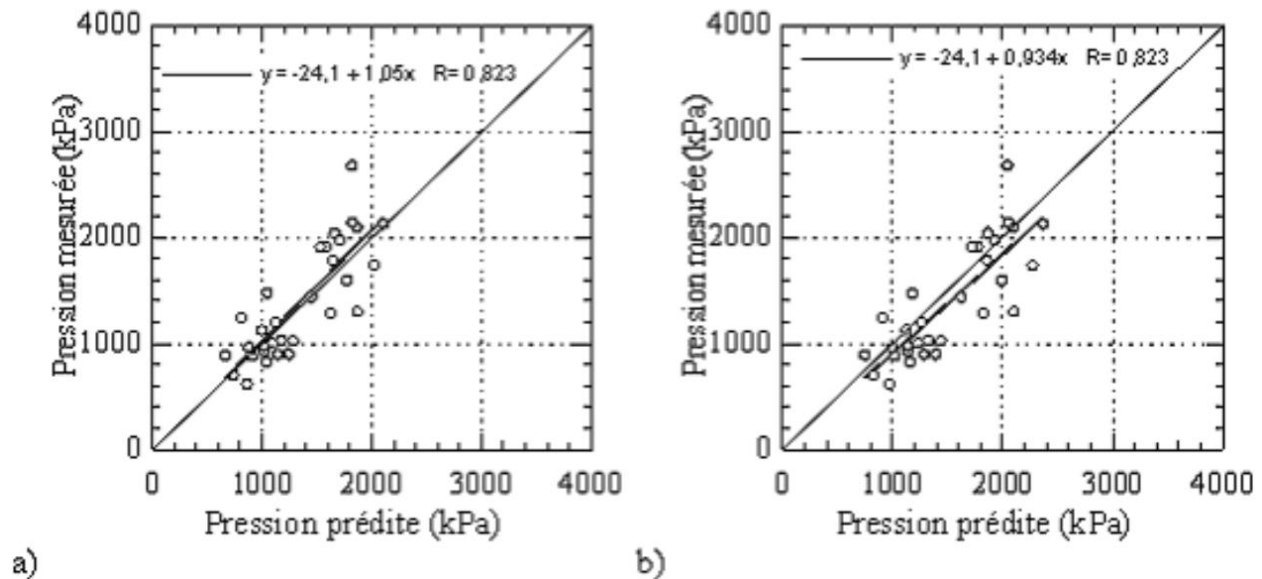


Figure 1-40 Prédiction de la pression de pompage pour la flèche complète sans considérer les coudes (a) et en considérant les coudes (b)

Ce modèle prend en compte le frottement à l'interface calculé en fonction des propriétés rhéologiques du béton. Kaplan utilise le BTRHEOM pour mesurer les propriétés rhéologiques et un tribomètre à cylindre coaxiaux pour les mesures tribologiques. Les mesures avec le tribomètre lui ont permis de montrer que les frottements à l'interface dépendent linéairement de la vitesse de pompage:

$$\tau = \tau_0 + \eta v$$

Équation 1-29

où:

τ (Pa) est la contrainte de cisaillement à l'interface ;

τ_0 (Pa) le seuil d'interface ;

η (Pa.s/m) la constante visqueuse ;

v (m/s) la vitesse relative de glissement.

Ce modèle tribologique ressemble au modèle rhéologique de Bingham car ceci suit une loi linéaire avec un seuil à zéro.

Le seuil appelé « seuil d'interface » est un seuil de frottement que la pression doit vaincre pour faire avancer le béton (Figure 1-39). Mathématiquement, l'expression suivante doit être satisfaite pour que le béton s'avance:

$$\Delta P \cdot \pi R^2 \geq \tau_0 \cdot L \cdot 2\pi R \quad \text{Équation 1-30}$$

Dans cette équation, R est le rayon de la conduite dans laquelle a lieu l'écoulement et ΔP est la chute de pression entre l'entrée et la sortie de la conduite.

Une fois le seuil est dépassé, le frottement varie linéairement en fonction de la vitesse de glissement. Le paramètre caractérisant la pente de la relation linéaire est la constante visqueuse.

3.3. Tribométrie

La tribologie présente une influence très importante sur le pompage du béton. Ainsi, la tribométrie du béton frais est indispensable pour maîtriser la pression. Plusieurs tribomètres ont été développés et se divisent en deux familles principales: les tribomètres de rotation et les tribomètres de transition.

Les tribomètres de rotation sont utilisés uniquement pour les bétons traditionnels alors que ceux de transition peuvent s'employer pour plusieurs types de béton. Cependant, les essais avec le tribomètre de transition se limitent à des essais de laboratoire à cause de la configuration de l'essai qui demande beaucoup de précision et qui est assez complexe.

- **Tribomètre de rotation:**

En 2000, Kaplan (Kaplan 2000) a développé un tribomètre utilisant le bâti du rhéomètre BTRHEOM du LCPC (Figure 1-31). Les pièces composant ce tribomètre sont:

- Une gamelle fixe de 350 mm de diamètre et de 200 mm de hauteur. Elle peut contenir 13 litres de béton.
- Une pièce tournante de forme cylindrique de 150 mm de diamètre.

Les deux pièces sont montées sur un bloc de moteur qui transmet la rotation à vitesse contrôlée au cylindre central et mesure le couple généré par frottement avec le béton contenu dans la gamelle. Pour assurer l'étanchéité entre la gamelle et la pièce tournante, une plaque en caoutchouc est placée au fond de la gamelle. Cinq vitesses de rotation dans une plage de 0,2 à 1,6 tour par minutes (tpm) peuvent être appliquées.

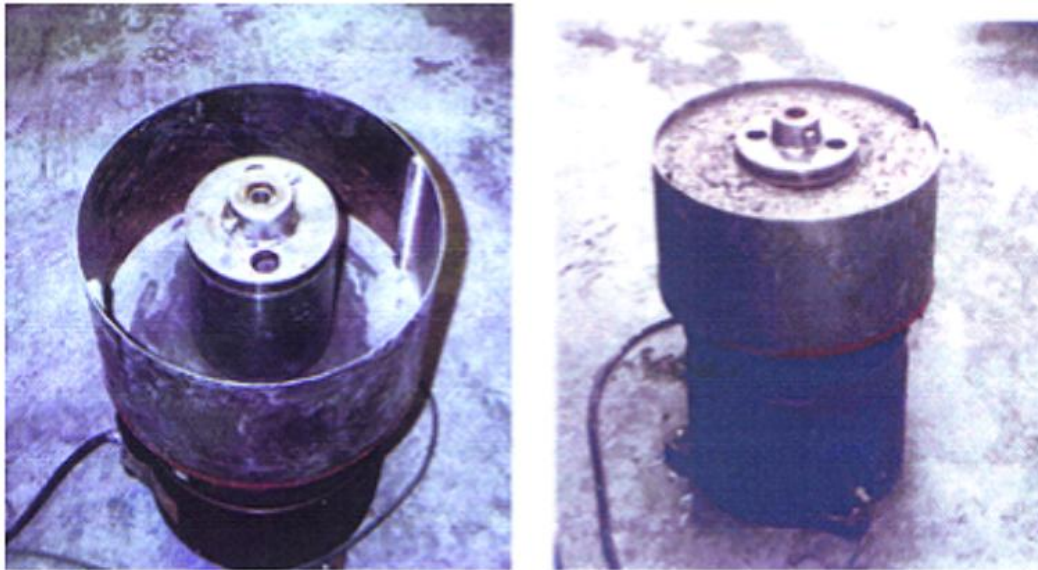


Figure 1-41 Tribomètre développé par Kaplan (Kaplan 2000)

Quelques années plus tard, Chapdelaine développa un autre tribomètre basé sur le bâti du rhéomètre IBB. Un récipient de même diamètre que celui du IBB est utilisé. Le récipient est équipé des pales fixes de 12 mm de largeur sur sa paroi interne pour que le béton frais ne soit pas en mouvement (Chapdelaine 2007).



Figure 1-42 Tribomètre développé par Chapdelaine (Chapdelaine 2007)

En 2009, une autre version du tribomètre rotatif a été développée au sein du laboratoire L2MGC à l'université de Cergy-Pontoise par T.T. NGO (Ngo 2009) (Figure 1-43). Ce dernier a mis en place un tribomètre très efficace, simple et transportable sur chantier. Ce rhéomètre est composé de 3 parties principales:

- un agitateur à régulation électronique de vitesse permettant l'enregistrement du couple de rotation
- une pièce cylindrique en acier lisse de 10 cm de hauteur et 10,7 cm de diamètre
- un récipient de 30 cm de diamètre et 20 cm de hauteur.



Figure 1-43 Tribomètre développé par NGO (Ngo 2009)

La configuration du tribomètre de T.T.NGO est du même type que celui du tribomètre de Chapdelaine qui permet de minimiser les frottements parasites au fond du cylindre.

- **Tribomètre de transition:**

En 1960, un appareil de type tribomètre a été développé par Best et Lane (Best et Lane 1960) et validé par la suite dans un circuit de pompage (Figure 1-44). Cet appareil consiste en un cylindre hydraulique qui pousse le béton dans un cylindre de pompage de 250 mm de diamètre. A la sortie du cylindre de pompage, une réduction elliptique diminuant la section initiale de 16% est installée. La vitesse d'avancement du piston est de 25 mm/s. A cause de la réduction de section droite l'essai ne mesure pas uniquement le frottement mais aussi la pression totale qui sert à vaincre le frottement et les pertes de charge créées par la réduction de section droite.

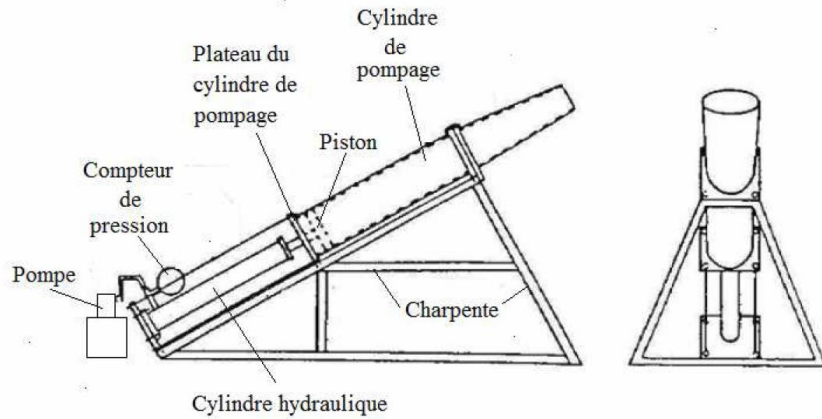


Figure 1-44 Appareil de mesure de la pression de pompage développé par Best et Lane (Best et Lane 1960)

Avec son appareil en 1973, Morinaga (Morinaga 1973) (Figure 1-45) a pu mesurer le frottement à l'interface béton-acier dans les tuyaux de pompage. Cet appareil lui permet également de reproduire les conditions réelles d'un pompage. Son principe de fonctionnement consiste à pousser le béton dans un tuyau circulaire de 50 mm de diamètre et de 2 m de longueur, sous une pression d'air comprimée. Un capteur de force permet de mesurer la force nécessaire pour maintenir le tuyau immobile à partir de laquelle on en déduit la contrainte à l'intérieur de la paroi du tube. Le frottement (f) le long de la paroi du boyau est calculé par la relation:

$$f = k_1 + k_2 v$$

Équation 1-31

Où:

k_1 : coefficient d'adhésion;

k_2 : coefficient de vitesse;

v : vitesse d'écoulement du béton

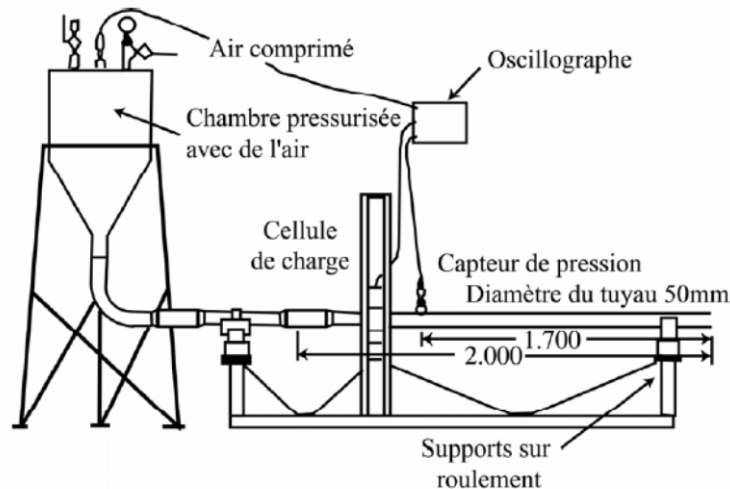


Figure 1-45 Appareil de mesure de la friction développé par Morinaga (Morinaga 1973)

Comme les BAP ont souvent un seuil de cisaillement assez faible, ils sont souvent cisailés dans les tribomètres rotatifs. En conséquences, le couple de rotation mesuré n'est pas dû uniquement au frottement à l'interface béton - paroi mais aussi à l'énergie dissipée par le cisaillement du béton. L'appareil proposé par Djelal (Djelal et al. 2004) semble contourner ce problème (Figure 1-46). Cet appareil consiste à placer le béton dans un cylindre de 120 mm de diamètre dans lequel est installé un piston qui permet de contrôler la pression au sein de l'échantillon. Ces dispositifs sont placés sur les deux côté d'une plaque de telle façon que le béton soit en contact avec la surface de la plaque. Les cylindres sont équipés d'un système de joint pour éviter le drainage du béton. Une vitesse de transition constante est imposée à la plaque et la force nécessaire pour maintenir la plaque en déplacement est mesurée.

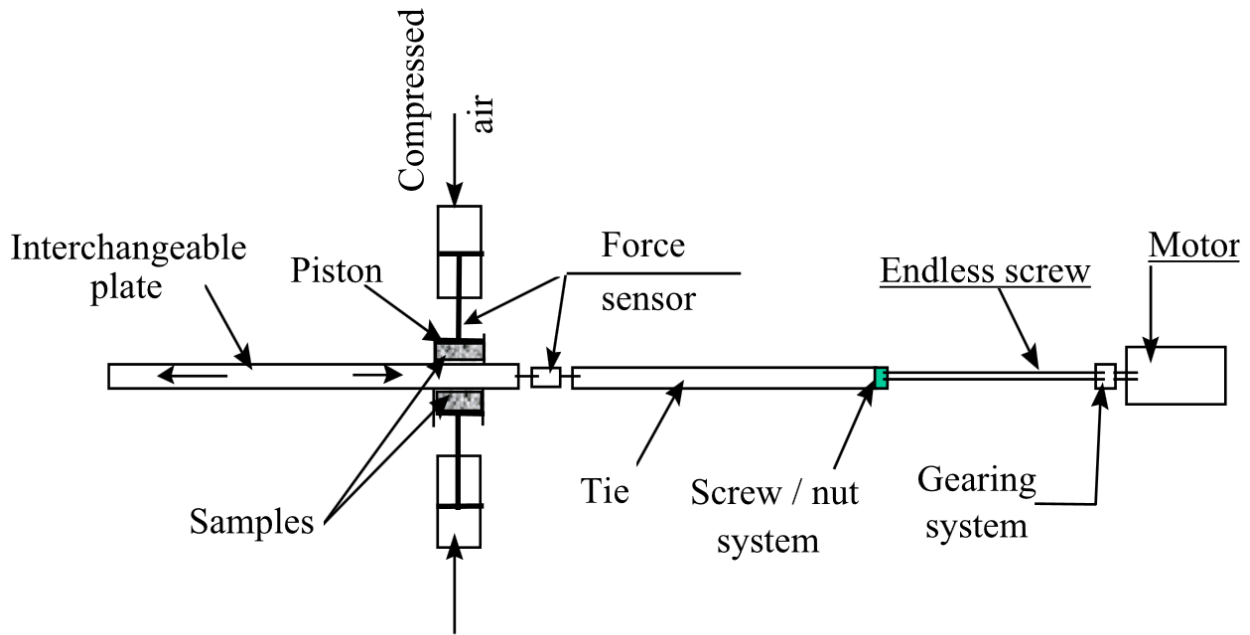


Figure 1-46 Appareil de mesure du frottement sous pression développé par Djelal (Djelal, Vanhove et al. 2004)

3.4. Tribomètre utilisé

Le tribomètre utilisé dans le cadre de notre étude est celui développé au L2MGC à l'université de Cergy-Pontoise. Le profil de vitesse imposée par cet appareil est décrit dans la Figure 1-47.

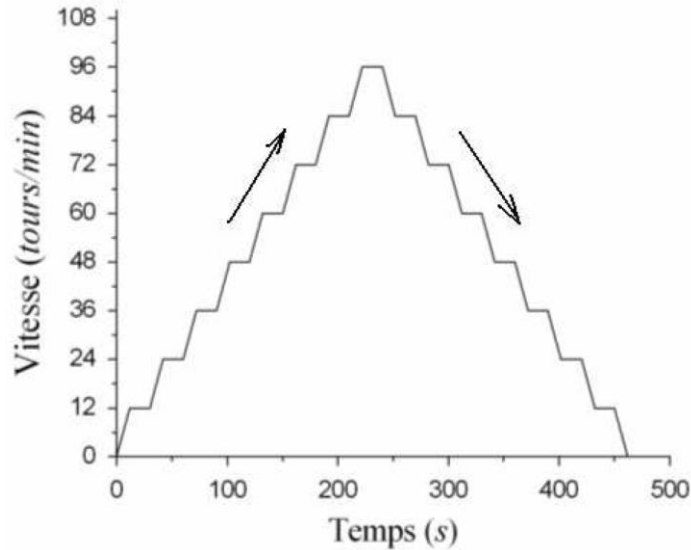


Figure 1-47 Profil de vitesse de rotation du tribomètre développé au L2MGC

Ce profil de vitesse est composé de deux parties: une augmentation de vitesse suivi par une diminution de vitesse. La période d'augmentation permet de stabiliser les mesures.

Pour utiliser ce tribomètre, nous devons respecter le mode opératoire suivant (Ngo 2009):

- 1^{er} étape: remplir le récipient de béton jusqu'à la moitié de son hauteur. Ensuite, piquer 25 fois avec une tige à piquage afin d'assurer un remplissage correct.
- 2^{ème} étape: poser le cylindre sur la surface du béton et appuyer légèrement pour que le fond du cylindre touche bien la surface du béton.
- 3^{ème} étape: piloter la rotation du cylindre avec le profil de vitesse imposé (Figure 1-47). Un logiciel particulier enregistre toutes les 2 secondes les couples de frottement correspondant à chaque palier de vitesse imposé.
- 4^{ème} étape: à l'issue de cette première opération, dans un deuxième temps, remplir le béton jusqu'à l'arase du récipient. Ensuite, piquer 25 fois avec la tige afin d'assurer le serrage du béton dans le récipient.
- 5^{ème} étape: répéter la 3^{ème} étape
- 6^{ème} étape: obtenir les couples de frottement moyens à l'interface béton-acier par la différence des deux mesures correspondant à un remplissage du béton à l'arase et à mi-hauteur du récipient.

La linéarisation des résultats de mesure donne les valeurs de T_0 et k telles que:

$$T = T_0 + k\Omega$$

Équation 1-32

T (Nm) est le couple de rotation;

Ω (m/s) la vitesse de rotation.

La loi de frottement à l'interface est caractérisée par l'expression:

$$\tau = \tau_0 + \eta v$$

Équation 1-33

Où:

τ (Pa) est la contrainte de cisaillement à l'interface ;

τ_0 (Pa) le seuil d'interface ;

η (Pa.s/m) la constante visqueuse ;

v (m/s) la vitesse relative de glissement.

Avec:

La constant visqueuse est donnée par:

$$\eta = \frac{k}{4\pi^2 R^3 h}$$

Équation 1-34

Et le seuil d'interface est donnée par:

$$\tau_0 = \frac{T_0}{2\pi R^2 h}$$

Équation 1-35

4. Couche limite et les effets sur le pompage

4.1. Introduction

Pour certaines applications du béton frais, ce matériau peut être considéré comme un fluide homogène. Cependant, en réalité, il est composé de particules solides (granulats) mélangées avec de la pâte de ciment (et de fines) ce qui en fait un liquide avec les particules en suspension. C'est la raison pour laquelle, dans certaines situations, le béton peut se comporter d'une façon hétérogène. Dans le cadre de notre étude, le béton devient hétérogène sous l'effet du frottement. Ce phénomène peut être observé facilement à l'œil nu dans certain cas. Par exemple, le lissage d'une surface de béton frais avec une taloche permet à obtenir une première idée sur l'effet de la force de cisaillement sur l'homogénéité du béton. La Figure 1-48 montre un travail de finition par talochage après coulage du béton.

Le but de l'utilisation d'une taloche, est de faire refluer le béton. L'action mécanique de la taloche provoque une stratification du béton. Sous l'effet du glissement entre la surface de la taloche et

le béton, les parties fines montent en surface et accroissent la compacité de la couche de « mortier » en surface. Cet exemple permet de confirmer qu'il y a des phénomènes physiques derrière le développement d'une couche de liquide contenant des particules fines à l'interface entre le béton et la surface solide qui se déplacent l'un par rapport à l'autre.

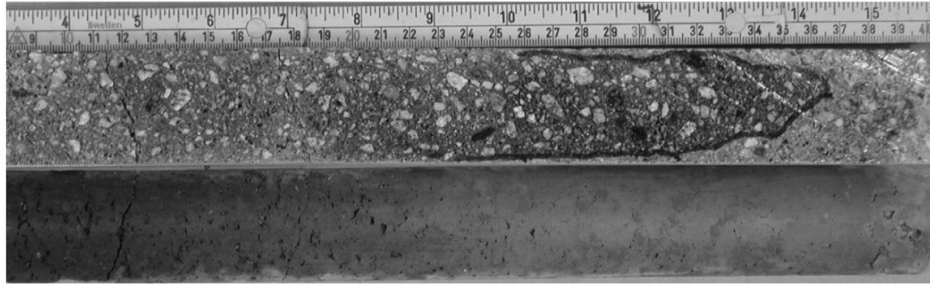
Cette analogie est observée dans les essais de pompage réalisés par Kaplan. L'analyse de la section droite des échantillons de béton prélevés directement de la conduite de pompage permet d'observer une couche de mortier dans laquelle il n'y a pas de gros granulat autour de l'échantillon (Figure 1-9). Cette couche est considérée comme la couche de lubrification qui permet au béton d'avancer dans la tuyauterie avec une vitesse de glissement supplémentaire.

Dans le but de mettre en évidence l'existence de cette couche, plusieurs recherches ont été menées pour étudier le profil de vitesse d'écoulement du béton dans une conduite.

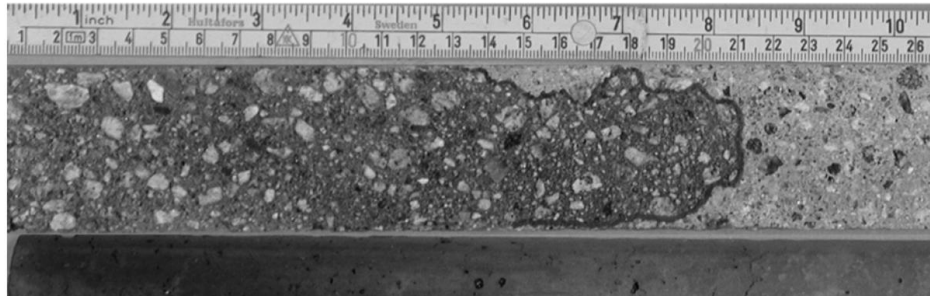
Les essais expérimentaux de Jacobsen (Jacobsen et al. 2009) permettent de caractériser le profil de vitesse d'écoulement d'une façon qualitative. En général, le principe des essais réalisés consiste à pomper un béton coloré dans un béton non coloré mis préalablement dans une conduite. Le béton non coloré a un seuil de cisaillement plus faible pour permettre au béton coloré de se déplacer librement. Lorsque la prise des deux bétons est faite, le bloc de béton est sorti de la conduite et scié en deux parties suivant un axe longitudinal. Quatre bétons auto plaçants ont été étudiés et les résultats obtenus sont représentés dans la Figure 1-49.



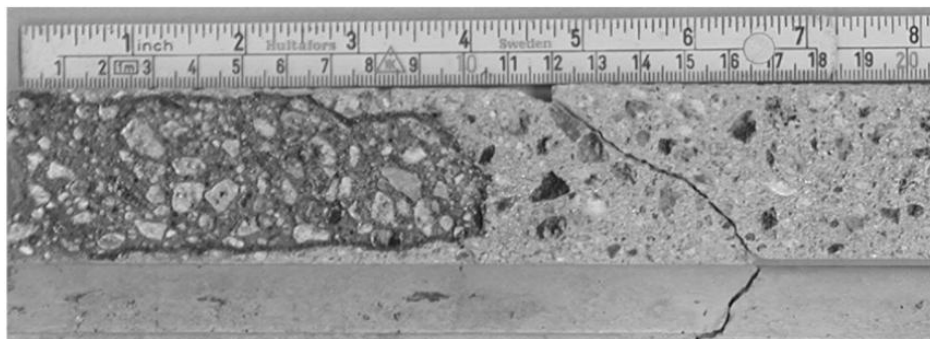
Figure 1-48 Finition par talochage après coulage du béton
(<http://www.altaviewconcrete.com/>)



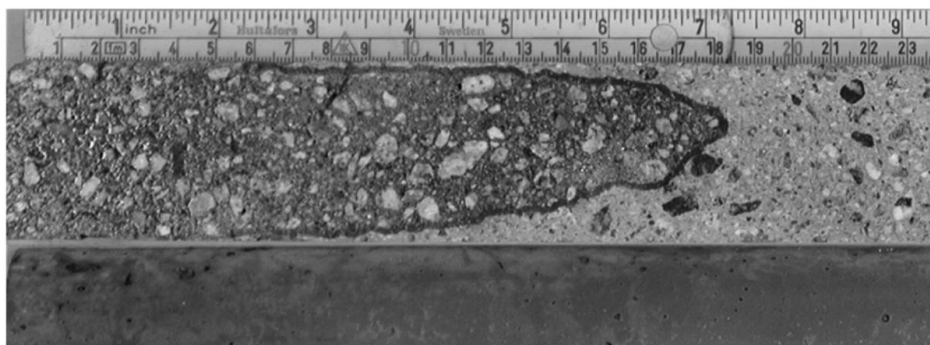
(a)



(b)



(c)



(d)

Figure 1-49 Profil de vitesse des BAP. (a) mélange 1, (b) mélange 2, (c) mélange 3, (d) mélange 4 (Jacobsen, Haugan et al. 2009)

La Figure 1-49 montre clairement le développement d'une couche limite. En effet, les profils de vitesse obtenus ne sont pas les paraboles parfaites mais possèdent un gradient très important à l'interface avec la paroi.

Dans le cas des bétons traditionnels, T.T. NGO a, également observé la formation d'une couche limite lors de ses essais tribométriques. La Figure 1-50 montre la couche de cisaillement qui est colorée par la poudre bleu.

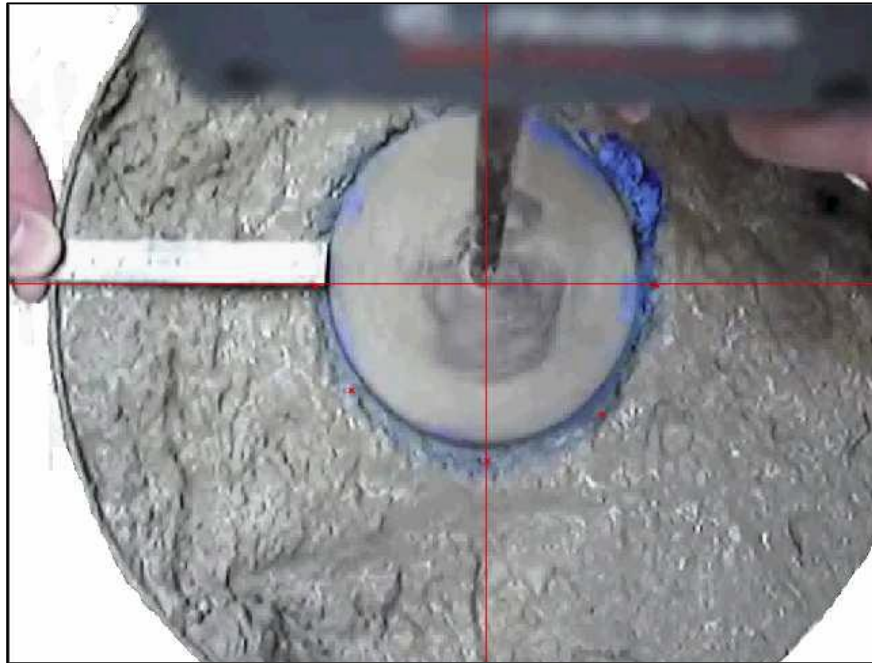


Figure 1-50 Observation de la couche limite (Ngo 2009)

4.2. Caractéristiques de la couche limite

Dans ses essais sur les bétons traditionnels, NGO, T.T. a réussi à prélever la couche limite du tribomètre et analyser sa composition. Ces analyses ont conduit aux conclusions suivantes:

- La couche limite a presque la même proportion volumique d'eau et de ciment que le béton correspondant.
- La proportion volumique moyenne de sable fin dans la couche limite est d'environ 1,7 fois plus élevée que celle du béton.
- Quand la teneur en adjuvant est importante, il y a une légère augmentation de volume de pâte et une légère diminution de la quantité de sable fin.

En ce qui concerne l'épaisseur de la couche limite, quelques observations laboratoires permettent d'estimer que l'épaisseur de la couche limite varie entre 2 et 8 mm (Ngo 2009). Ces valeurs ne

sont que qualitatives car il n'est pas évident de mesurer précisément cette épaisseur faute d'inaccessibilité pour le cas des tuyaux.

Les estimations et observations au cours des essais tribométriques de NGO T.T. montrent que cette épaisseur varie entre 1 et 9 mm environ en fonction des paramètres de composition des bétons. Cependant, comme le tribomètre est un dispositif rotatif, la force centrifuge créée par le cylindre intérieur peut créer à son tour des effets additionnels qui poussent les grosses particules vers l'extérieur. Ce phénomène peut entraîner une surestimation de l'épaisseur de la couche limite (Le et al. 2012).

Les études de rhéographe ont bien montré qu'une augmentation des fins ou de la quantité de sable diminue la viscosité du mortier. Selon les études de Erdem (Erdem et al. 2009) et Ferraris (Ferraris et Gaidis 1992), les propriétés rhéologiques de la pâte de ciment sont inférieures à celles du mortier qui sont, elles-mêmes, inférieures à celles du béton. Il est donc certain que la couche limite a une viscosité plastique et un seuil de cisaillement beaucoup plus faible que ceux du béton.

4.3. Effets sur le pompage

On constate dans les travaux de Feys concernant la relation entre la perte de charge et le débit de pompage des BAP, une surestimation de la perte de charge. En effet, quand le béton est considéré comme un fluide Bingham, les calculs analytiques basés sur l'équation de Poiseuille, dans le cas du pompage surestime la perte de charge avec un facteur variant de 1 à 2 en fonction du débit. Cette surestimation peut entraîner un mauvais choix de la pompe et des prédictions incorrectes de la pression. Dans ce contexte, la seule explication qui peut être considérée est la contribution de la couche limite en termes de vitesse de glissement qui augmente le débit.

Pour les bétons traditionnels, il est évident que le béton avance dans la conduite de pompage principalement sous l'effet de glissement sur la couche limite. Ceci peut être confirmé en observant la façon dont le béton se comporte pendant les essais tribométriques. On observe que le bloc de béton n'est pas du tout cisailé. Le cylindre qui est en contact avec ce bloc peut tourner grâce au cisaillement d'une couche limite développée entre le bloc de béton et la paroi du cylindre. La constante visqueuse (η) caractérisant la loi tribologique est en effet le rapport de la viscosité plastique (μ) par l'épaisseur (h) de la couche limite (Figure 1-51):

$$\sigma = \frac{F}{S} = \frac{\mu}{h} v$$

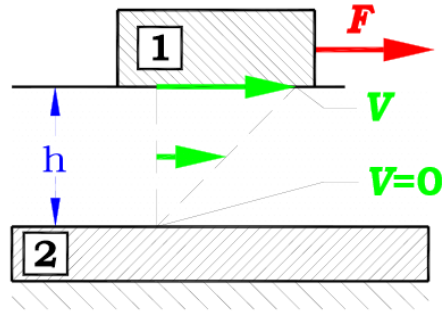


Figure 1-51 Cisaillement de la couche limite développée entre la paroi du cylindre (1) et le bloc de béton (2) dans un tribomètre (58consmea.free.fr)

Toutefois, ce même essai est impossible à effectuer pour les bétons auto plaçants. Comme le seuil de cisaillement de ce type de béton est souvent plus faible que la contrainte créée par la rotation du cylindre, la plupart du volume de béton dans le tribomètre est cisailée. Ainsi, il est impossible de différencier la zone de béton fortement cisailée représentant la couche limite et celle faiblement cisailée.

En conclusion, le seul moyen permettant de caractériser l'effet de la couche limite sur l'écoulement du béton dans une conduite est de mesurer quantitativement le profil de vitesse et de trouver une relation entre celui-ci et la rhéologie de la couche limite et celle du béton.

5. Techniques de mesure du profil de vitesse d'écoulement des fluides

Comme évoqué précédemment, nous sommes amenés à mesurer le profil de vitesse dans une conduite fermée. Ces mesures doivent être, d'une part précise avec une haute résolution pour pouvoir distinguer le changement de gradient de vitesse entre la couche limite et le bloc de béton. D'autre part, la technique de mesure doit être suffisamment simple et peu coûteuse pour pouvoir tester plusieurs formulations différentes de béton. Pour mettre en place un protocole d'essai, nous avons étudié plusieurs techniques de mesure de vitesse existantes.

5.1. Technique de mesure pour une conduite fermée

5.1.1. Imagerie par Résonance Magnétique

La première technique étudiée est la technique l'IRM (Imagerie par Résonance Magnétique). Cette technique permet d'effectuer l'imagerie des mouvements réguliers tels que l'écoulement sanguin et le mouvement de la paroi cardiaque. En particulier, beaucoup d'efforts ont été mis

dans le développement de la technique d'imagerie de l'écoulement du sang (Ridgway et Smith 1986) afin d'en déduire la vitesse et l'accélération.

Les essais de mesure de vitesse dans un rhéomètre à béton type rotatif Bohlin C-VOR a été réalisé au sein du LMSGC (LCPC-ENCP-CNRS), Institut Navier, par Jarny et al. (Jarny et al. 2008). L'application consiste à placer le volume de contrôle à l'intérieur d'une machine qui génère un fort champ magnétique. Pour prendre une image IRM, dans un premier temps, les ondes magnétiques sont émises pendant une très courte durée. Ce changement soudain provoque certains atomes dans le corps du volume de contrôle à réémettre des signaux spéciaux. Le scanner IRM détecte les signaux spéciaux. Ensuite, l'appareil d'IRM envoie les informations du signal à un ordinateur, qui crée une image du volume intérieur. L'avantage de cette méthode réside dans la précision et la haute résolution.

Toutefois, l'installation très complexe de l'appareil qui demande beaucoup de précaution devient trop coûteuse pour pouvoir être appliquée au cas des conduites de pompage. En plus, l'utilisation de cet appareil est purement dédiée aux conditions de laboratoire avec des volumes de contrôle de taille limitée.

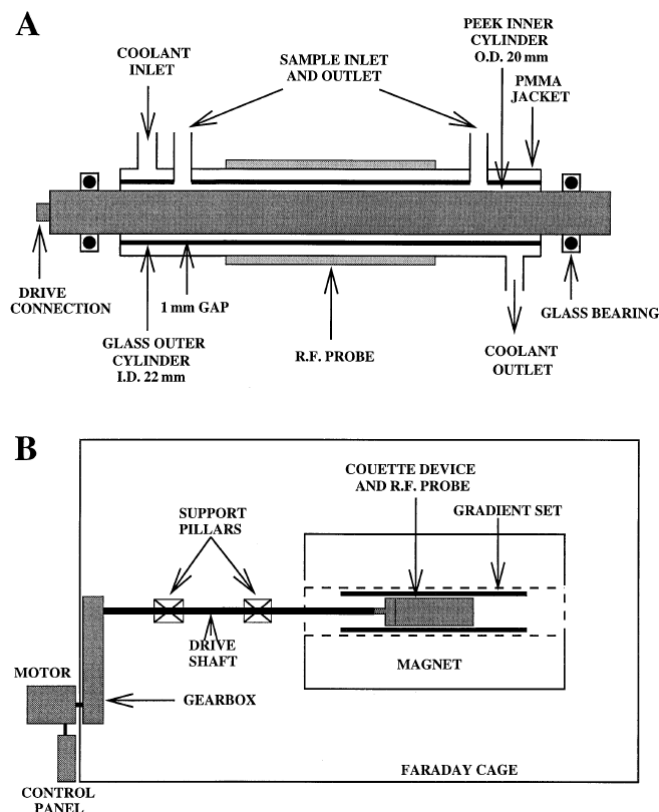


Figure 1-52 Principe de fonctionnement de la mesure par IRM pour un rhéomètre de couette. A) Schéma de principe du rhéomètre de couette à cylindres concentriques. Le cylindre intérieur en PEEK tourne de manière coaxiale avec le cylindre extérieur stationnaire en verre, et l'échantillon est situé dans l'entrefer de 1 mm

entre les cylindres. Le contrôle de la température se fait grâce à l'enveloppe PMMA remplie d'eau (marqué « coolant inlet / outlet »), qui entoure le volume de l'échantillon. La cage de quadrature r.f. la sonde est montée sur l'extérieur de cette enveloppe. (B) Schéma montrant l'installation de l'appareil dans l'alésage de l'aimant. Le moteur, tableau de commande, et bain d'eau sont positionnés 2,0 m du centre de l'aimant, où le champ magnétique parasite est 2,0 Mt, et en dehors de la cage de Faraday pour éviter l'interférence. Une boîte de vitesse relie le moteur à l'arbre d'entraînement en fibres de verre, qui est supportée par deux piliers fixés au sol. (Raynaud et al. 2002)

5.1.2. Ondes ultrasonores – effet Doppler

La technique de la vélocimétrie Doppler par ondes ultrasonores pulsée est très populaire pour des applications en mécanique des fluides notamment l'étude des écoulements des suspensions fluides (Takeda 1991, 1995, 1995, Antoine et Lebouché 1998). Le principe de la méthode est basé sur l'effet Doppler appliqué aux ondes ultrasonores. En effet, quand un fluide s'écoule, ces particules se déplacent aussi à une vitesse déterminée. Le dispositif de mesure envoie aux particules de fluide un faisceau d'ondes ultrasonores de fréquences connues. Par la suite, il reçoit un écho à une fréquence décalée par l'effet Doppler émis des particules. La mesure de la différence de fréquence permet de déterminer la vitesse de la particule, assimilée à celle du fluide. Le temps de parcours de l'onde et de l'écho permet de déterminer la position des particules. En conséquence, il est possible de déterminer un profil de vitesse quasi instantané. Cette méthode peut répondre en partie aux problèmes qui nous sont posés: elle est non destructive et ne perturbe pas l'écoulement, elle est applicable dans le cas des liquides opaques et ne nécessite pas un étalonnage.

La mesure se fait à l'aide d'un capteur qui doit être installé sur la paroi de la conduite. Il doit être incliné d'un angle θ par rapport à la direction de l'écoulement. La vitesse mesurée représente la projection du vecteur de vitesse en trois dimensions (3D) ou sur la ligne de faisceau ultrasonore (Eckert et Gerbeth 2002).

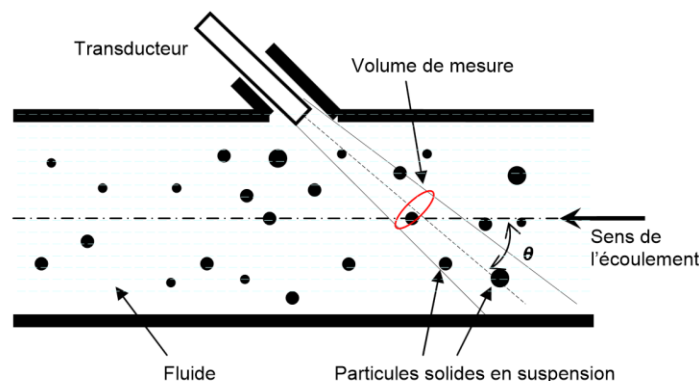


Figure 1-53 Implémentation du capteur

Chaque capteur est caractérisé principalement par sa fréquence d'émission. Par exemple, la société Met-Flow, un fabricant du capteur ultrasonore dédié à la recherche, propose un ensemble de cinq capteurs avec les fréquences d'émission variant de 0,5, 1, 2, 4, et 8 MHz (Figure 1-54). En général, ces fréquences sont capables de couvrir la plupart des applications de recherche. Les basses fréquences sont utilisées pour les longues distances de mesure et / ou une grande vitesse. Tandis que les fréquences élevées sont employées dans le cas des faibles profondeurs de mesure et / ou des petites vitesses. (Tableau 1-3)



Figure 1-54 Différents capteurs de différentes fréquences d'émission: 0,5 ;1 ;2 ;4 ;8 Mhz

Emitting Frequency [MHz]	Spatial Resolution [mm]	Maximum Depth P_{max} [mm]	Maximum Velocity V_{range} [mm/s]	Velocity Resolution [mm/s]	Sampling Time [msec]	Sampling Frequency [Hz]
0.5	5.92	3'000	365.1	1.43	130	8
		21	51'930	202	0.9	1'097
1	2.96	3'000	182.5	0.71	130	8
		11	51'034	199	0.5	2'155
2	1.48	3'000	91.3	0.36	130	8
		6	49'933	193	0.2	4'167
4	0.74	3'000	45.6	0.18	130	8
		3	46'250	181	0.1	7'813
8	0.37	3'000	22.8	0.09	130	8
		1.7	40'988	160	0.1	13'847

Tableau 1-3 Les plages des mesures en fonction du capteur (Met-Flow)

Comme indiqué dans le Tableau 1-3, plus petite est la profondeur de mesure, meilleure est la résolution. Dans notre étude, la profondeur minimale de 6 mm est acceptable car elle serait suffisamment large pour couvrir la couche limite. Ceci correspond à la fréquence de 2 Mhz, alors que pour cette fréquence, la résolution est médiocre (1,48 mm). Si on veut augmenter la résolution de 0,37 mm, la profondeur de mesure atteint seulement 1,7 mm. En conclusion, il n'y a pratiquement pas de dispositif convenable à notre objectif.

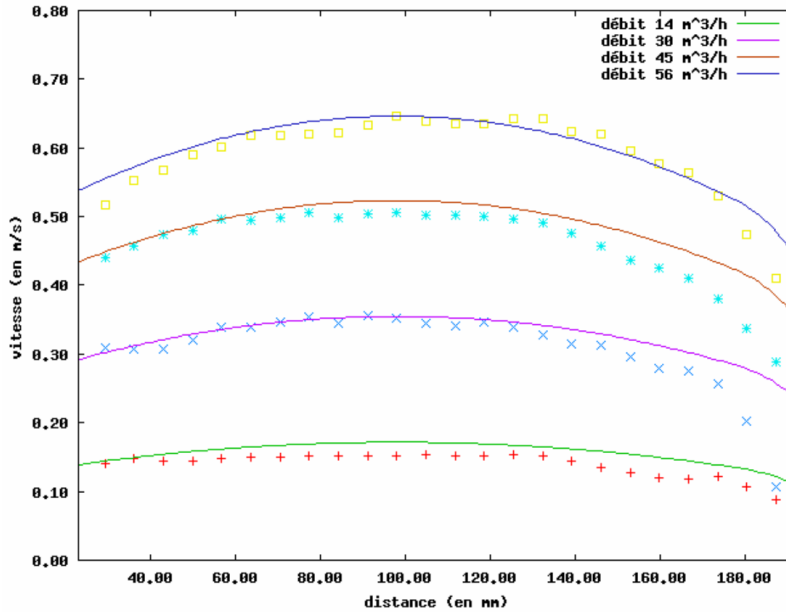


Figure 1-55 Profil de vitesse dans un fluide chargé, mesuré par la technique d'ultrasonore Doppler (Jaafar et al. 2005).

Si on considère un exemple d'application de cette technique, on constate qu'une résolution plus élevée peut être obtenue mais uniquement pour le cas des tubes ou des canaux de petite dimension de (quelques centimètres en diamètre) (Figure 1-55).

En outre, la plupart des dispositifs commerciaux ont pour l'objectif de mesurer le débit d'écoulement mais pas le profil de vitesse. En général, les meilleurs de ces dispositifs peuvent seulement donner une résolution de 2 mm. Comme l'épaisseur de la couche limite est autour de 2 mm, cette méthode n'est pas intéressante.

5.2. Technique de mesure à surface libre

5.2.1. Vélocimétrie Laser Doppler

Le principe de fonctionnement de cette méthode est similaire à celui de la méthode de vélocimétrie Doppler par ondes ultrasonores. Les deux méthodes sont basées sur l'effet de Doppler. Le système Laser Doppler Vélocimétrie envoie un faisceau laser monochromatique vers une cible et récupère le rayonnement réfléchi. Sous l'effet de Doppler, la variation de la longueur d'onde du rayonnement réfléchi est une fonction de la vitesse de l'objet ciblé. Ainsi, la vitesse de cet objet peut être obtenue par une mesure de la variation de la longueur d'onde du

faisceau laser réfléchi. Cette variation est calculée par la formation d'un motif de franges d'interférence (superposition des signaux émis et réfléchi).

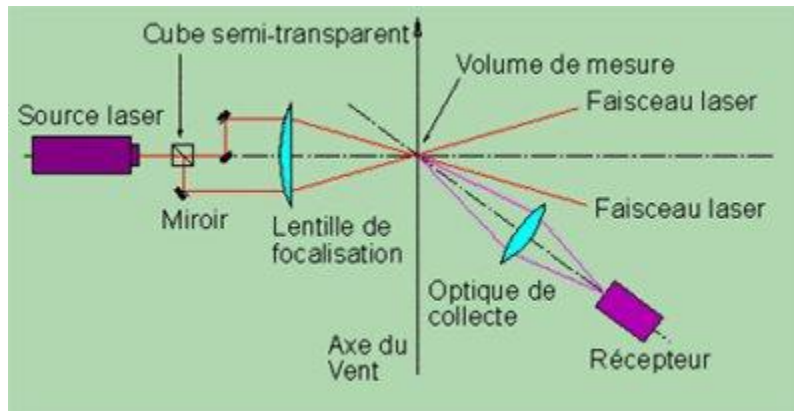


Figure 1-56 Principe de la méthode Laser Doppler Vélocimétrie (Onera)

Cette méthode est appliquée uniquement dans le cas où les zones de mesure sont exposées aux faisceaux de laser. Elle est donc utilisable pour les fluides transparents dans lesquels on injecte des traceurs. On peut également mesurer l'écoulement à surface libre d'une conduite ouverte. En effet, la zone de mesure est créée par l'intersection de deux faisceaux de laser et peut être située sur n'importe quelle surface. D'où, l'avantage de cette méthode concernant le positionnement précis de la zone de mesure. Pourtant, la taille de la zone de mesure est trop grande pour notre application. La plus petite possible est de 2 mm de diamètre. D'ailleurs, c'est la raison pour laquelle cette méthode est essentiellement appliquée au control de vitesse des corps solides mais pas des écoulements de fluide.

5.2.2. Vélocimétrie par Image de Particules

Cette technique repose sur la mesure de la vitesse d'écoulement d'une particule de fluide (souvent appelé traceur) à partir de deux prises de photos successives prises en un intervalle de temps Δt très court. La méthode compare les deux images donnant la position d'une particule à deux instants différents (Keane et al. 1995). Comme il est impossible de suivre le mouvement de chaque particule individuellement, une analyse statistique s'impose. Pour cela, chaque image est divisée en une matrice de petites sections appelées fenêtres d'interrogation. Ainsi, chaque fenêtre d'interrogation dans une image a une fenêtre correspondante dans l'autre image. Par la suite, chaque paire de fenêtres d'interrogation est analysé avec la technique de la corrélation croisée. La fonction de corrélation croisée est effectivement un sous-programme de mise en correspondance de motif. Ceci détermine le déplacement nécessaire pour déplacer la première fenêtre de façon qu'elle se superpose à la seconde fenêtre. En calibrant l'image avec une distance connue on obtient la distance parcourue par la fenêtre. Cette distance est ensuite divisée par Δt pour obtenir la vitesse moyenne du fluide dans la zone d'interrogation. Ce processus est répété à

chaque point de la matrice, ce qui entraîne un champ de vecteurs de vitesse qui décrit l'écoulement (Singh et al. 2006). Normalement, les analyses de corrélation des images sont effectuées à l'aide des logiciels dédiés au PIV. Une démonstration du principe est présentée dans la Figure 1-57 (Choi et al. 2011).

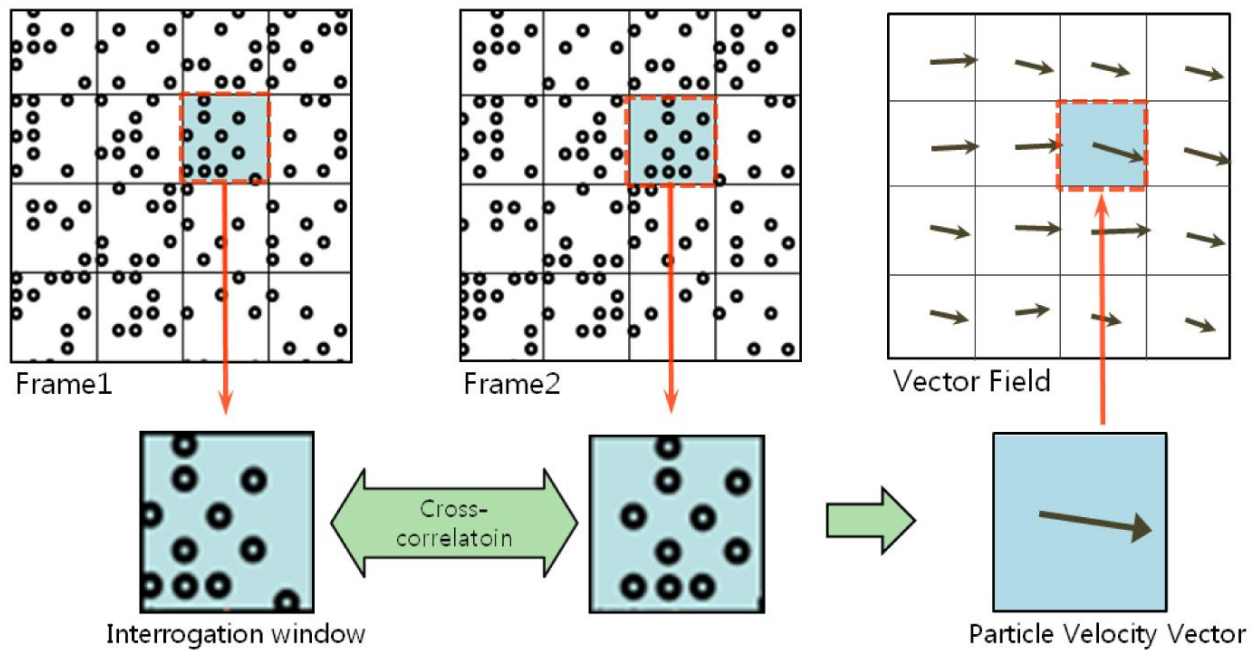


Figure 1-57 Principe de l'analyse d'image de la méthode Vélocimétrie par Image de Particules (Choi, Kim et al. 2011)

Normalement, la méthode est utilisée pour mesurer les champs de vitesse en 2D dans un plan défini d'un fluide transparent. Ce plan est créé par les flashes d'une nappe de laser qui éclaire les particules (traceurs) situées sur un plan donné (Figure 1-58). L'élément principal du système de mesure est une caméra qui permet de capturer des images en un intervalle de temps très court. En effet, plus l'intervalle de temps est court, plus la résolution est élevée. Cette méthode peut également être utilisée pour mesurer l'écoulement d'une surface libre. Dans le cas des surfaces libres, la nappe de laser est dispensable. Par contre, la surface à observer doit être éclairée intensivement car la vitesse d'obturation de la caméra est très élevée.

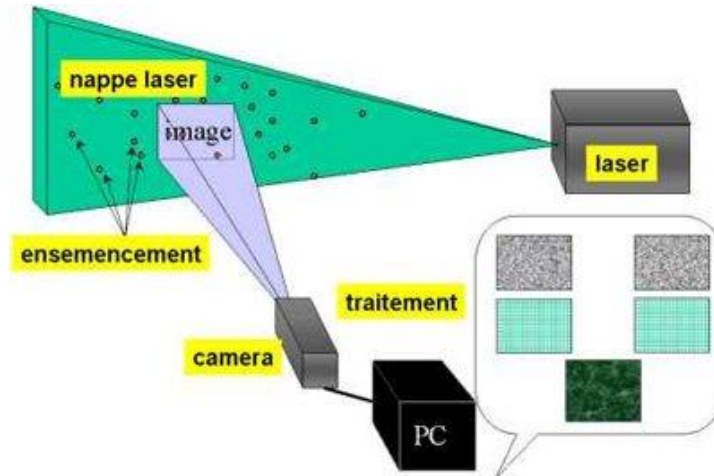


Figure 1-58 Principe d'enregistrement des images pour la technique PIV (Roosenboom et al. 2012)

En général, la résolution de cette méthode dépend de trois facteurs principaux qui sont: La vitesse d'enregistrement d'image de la caméra, la résolution de l'image, la taille des traceurs.

Avec les dispositifs convenables, la résolution du champ de vitesse obtenu par cette méthode peut atteindre au moins 0,2 mm. En plus, la dimension de la zone à analyser n'est pas limitée par la technique, elle peut varier de quelques millimètres à quelque dizaines de mètres ou encore plus. La Figure 1-59 montre la mesure du profil de vitesse à la surface libre d'un canal ouvert. Dans cette analyse, on peut mesurer sur une distance de 9 mm de la paroi avec les traceurs de 0,5 mm de diamètre (Singh, Nir et al. 2006).

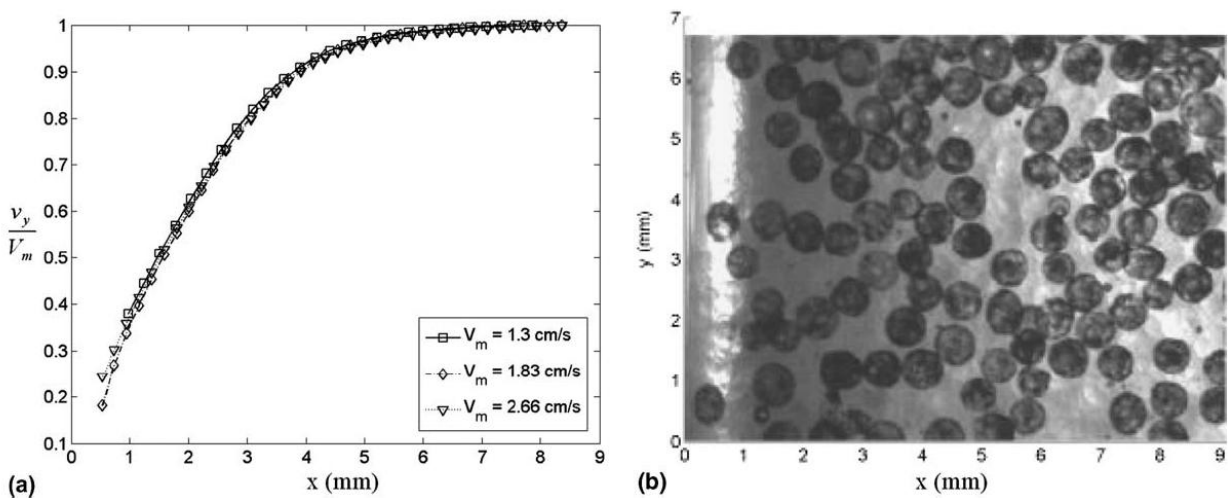


Figure 1-59 a) le profil de vitesse moyenne à travers le canal à différentes vitesses d'entrée pour une suspension de concentration de 45% et la taille des particules est de 650 μm . (b) Visualisation de la concentration à la surface libre montrant une concentration uniforme à travers le canal.(Singh, Nir et al. 2006)

En générale, la méthode PIV est simple et ne nécessite pas d'implémentation particulière. Elle est moins couteuse et ne nécessite pas d'étalonnage. Elle permet de répéter les mesures dans un délai très court.

En conclusion, pour les études d'écoulement du béton en surface libre, si la densité des points de mesure (la résolution) est l'objectif principal, la méthode PIV est définitivement la meilleure.

6. Conclusions et objectifs de recherche

Le béton frais est un matériau multiphasique qui possède des propriétés similaires à un fluide non Newtonien. Pour le béton traditionnel, son modèle rhéologique est caractérisé par la loi de Bingham. Quant au béton auto plaçant, sa rhéologie peut être décrite par le modèle Herschel-Bulkley dont l'indice de puissance est supérieur ou égal à 1.

Sous les conditions de pompage normales, l'écoulement du béton dans la tuyauterie peut être considéré comme un régime laminaire. Théoriquement, les propriétés de cet écoulement peuvent être prédites en prenant en compte les paramètres rhéologiques du béton frais. Cependant, en réalité, cette prédiction n'est jamais correcte sans prendre en considération le comportement multiphasique du matériau. En effet, quand le béton est soumis à un gradient de cisaillement, ce comportement peut engendrer un écoulement non homogène. Notamment, au contact avec la paroi du tuyau où le taux de cisaillement est maximal, la rhéologie de béton diminue fortement. En conséquence, une couche limite qui contient des matériaux fins se développe à cet endroit. Cette couche a une épaisseur estimée entre 2 mm et 9 mm et a des paramètres rhéologiques nettement inférieurs comparés au bloc de béton. C'est la raison pour laquelle la couche limite joue le rôle d'un lubrificateur qui permet au bloc de béton de glisser sur la paroi. Pratiquement, si l'existence de cette couche est négligée on surestimera les pertes de charge. Ainsi, la prédiction de la pression de pompage sera incorrecte.

L'effet de la couche limite est bien confirmé à travers quelques études. Cependant, la plupart de ces études se concentrent sur le béton traditionnel. Pour ce matériau, les propriétés de la couche limite peuvent être indirectement étudiées par le biais des essais tribologiques. Alors que pour le béton auto plaçant, des essais tribologiques ne sont pas évident à réaliser.

Dans le but d'aborder en détail la contribution de la couche limite d'une manière quantitative, les études du profil de vitesse dans une conduite doivent être réalisées. Dans le cadre de ce travail de thèse, on étudiera essentiellement les bétons auto plaçants dont la tribologie ne peut pas être mesurée avec les tribomètres.

L'objectif principal de ce travail de recherche est de trouver une relation entre la rhéologie de la couche limite et celle du béton correspondant à partir de laquelle un modèle de prédiction de la pression de pompage pourrait être développé.

Références

58consmecca.free.fr. "58consmecca.free.fr." from
http://58consmecca.free.fr/Cours%20a%20Pdf/contact_tribologie.pdf.

Antoine, Y. and M. Lebouché (1998). "Détermination des vitesses de glissement lors de l'écoulement d'une suspension non newtonienne par utilisation de la vélocimétrie ultrasonore à effet Doppler." Comptes Rendus de l'Académie des Sciences - Series IIB - Mechanics-Physics-Chemistry-Astronomy 326(6): 367-372.

Banfill, P. F. G. (2006). Rheology of Fresh cement and concrete.

Banfill, P. F. G. (2011). "Additivity effects in the rheology of fresh concrete containing water-reducing admixtures." Construction and Building Materials 25(6): 2955-2960.

Beaupré, D. and S. Mindess (1998). Rheology of Fresh Concrete: Principles, Measurement and Applications. Materials science of concrete V. J. Skalny and S. Mindess. Westerville, The American Ceramic Society: 149-150.

Best, J. and R. Lane (1960). Testing For Optimum Pumpability of Concrete. Concrete International: 9-17.

Browne, R. D. and P. B. Bamforth (1975). The pressure bleed test for pumpability of concrete. London, Taylor Woodrow Construction Ltd.

Chapdelaine, F. (2007). Étude fondamentale et pratique sur le pompage du béton. Philosophiae Doctor, Université Laval.

Choi, S. M., W. H. Kim, D. Cote, C. W. Park and H. Lee (2011). "Blood cell assisted in vivo Particle Image Velocimetry using the confocal laser scanning microscope." Optics Express 19(5): 4357-4368.

Chouinard, B. (1998). Étude des relations entre la rhéologie du béton et sa pompabilité. Maîtrise Mémoire de maîtrise, Université Laval.

De Larrard, F., C. F. Ferraris and T. Sedran (1998). "Fresh concrete: A Herschel-Bulkley material." Materials and Structures 31(211): 494-498.

Djelal, C., Y. Vanhove and A. Magnin (2004). "Tribological behaviour of self compacting concrete." Cement and Concrete Research 34(5): 821-828.

Domone, P. L. J., X. Yongmo and P. F. G. Banfill (1999). "Developments of the two-point workability test for high-performance concrete." Magazine of Concrete Research 51(3): 171-179.

Eckert, S. and G. Gerbeth (2002). "Velocity measurements in liquid sodium by means of ultrasound Doppler velocimetry." Experiments in Fluids 32(5): 542-546.

Erdem, T. K., K. H. Khayat and A. Yahia (2009). "Correlating Rheology of Self-Consolidating Concrete to Corresponding Concrete-Equivalent Mortar." *Aci Materials Journal* 106(2): 154-160.

Ferraris, C. F. and M. G. Gaidis (1992). "Connection between concrete rheology and rheology of cement paste." *Aci Materials Journal*: 388-392.

Ferraris, C. F. B., L. E.; Banfill, P.; Beaupre, D.; Chapdelaine, F.; deLarrard, F.; Domone, P.; Nachbaur, L.; Sedran, T.; Wallevik, O.; Vallevik, J. E. (2000). Comparison of Concrete Rheometers: International Tests at LCPC (Nantes, France) in October 2000. NISTIR 6819. Nantes, France, LCPC Nantes.

Ferraris, C. F. B., L. E.; Banfill, P.; Beaupre, D.; Chapdelaine, F.; deLarrard, F.; Domone, P.; Nachbaur, L.; Sedran, T.; Wallevik, O.; Vallevik, J. E. (2004). Comparison of Concrete Rheometers: International Tests at LCPC (Nantes, France) in October 2000. Nantes, France, LCPC Nantes.

Feys, D. (2009). Interactions between Rheological Properties and Pumping of Self-Compacting Concrete. Doctoral thesis, Ghent University.

Geiker, M. R., M. Brandl, L. N. Thrane and L. F. Nielsen (2002). "On the effect of coarse aggregate fraction and shape on the rheological properties of self-compacting." *Cement, Concrete and Aggregates*, 24: 3-6.

Haugan, S. J. J. H. M. S. F. L. L. (2008). Pumping of concrete and mortar – State of the art. COIN Project report, SINTEF Building and Infrastructure.

<http://www.altaviewconcrete.com/>. "The Perfect Pour." from <http://www.altaviewconcrete.com/the-perfect-pour>.

Hu, C., F. De Larrard and O. E. Gjorv (1995). "Rheological Testing and Modeling of Fresh High-Performance Concrete." *Materials and Structures* 28(175): 1-7.

Jaafar, W., S. Fischer and K. Bekkour (2005). Utilisation de la vélocimétrie ultrasonore doppler pulsée pour la détermination des profils turbulents de vitesse Congrès Français de Mécanique Troyes, France.

Jacobsen, S., L. Haugan, T. A. Hammer and E. Kalogiannidis (2009). "Flow conditions of fresh mortar and concrete in different pipes." *Cement and Concrete Research* 39(11): 997-1006.

Jarny, S., N. Roussel, R. Le Roy and P. Coussot (2008). "Modelling thixotropic behavior of fresh cement pastes from MRI measurements." *Cement and Concrete Research* 38(5): 616-623.

Kaplan, D. (2000). Pompage des bétons. Doctor, Ecole Central des Ponts et Chaussées.

Keane, R. D., R. J. Adrian and Y. Zhang (1995). "Superresolution Particle Imaging Velocimetry." *Measurement Science & Technology* 6(6): 754-768.

Kempster, E. (1971). "Concrete for Pumping." Concrete 5(12): 377-&.

Le, H. D., G. De Schutter, E. H. Kadri, S. Aggoun, J. Vierendeels and P. Troch (2012). Centrifugal effects on coaxial cylinders concrete tribometer. The international conference on Sustainable Built Environment for Now and the Future. Hanoi, Vietnam.

Macosko, C. W. (1994). Rheology: principles, measurements, and applications. New York, NY ; Cambridge, VCH.

Met-Flow. from <http://www.met-flow.com/>.

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, Leeds 7: 1-39.

Morinaga, M. (1973). Pumpability of concrete and pumping pressure in pipelines Fresh Concrete: Important Properties and their Measurement,.

Mork, J. H. (1994). Theology of fresh concrete: Its relationship to the relative content of cement, gypsum and hemihydrate Ph. D. Thesis, NTNU Trondheim.

Mørtzell, E. (1996). Effect of constituent materials on the rheology of fresh concrete Dr.-ing. Thesis NTNU Trondheim.

Nehdi, M. and M. A. Rahman (2004). "Effect of geometry and surface friction of test accessory on oscillatory rheological properties of cement pastes." Aci Materials Journal 101(5): 416-424.

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, University of Cergy Pontoise.

Onera. "Particle Image Velocimetry (PIV) ou Vélocimétrie par image de particules." from <http://hathor.onera.fr/conferences/mesures-aerodynamique/16-piv.php#>.

Raynaud, J. S., P. Moucheront, J. C. Baudez, F. Bertrand, J. P. Guilbaud and P. Coussot (2002). "Direct determination by NMR of the thixotropic and yielding behavior of suspensions." Journal Of Rheology 46(3): 24.

Reiner, M. (1949). Deformation and Flow: an elementary introduction to theoretical rheology. London, H. K. Lewis & Co.

Ridgway, J. P. and M. A. Smith (1986). "A Technique for Velocity Imaging Using Magnetic-Resonance-Imaging." British Journal of Radiology 59(704): 822-822.

Roosenboom, E. W. M., R. Konrath, A. Schroder, D. Pallek, D. Otter, S. Morgand, A. Gilliot, J. C. Monnier, J. F. Le Roy, C. Geiler and J. Pruvost (2012). "Stereoscopic Particle Image Velocimetry Flowfield Investigation of an Unmanned Combat Air Vehicle." Journal of Aircraft 49(6): 1584-1596.

- Rössig, M. (1974). Fördern von Frischbeton, insbesondere von Leichtbeton, durch Rohrleitungen. Dr.diss, RWTH.
- Scullion, T. (1975). The measurement of the workability of fresh concrete. Master, University of Sheffield.
- Singh, A., A. Nir and R. Semiat (2006). "Free-surface flow of concentrated suspensions." International Journal of Multiphase Flow 32(7): 775-790.
- Takeda, Y. (1991). "Development of an Ultrasound Velocity Profile Monitor." Nuclear Engineering and Design 126(2): 277-284.
- Takeda, Y. (1995). "Instantaneous Velocity Profile Measurement by Ultrasonic Doppler Method." Jsme International Journal Series B-Fluids and Thermal Engineering 38(1): 8-16.
- Takeda, Y. (1995). "Velocity Profile Measurement by Ultrasonic Doppler Method." Experimental Thermal and Fluid Science 10(4): 444-453.
- Tattersall, G. H. (1973). "The rationale of a two-point workability test." Magasin of concrete research 25: 169-172.
- Tattersall, G. H. (1991). Workability and quality control of concrete, Spon.
- Tattersall, G. H. and P. J. G. Banfill (1983). The rheology of fresh concrete. Boston [Mass.] ; London, Pitman.
- Vincent, A. H. and F. F. Chiara (2001). Guide to rheological nomenclature for liquid-based particle systems. Special Publication 946, National Institute of Standards and Technology, U.S. Department of Commerce.
- Wallevik, O. H. and O. E. Gjorv (1990). Properties of fresh concrete.
- Wallevik, O. H. (1983). Description of fresh concrete properties by use of two-point workability test instrument. Master.
- Wallevik, O. H. (1990). The rheology of fresh concrete and its application on concrete with and without silica fume Dr.ing. Thesis, NTH Trondheim.
- Wallevik, O. H. (2011). Introduction to Rheology of Fresh Concrete. Reykjavik.
- Wallevik, O. H. and J. E. Wallevik (2011). "Rheology as a tool in concrete science: The use of rheographs and workability boxes." Cement and Concrete Research 41(12): 1279-1288.
- Yahia, A. and K. H. Khayat (2001). "Analytical models for estimating yield stress of high-performance pseudoplastic grout." Cement and Concrete Research 31(5): 731-738.
- Yeoh, A. K. (1982). The effect of cement properties on the workability of concrete M.A. Thesis, University of Sheffield.

2. Chapitre 2: Etalonnage du rhéomètre Tattersall MK-II par résolution numérique

Chapitre 2: Etalonnage du rhéomètre Tattersall MK-II par résolution numérique

Pour maîtriser l'écoulement du béton frais, le matériau doit être considéré comme un fluide avec des propriétés rhéologiques mesurables avec précision. Pourtant, la rhéométrie du béton est une pratique assez limitée en termes de précision. Ceci est un problème bien identifié dans la littérature. En effet, lorsqu'on compare les résultats de mesure entre plusieurs rhéomètres, il y a souvent une variation non négligeable (Ferraris 2000, 2004, Feys et Khayat 2013). Il n'est donc pas évident à déterminer les vrais paramètres rhéologiques d'un béton.

Il y a plusieurs raisons pour lesquelles des rhéomètres différents donnent des résultats différents.

En effet, certaines sont basés sur une géométrie simple qui conduit à une méthode de calcul simple (Wallevik et Gjørsv 1990, Estelle et al. 2008, Jau et Yang 2010, Mokéddem et al. 2013). Toutefois, les résultats obtenus par ces rhéomètres contiennent des erreurs car souvent les géométries simples ne sont pas capables d'éviter les phénomènes secondaires comme l'effet de fond, écoulement secondaires, écoulement en bloc, ségrégation par gravité, glissement à la paroi, etc...(Hu et al. 1996, Dudgeon et Wedgewood 1997, Chang et al. 2003, Heirman et al. 2009, Wang et al. 2011)

Afin d'éviter la plupart des phénomènes secondaires mentionnés au-dessus, d'autres rhéomètres sont basés sur une géométrie assez complexe. Pourtant, ceci conduit à l'impossibilité d'établir une méthode analytique (ou des méthodes très complexes) permettant de calculer les paramètres rhéologiques du béton. C'est le cas du rhéomètre Tattersall MK-II utilisé principalement dans le cadre de ce travail de thèse.

Ce rhéomètre est basé sur la conception de Tattersall avec un équipement électronique supplémentaire dédié à l'enregistrement de la vitesse de rotation et du couple. Cette version a été développée par D. Feys (Feys 2009). Dans l'objectif d'établir une méthode de calcul fiable des paramètres rhéologiques du béton, une procédure de calibration par résolution numérique (CFD – Computational Fluid Dynamics) a été adoptée.

1. Avantage du rhéomètre Tattersall MK-II

Comme la plupart des rhéomètres à béton, le rhéomètre Tattersall MK-II est aussi basé sur le principe des cylindres coaxiaux. Cependant, sa spécificité permet d'éviter les phénomènes parasites dû à la géométrie du cylindre intérieur. Il se caractérise par la disposition hélicoïdale des quatre pales qui permettent de créer des écoulements verticaux lors du mouvement de rotation autour de l'axe vertical. Ceci permet d'avoir un béton bien malaxé et d'éviter complètement la ségrégation par gravité et l'effet de fond. Ce malaxage du béton permet de minimiser le phénomène d'écoulement en bloc qui est très commun pour ce type de rhéomètre (Heirman, Van Gemert et al. 2009). De plus, des raies verticales fixées sur la paroi du cylindre extérieur permettent d'éviter le glissement à la paroi. En conclusion, grâce à ses caractéristiques géométriques, le rhéomètre Tattersall possède un fonctionnement optimal.

2. Inconvénient du rhéomètre Tattersall MK-II

Le principe d'un essai rhéométrique consiste à cisailer le béton en tournant le cylindre intérieur. Cette rotation suit un profil de vitesse varié en fonction du temps. A chaque vitesse de rotation, la valeur du couple exercé sur le cylindre intérieur est mesurée. Finalement, une relation vitesse de rotation – couple est établie. Ensuite, basée sur les caractéristiques géométriques du rhéomètre, cette relation doit être recalculée afin d'obtenir la relation typique de la rhéologie: il s'agit de la relation taux de cisaillement – contrainte de cisaillement. L'idéal est d'obtenir des formules analytiques permettant de calculer le taux de cisaillement en fonction de la vitesse de rotation et la contrainte de cisaillement en fonction du couple. Ce type de calcul peut être simplement établi pour les rhéomètres à cylindres coaxiaux (Heirman et al. 2008, Heirman et al. 2009). Les formules de conversion possibles sont listées ci-dessous (chapitre 1, section 2.5.1):

Première approche:

$$\tau = \frac{R_i^2 + R_o^2}{4\pi h R_i^2 R_o^2} T \quad \text{Equation 2-1}$$

$$\dot{\gamma} = \frac{R_i^2 + R_o^2}{R_o^2 - R_i^2} \Omega \quad \text{Equation 2-2}$$

Deuxième approche:

$$\tau = \frac{1}{2\pi h R_i^2} T \quad \text{Equation 2-3}$$

$$\dot{\gamma} = \frac{2}{R_i^2 \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_o^2} \right)} \Omega \quad \text{Equation 2-4}$$

Troisième approche:

$$\tau_0 = \frac{G}{4\pi h} \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_o^2} \right) \frac{1}{\ln\left(\frac{R_o}{R_i}\right)} \quad \text{Equation 2-5}$$

$$\mu = \frac{H}{8\pi^2 h} \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_o^2} \right) \quad \text{Equation 2-6}$$

Quatrième approche (calcul itératif):

$$\dot{\gamma} = \frac{2}{R_i^2 \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_p^2} \right)} \left(\Omega + \frac{\tau_0}{\mu} \ln \frac{R_p}{R_i} \right) - \frac{\tau_0}{\mu} \quad \text{Equation 2-7}$$

$$\tau = \frac{1}{2\pi h R_i^2} T \quad \text{Equation 2-8}$$

$\mu =$ la pente de la courbe $\tau = f(\dot{\gamma})$

$\tau_0 =$ l'intersection avec l'axe de la contrainte τ de la courbe $\tau = f(\dot{\gamma})$

Où:

τ la contrainte de cisaillement (Pa), $\dot{\gamma}$ le taux de cisaillement, τ_0 le seuil de cisaillement (Pa), μ la viscosité plastique (Pa.s), T le couple (Nm), Ω la vitesse de rotation (rad/s), G le seuil du couple (Nm), H la pente de la courbe $T - \Omega$ (Nms), R_i le rayon du cylindre intérieur (m), R_o le rayon du cylindre extérieur (m), R_p le rayon de l'écoulement en bloc, h la hauteur du cylindre intérieur (m).

Néanmoins, la géométrie trop complexe du rhéomètre Tattersall ne permet pas d'obtenir la relation en question avec des calculs analytiques. La forme trapézoïdale des pales inclinées génère un champ de cisaillement non uniforme et non symétrique lorsque celles-ci sont en mouvement. En conséquence, il n'y a pas une surface d'équi-cisaillement fixée au sein du fluide pour appliquer les calculs analytiques. Une méthode alternative a été développée par Feys (Feys et al. 2006) afin de rendre la conversation « Vitesse de rotation – Couple » en « Taux de cisaillement – Contrainte de cisaillement » possible (dorénavant cette méthode est appelée « méthode de Feys »). La méthode consiste à étalonner le Rhéomètre Tattersall en utilisant un certain nombre de fluides dont les caractéristiques rhéologiques sont connues comme matériaux de référence. Le résultat de l'étalonnage a conduit à la détermination de deux facteurs à multiplier respectivement avec le couple mesuré pour obtenir la contrainte de cisaillement et par la vitesse de rotation pour obtenir le taux de cisaillement. Cependant, cette approche a des erreurs bien identifiées.

Il faut, tout d'abord faire deux hypothèses:

- L'indice de consistance est une fonction d'une seule variable qui est la tangente de la courbe Vitesse de rotation – Couple.
- Le seuil cisaillement est une fonction d'une seule variable qui est la valeur seuil du couple.

Cependant, ces hypothèses ne sont pas correctes. En effet, pour les fluides de Bingham, les études numériques sur le rhéomètre Cône - Plateau ont montré que l'indice de consistance et le seuil de cisaillement sont des fonctions des deux variables. Il est donc évident que pour les fluides rhéo-épaississants et rhéo-fluidifiants, avec l'apparition d'un troisième paramètre qui est l'indice d'exponentielle, la relation entre les paramètres ne doit pas être une fonction linéaire à une seule variable mais bien plus complexe.

D'autre part, la géométrie complexe du rhéomètre entraîne un écoulement complexe du fluide. Ceci induit des phénomènes parasites comme l'apparition des zones de dépression affectant les résultats de mesure. Cette influence est observée lors de l'étalonnage, ainsi que sur un grand nombre d'essais sur béton, notamment pour ceux dont la viscosité et le seuil de cisaillement sont faibles. Le phénomène est plus prononcé lorsque la vitesse de rotation est faible et la relation Vitesse de rotation – Couple devient non-linéaire même pour un matériau Bingham ou

newtonien. Afin de corriger cette erreur, une procédure de modification manuelle des courbes de données brutes doit être effectuée. Il est à noter que cette modification est basée uniquement sur les résultats expérimentaux de l'étalonnage sans aucune base physique. Cette correction apporte des erreurs supplémentaires à la prédiction des paramètres rhéologiques.

En outre, les matériaux d'étalonnage sont des matériaux Binghamien et newtonien (miel et huile) qui ne pourront pas donner des résultats de calibration fiables pour les matériaux Herschel-Bulkley.

En conclusion, afin de continuer à utiliser le rhéomètre Tattersall, il faut développer une méthode plus fiable permettant d'obtenir les caractéristiques rhéologiques du béton à partir des valeurs de vitesse de rotation et du couple mesurées. Cette méthode doit prendre en compte l'effet des phénomènes parasites et doit être applicable pour plusieurs types de matériaux que ce soit des matériaux Bingham ou des matériaux Herschel-Bulkley.

3. Solution numérique

Afin de répondre aux exigences de la calibration du rhéomètre, une méthode de calibration numérique basée sur le CFD (Computational Fluid Dynamics) est développée.

3.1. Outil de simulation

Le logiciel de simulation numérique par éléments finis ANSYS Fluent 12 est utilisé. Il s'agit d'un produit commercial dédié aux ingénieurs de mécanique des fluides. Il permet de prédire de façon précise et fiable la façon dont un fluide se comportera à l'état réel. Par défaut, Fluent résout les équations d'écoulement en régime stationnaire. Cependant, pour les corps solides mobiles de géométrie complexe autour desquels le fluide s'écoule, il est plus avantageux d'employer la technique dite « sliding mesh ». Cette technique consiste à diviser le domaine en plusieurs zones pendant la phase de maillage. Ainsi, une interface particulière entre ces zones doit être définie. Ensuite, lors de la phase d'initialisation de la simulation, le mouvement des corps solides est attribué à des zones auxquels ils appartiennent. Grâce aux interfaces prédéfinis, l'effet du mouvement est transmis aux autres zones immobiles. L'écoulement dans le domaine entier est établi. L'approche « sliding mesh » est efficace pour étudier le comportement indépendant du temps de l'écoulement.

3.2. Equations gouvernant le comportement rhéologique du béton

Pour les fluides non-newtoniens, la contrainte de cisaillement peut être exprimée en fonction d'une viscosité non-newtonienne η :

$$\bar{\tau} = \eta(\bar{D}) \cdot \bar{D} \quad \text{Equation 2-9}$$

Dans cette équation, $\bar{\tau}$ est le tenseur de contrainte (Barnes et al.), \bar{D} est le tenseur du taux de déformation (Tanner et Walters 1998). Néanmoins, dans le modèle non-newtonien disponible dans Fluent, τ est considéré uniquement comme étant une fonction du taux de cisaillement $\dot{\gamma}$, lié au deuxième invariant de \bar{D} par la relation suivante:

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\frac{1}{2} \bar{D} : \bar{D}} \quad \text{Equation 2-10}$$

Ainsi, on obtient:

$$\tau = \eta(\dot{\gamma}) \cdot \dot{\gamma} \quad \text{Equation 2-11}$$

Dans le cadre de ces études, les bétons sont considérés comme des matériaux de Herschel-Bulkley. Ainsi, le seuil de cisaillement τ_0 est la valeur caractéristique de la continuité de la courbe « contrainte de cisaillement – taux de cisaillement ». Quand $\tau < \tau_0$, le matériau reste rigide et il n'y a aucun cisaillement ($\dot{\gamma} = 0$). Quand $\tau > \tau_0$, le matériau commence à s'écouler avec un comportement rhéo-épaississant, le cisaillement a lieu ($\dot{\gamma} > 0$). Cette discontinuité est en conflit avec le solveur de Fluent qui ne traite que des relations continues. Il est impossible d'incorporer le modèle dans le solveur sans faire une approche mathématique afin de rendre la relation continue. C'est la raison pour laquelle une modification a été apportée sur la loi Herschel-Bulkley.

Le modèle Herschel-Bulkley modifié introduit dans Fluent admet un paramètre rhéologique supplémentaire: le taux de cisaillement critique $\dot{\gamma}_c$. Cette valeur de contrainte de cisaillement n'ayant pas de sens physique est à préciser par l'utilisateur. En se basant sur l'Equation 9, on obtient:

- Pour $\dot{\gamma} < \dot{\gamma}_c$

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}_c} \left(2 - \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c} \right) + k \left((2 - n) + (n - 1) \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c} \right) \quad \text{Equation 2-12}$$

Avec l'Equation 9, cette relation conduit à:

$$\tau = \tau_0 \left(2 - \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c} \right) + k \left((2 - n) + (n - 1) \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c} \right) \dot{\gamma} \quad \text{Equation 2-13}$$

- Pour $\dot{\gamma} > \dot{\gamma}_c$

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} + k \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c} \right)^{n-1}$$

Equation 2-14

Avec l'Equation 9, cette relation conduit à:

$$\tau = \tau_0 + \frac{k}{\dot{\gamma}_c^{n-1}} \dot{\gamma}^n$$

Equation 2-15

En conséquence, l'indice de consistance k_{original} dans le modèle initial de Herschel-Bulkley est équivalent au rapport $\frac{k_{\text{modifié}}}{\dot{\gamma}_c^{n-1}}$ du modèle Herschel-Bulkley modifié. Ainsi, pour un matériau Herschel-Bulkley de $\tau_0 = 80$ Pa, $k_{\text{original}} = 180$, $n = 1.2$, la valeur de l'indice de consistance k à introduire dans Fluent doit être $k_{\text{modifié}} = 180 \cdot (\dot{\gamma}_c^{1.2-1})$. Cette valeur dépend de la valeur du taux de cisaillement critique choisie.

Selon ce modèle, le seuil de cisaillement idéal n'existe pas mais dans un intervalle $[0; \dot{\gamma}_c]$ très petit, le fluide est rhéo-fluidifiant de second ordre avec une consistance K très élevé. Plus la valeur de $\dot{\gamma}_c$ est petite, meilleure est l'approximation du modèle Herschel-Bulkley initial (Figure 2-1). En revanche, la durée pour la convergence des calculs est inversement proportionnelle à la valeur de $\dot{\gamma}_c$. Dans ce chapitre, pour toutes les simulations numériques avec Fluent, le taux de cisaillement critique est pris égal à 0.001 s^{-1} . Cette valeur est suffisamment petite pour obtenir des résultats fiables pour les matériaux dont le seuil de cisaillement varie entre 0 et 800 Pa.

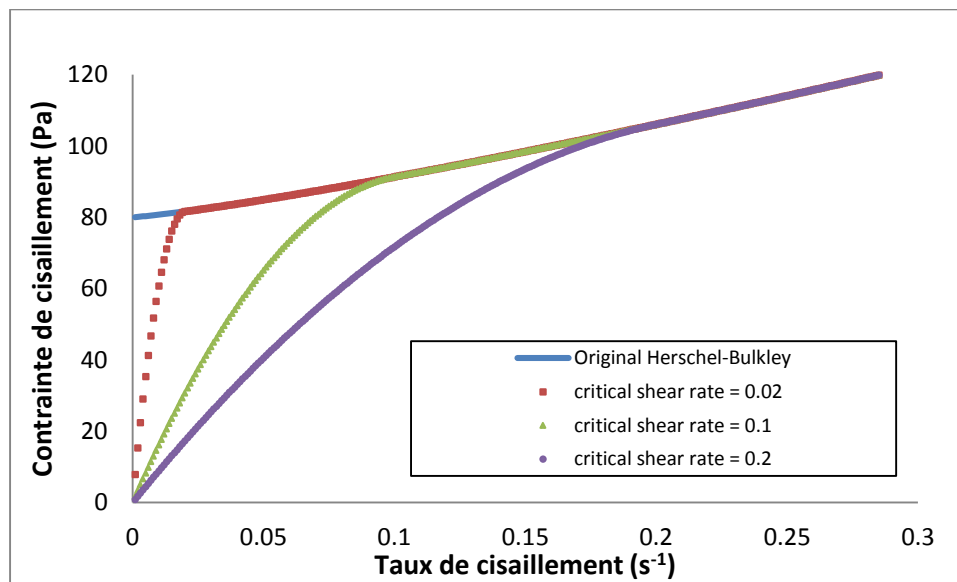


Figure 2-1 Exemple de l'influence du choix de $\dot{\gamma}_c$ pour un matériau Herschel-Bulkley de $\tau_0 = 80$ Pa, $k_{\text{original}} = 180$ et $n = 1.2$

3.3. Plan de simulation

Comme expliqué ci-dessus, il est impossible d'obtenir une formule analytique qui permette de convertir les données mesurées (couple et vitesse de rotation) en paramètres physiques fondamentaux (seuil de cisaillement τ_0 et viscosité plastique μ dans le cas d'un matériau de Bingham ou contrainte de cisaillement τ_0 , l'indice de consistance k , et indice d'écoulement n dans le cas d'un matériau Herschel Bulkley). Cependant, le problème peut être contourné par une méthode alternative qui consiste à effectuer « des essais numériques ». Une telle méthode a été développée par Wallevik J.E dans le cadre de ses études concernant le rhéomètre à plaques parallèles (Wallevik 2009). Les essais dits numériques consistent à effectuer des séries de simulation sur une large gamme de matériaux de différentes propriétés rhéologiques. Pour chaque matériau (τ_0 , K et n déterminés) une relation couple-vitesse de rotation ($T - \Omega$) correspondante est obtenue. En répétant la simulation sur toute la gamme de matériaux définie, il est possible d'établir une relation entre les paramètres rhéologiques du béton et la relation couple-vitesse de rotation. En faisant une modélisation mathématique de cette relation, le problème inverse sera résolu.

En général, voici un résumé du plan de simulation:

- Supposons un matériau caractérisé par une loi rhéologique du type: $\tau = \tau_0 + k\dot{\gamma}^n$
- Après les calculs de simulation, la relation couple-vitesse de rotation obtenue doit être: $T = G + H \cdot \Omega^N$
- En faisant varier τ_0 , K , n , il est possible d'exprimer G , H et N en fonction de τ_0 , K , n par la méthode de régression des moindres carrées.

Dans le cas où G , H et N sont connus (obtenus par un essai expérimental) les valeurs τ_0 , k et n peuvent être facilement obtenues en résolvant un système de trois équation à trois inconnues.

Pour déterminer une gamme de matériaux suffisamment large qui est capable de couvrir la plupart des bétons, chaque paramètre rhéologique doit être varié dans une plage de valeurs suffisamment grande. Pour cela, la variation du seuil de cisaillement est: 0, 25, 50, 75, 100, 125, 150, 200, et 400 Pa (9 cases) ; la variation de l'indice de consistance est 10, 20, 40, 60, 80 et 100 Pas (6 cases) et la variation de l'indice d'écoulement est: 1, 1,2, 1,4, 1,6, 1,8 et 2 (5 cases). Les valeurs ci-dessus sont déterminées en se basant sur les études et les recherches disponibles dans la littérature (section 2.2, chapitre 1) (Hu et al. 1995, de Larrard et al. 1998, Kaplan 2000, Feys 2009). La valeur de l'indice de puissance supérieure ou égale à 1 correspond à un matériau Bingham ou Herschel-Bulkley. Les valeurs inférieures à 1 ne sont pas étudiées car il n'y a aucun cas de béton rhéo-fluidifiant annoncé dans la littérature.

Pour chaque matériau, afin de simuler exactement un essai réel, le profil de vitesse doit être respecté. Pour cela, six simulations sont à effectuer qui correspondent à six différentes vitesses de rotation du cylindre intérieur. Les vitesses de rotation considérées sont: 0,95, 2,54, 4,07, 5,61, 7,10, et 8,71 rad/s. En conséquence, il y a un total de $9*6*6*6 = 1944$ simulations à effectuer. Dans le but de ne pas répéter manuellement 1944 fois, un « workflow » est implémenté dans Fluent avant de lancer les calculs en série.

Le plan de la simulation numérique est composé de deux phases. La première phase concerne l'étude du rhéomètre Contec Viscometer 5 quant au rhéomètre Tattersall MK-II, il est étudié dans la deuxième phase. Comme il y a une abondance de résultats expérimentaux disponibles dans la littérature pour le rhéomètre Contec Viscometer 5, le fait de l'étudier dans un premier temps, permet de vérifier notre simulation. Concrètement, il s'agit de valider la combinaison de plusieurs paramètres de simulation:

- la taille optimale des cellules du maillage qui permet de minimiser le temps de calcul tout en assurant une bonne cohérence entre les résultats expérimentaux et les résultats issus de la simulation numérique
- le bon fonctionnement de la technique de maille glissante dit « sliding mesh »
- la valeur optimale du paramètre dit « taux de cisaillement critique $\dot{\gamma}_c$ »
- les paramètres intrinsèques des calculs à définir dans Fluent comme la meilleure méthode pour résoudre des équations de couplage Pression-Vitesse, la méthode de discrétisation spatiale pour la solution de gradient, de pression, de moment et fraction volumique.
- La durée optimale d'un pas de calcul et le nombre d'itération par pas de calcul

Une fois validés, ces paramètres de simulation seront appliqués pour l'étude du rhéomètre Tattersall MK-II.

3.4. Simulation du rhéomètre Contec Viscometer 5

3.4.1. Maillage

Le cylindre intérieur de ce rhéomètre est composé de 10 pales rectangulaires positionnées verticalement autour de l'axe du cylindre (voir Figure 2-2). Le diamètre et la hauteur du cylindre

intérieur mesurent respectivement 10,7 cm et 10 cm. Le cylindre extérieur mesure 30 cm de diamètre et 20 cm de hauteur. La rugosité de la surface intérieure est renforcée par 18 nervures.

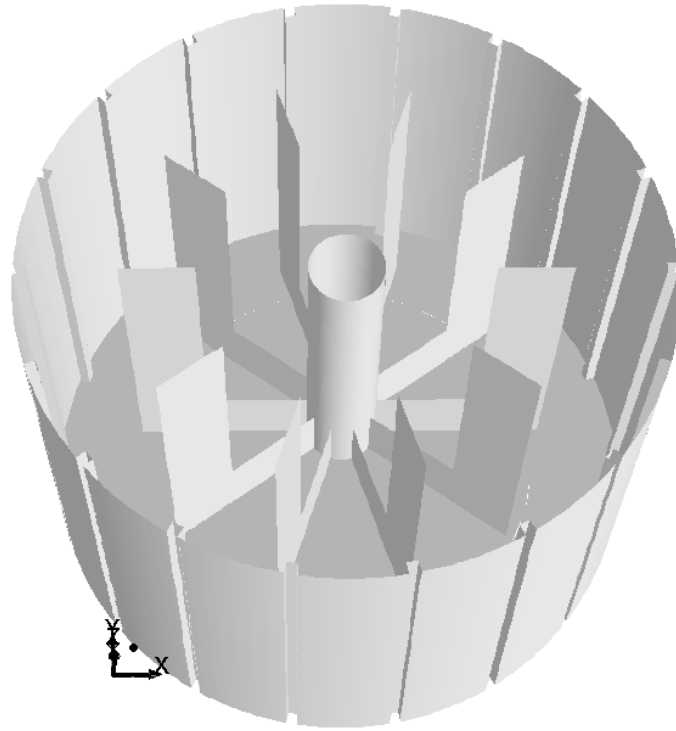


Figure 2-2 Géométrie du Contec Viscometer

Grâce à la géométrie symétrique du rhéomètre, la simulation est faite en considérant seulement la moitié verticale comprenant 5 pales et 9 nervures. Donc, le plan de coupe est séparé en deux sections rectangulaires symétriques par rapport à l'axe vertical. En conséquence, le domaine de calcul est périodique dans la direction circumférentielle ce qui signifie que tout le flux sortant d'une section de coupe est le flux entrant dans l'autre. Le maillage est réalisé avec seulement des éléments hexahédraux pour assurer un maillage structuré. Toutes les cellules sont des cellules de haute qualité c'est-à-dire qu'il n'y a pas de gauchissement ou distorsion. La maille glissante (sliding mesh) est le volume moitié-cylindrique dont le diamètre est égal au diamètre du cylindre intérieur et la hauteur est égale à la hauteur du cylindre intérieur. La taille de la cellule est affinée progressivement lorsqu'on se rapproche à l'interface entre la maille mobile et la maille fixe, aussi bien qu'à la surface libre (Figure 2-3).

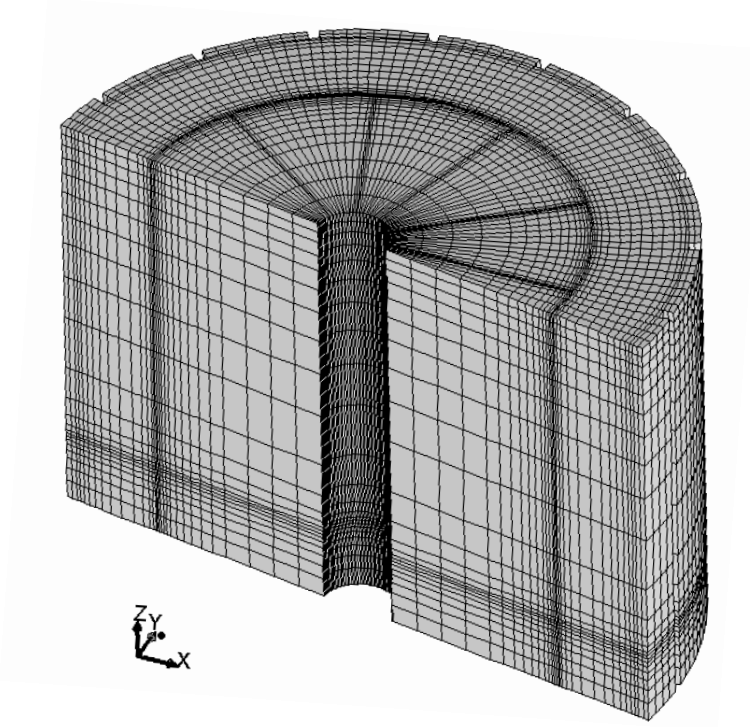


Figure 2-3 Maillage du Contec Viscometer

3.4.2. Résultats de simulation

Nous avons simulé les essais expérimentaux qui ont été effectués dans le cadre d'un projet de comparaison des rhéomètres de NISTIR (Ferraris 2000). Pendant ce projet, le rhéomètre a été utilisé pour mesurer 12 bétons, les résultats expérimentaux obtenus sont regroupés dans le Tableau 2-1. Comme le but de l'étude numérique est uniquement de vérifier les paramètres de calcul, il n'est donc pas nécessaire de simuler les 12 essais. C'est pourquoi uniquement deux essais ont été choisis pour la simulation. Les deux bétons choisis sont le mélange 3 et le mélange 5. Le mélange 3 a été pris grâce à ses valeurs d'indice de consistance et seuil de cisaillement qui représentent un béton traditionnel standard. Alors que le mélange 5 représente les valeurs d'indice de consistance et de seuil de cisaillement assez élevées. Le fait de choisir ce mélange permet de tester le cas extrême pour lequel l'erreur liée au paramètre de calcul « taux de cisaillement critique » doit être le plus important.

Les simulations tiennent compte de l'effet de la gravité, l'écoulement est en régime laminaire et les calculs sont effectués en mode transitoire (dépendant du temps).

Pour chaque béton, 7 simulations ont été effectuées, chacune correspond à une vitesse de rotation différente. Pour chaque vitesse de rotation, la valeur du couple (Nm) est mesurée. La comparaison de la relation du « couple-vitesse de rotation » issue des simulations à celle issue

des essais expérimentaux est présentée dans la Figure 2-4 et la Figure 2-5 respectivement pour les mélanges 3 et 5.

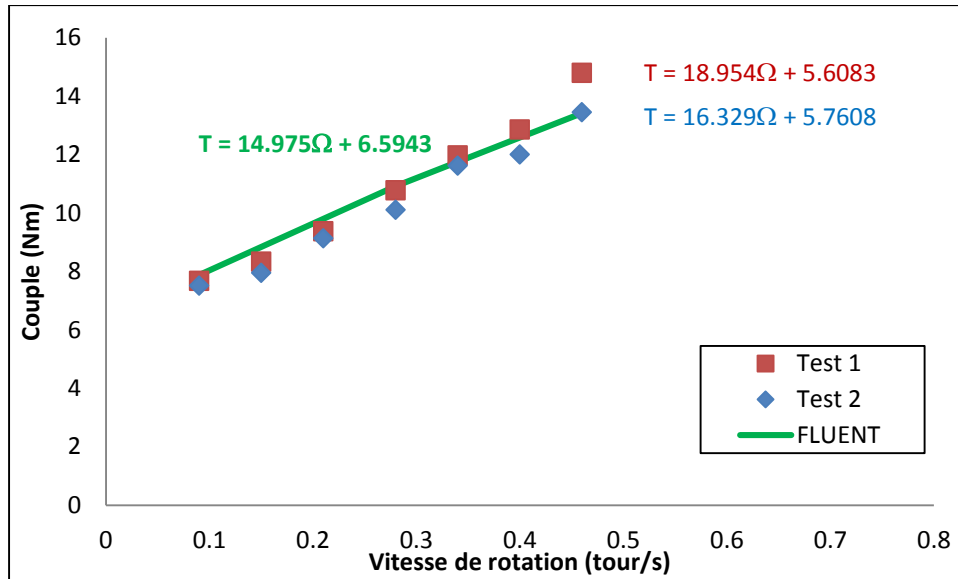


Figure 2-4 Comparaison de la simulation numérique (ligne continue) et expérimentation (point) pour le mixture 3

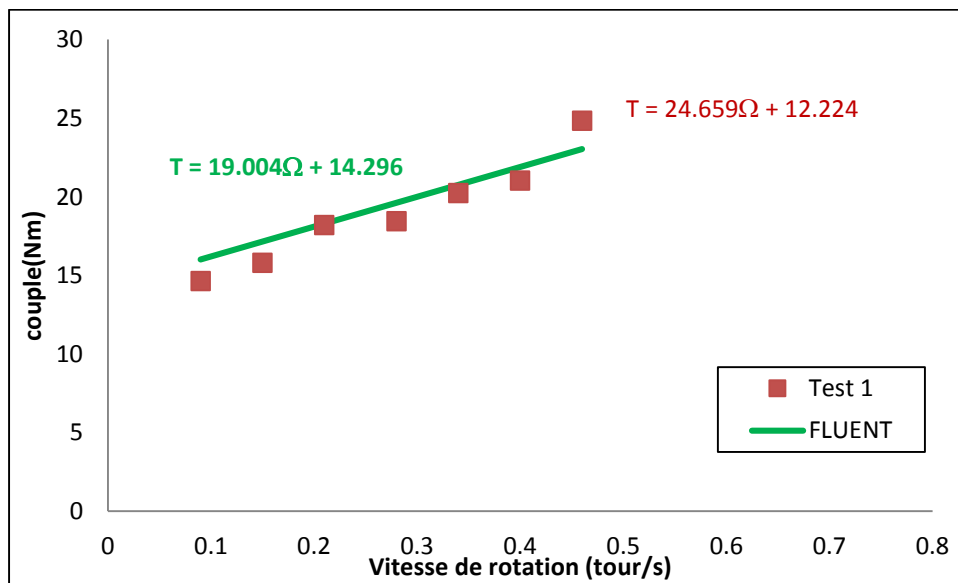


Figure 2-5 Comparaison de la simulation numérique (ligne continue) et expérimentation (point) pour le mixture 5

Mix	Test	G-value	H-value	r	dG	dH	Seg.	Yield	Pl. Visc	Time	Date	Time
n.O.	no.	(Nm)	(Nm s)		(Nm)	(Nm s)		(Pa)	(Pa s)	(min)	(dd/mm/yy)	(hh/mm/ss)
1	1	9,81	25,93	0,997	0,28	0,29	4	738	114,1	1	24/10/2000	10:17:26
	2	10,13	21,21	0,991	0,37	0,39	6	761	93,3	1	24/10/2000	10:30:32
2	1	1,01	3,95	0,999	0,06	0,07	11	76	17,4	1	24/10/2000	12:04:21
	2	0,90	3,91	0,995	0,14	0,15	6	68	17,2	1	24/10/2000	12:13:45
3	1	5,42	18,72	0,999	0,16	0,17	6	408	82,4	1	24/10/2000	14:51:54
	2	5,36	17,22	0,994	0,33	0,34	5	403	75,8	1	24/10/2000	14:59:40
4	1	11,17	16,36	0,997	0,22	0,24	7	840	72,0	1	24/10/2000	16:55:39
	2	10,30	13,74	0,968	0,81	0,85	7	774	60,5	1	24/10/2000	17:03:33
5	1	12,11	24,64	0,974	0,70	0,73	6	911	108,4	1	25/10/2000	09:56:18
	2 Error	45,11	33,13	0,956	1,07	1,13	10	3391	145,8	1	25/10/2000	10:03:11
6-SCC	1	1,91	10,61	0,997	0,16	0,17	3	139	45,0	1	25/10/2000	12:10:45
	2	2,13	10,69	0,990	0,33	0,35	6	155	45,4	1	25/10/2000	12:18:30
	3Thixotro	2,19	14,58	0,997	0,19	0,20	6	159	61,4	4	25/10/2000	12:21:58
7	1	1,24	7,69	0,994	0,19	0,20	6	90	32,7	1	25/10/2000	15:13:22
	2	1,31	7,93	0,996	0,16	0,17	7	98	34,9	1	25/10/2000	15:18:43
	3Thixo	1,30	10,34	0,998	0,13	0,14	7	98	45,2	4	25/10/2000	15:26:02
	4Thixo	1,43	9,77	0,998	0,11	0,12	1	108	42,7	4	25/10/2000	15:29:45
8	1	9,53	6,62	0,989	0,23	0,24	0	717	29,1	1	25/10/2000	18:02:19
	2	9,05	8,79	0,983	0,33	0,35	-2	680	38,7	1	25/10/2000	18:09:28
9	1	1,79	3,64	0,999	0,05	0,06	6	125	15,0	1	36 min 26/10/2000	09:53:42
	2	1,74	3,65	0,993	0,13	0,14	6	122	15,0	1	min 26/10/2000	09:59:48
	3Thixotro	1,81	3,83	0,995	0,11	0,12	5	128	15,6	4	min 26/10/2000	10:06:21
10	1	3,75	9,27	0,997	0,15	0,16	4	248	35,9	1	26/10/2000	11:40:45
	2	3,36	10,38	0,997	0,15	0,15	6	232	41,9	1	26/10/2000	11:47:38
	3Thixo	3,69	10,62	0,996	0,18	0,19	5	253	42,0	4	26/10/2000	11:51:56
11	1	6,50	7,24	0,989	0,34	0,36	6	443	28,9	1	26/10/2000	15:11:20
	2	6,77	8,86	0,986	0,42	0,45	7	509	39,0	1	26/10/2000	15:17:08
12	1	8,41	9,59	0,998	0,12	0,13	-2	584	39,0	1	27/10/2000	10:14:02
	2	9,51	10,24	0,997	0,16	0,16	-2	669	42,1	1	27/10/2000	10:22:22
	3	11,84	13,28	0,996	0,19	0,20	2	890	58,4	1	27/10/2000	10:49:33
Oil error	1plug	7,74	10,74	0,995	0,20	0,21	-1	528	42,9	1	27/10/2000	11:31:05

Tableau 2-1 Les résultats expérimentaux des essais rhéologique réalisés dans le cadre de l'étude de comparaison des rhéomètres du LCPC, Nantes (Ferraris 2000)

L'erreur relative de la valeur simulée par rapport à la valeur expérimentale est calculée par l'expression suivante: $error \varepsilon(\%) = |v_{sim} - v_{exp}| / v_{exp} \cdot 100\%$ et donnée par le Tableau 2-2, où v_{sim} est la valeur simulée et v_{exp} est la valeur expérimentale.

	Test 1 - mélange 3	Test 2 - mélange 3	Test 1 - mélange 5
H simulée (Nms)	14.975	14.975	19.004
H expérimentale (Nm)	18.954	16.329	24.659
H erreur	20.1%	8%	22.9%
G simulée (Nms)	6.5943	6.5943	14.296
G expérimentale (Nm)	5.6083	5.7608	12.224
G erreur	17.6%	14.5%	17%

Tableau 2-2 Erreur relative de la valeur simulée par rapport à la valeur expérimentale

Dans ces cas, l'erreur maximale pour H est $\varepsilon_H = 22,9\%$ et l'erreur maximale G est $\varepsilon_G =$ de 17,6%. Bien évidemment, l'erreur de mesure G contribue à l'erreur de H à cause de la régression linéaire. Toutefois, l'écart entre les valeurs expérimentales pour le mélange 3 (l'erreur de répétabilité) est de 13,8% pour la valeur H et 2% pour la valeur G. De plus, l'erreur de répétabilité dans un essai rhéologique sur béton est généralement assez élevée. Ainsi les erreurs de l'ordre de 10% à 20% sont courantes, comme on peut le constater sur la Figure 2-6, concernant les essais réalisés par Ferraris en 2000 (Ferraris 2000). Donc, en général, les résultats des simulations sont très proches des mesures expérimentales.

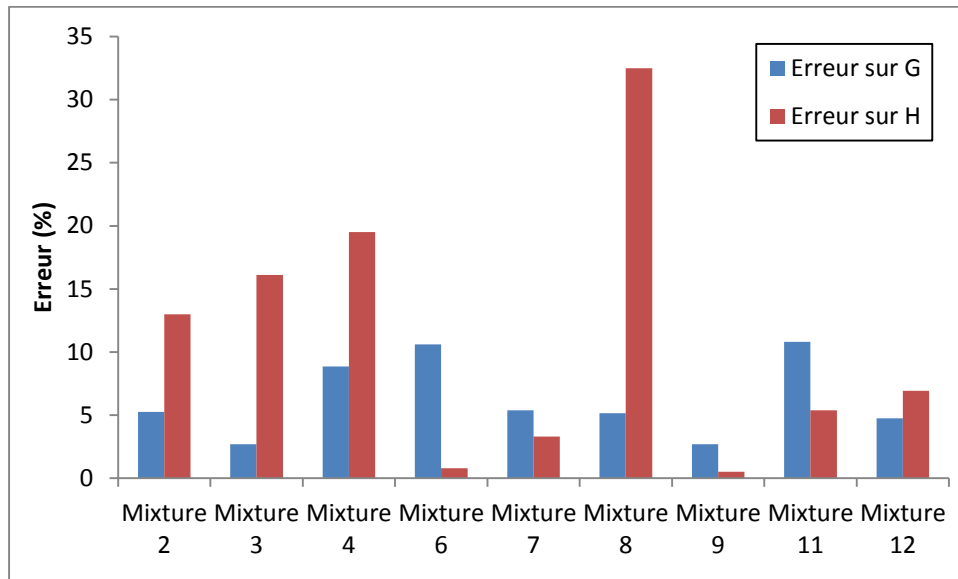


Figure 2-6 Erreur de répétabilité pour les valeurs de G et H sur le Contec Voscometer 5

3.5. Simulation du rhéomètre Tattersall MK-II

3.5.1. Maillage

Le maillage du rhéomètre Tattersall MK-II est assez différent du maillage du rhéomètre Contec viscometer 5 à cause de la complexité de géométrie. La première différence est l'absence de symétrie ce qui oblige à mailler tout le domaine. La géométrie du rhéomètre est présentée sur la Figure 2-7.

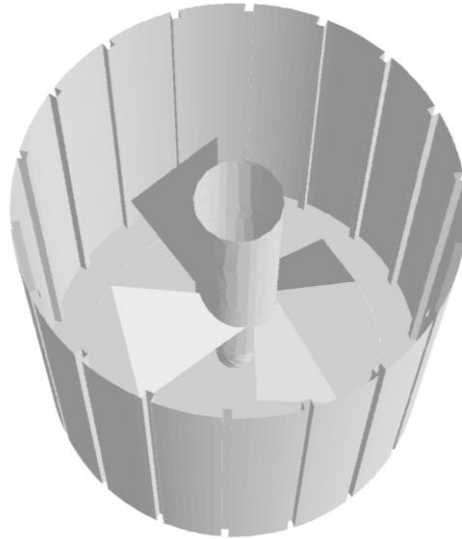


Figure 2-7 Géométrie du rhéomètre Tattersall MK-II

Le domaine à simuler est un cylindre de 25 cm en diamètre et 25 cm en hauteur. Ceci est divisé en deux parties: un cylindre intérieur de diamètre 20 cm et de hauteur 24 cm qui contient l'axe et les pales de l'agitateur et le reste du volume. Le cylindre intérieur est la zone glissante (sliding mesh), son maillage est composé des cellules tétraédriques. Le cylindre extérieur est la zone stationnaire, son maillage est réalisé avec les cellules hexaédriques. Pour éviter les cellules de mauvaise qualité au voisinage du bout pointu des pales, le diamètre du domaine glissant est légèrement supérieur au diamètre de l'agitateur. Cela permet également d'éloigner le bout pointu des pales de l'interface entre la zone glissante et la zone stationnaire afin d'assurer une bonne régularité du maillage de l'interface. D'autre part, les cellules sont affinées à proximité de l'interface (Figure 2-8).

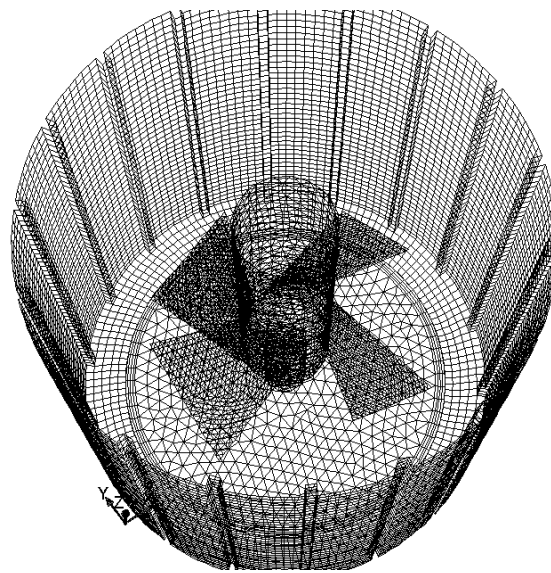


Figure 2-8 Maillage du rhéomètre Tattersall MK-II

Le bon fonctionnement du maillage du rhéomètre Contec viscometer 5 permet d'avoir une idée sur la taille des cellules qui peuvent fournir des résultats fiables. Ainsi, le maillage du rhéomètre Tattersall a été créé sur ce critère de taille. Cependant, dans le but d'optimiser le temps de calcul, un maillage plus écarté et un maillage plus serré ont été créés (Figure 2-9).

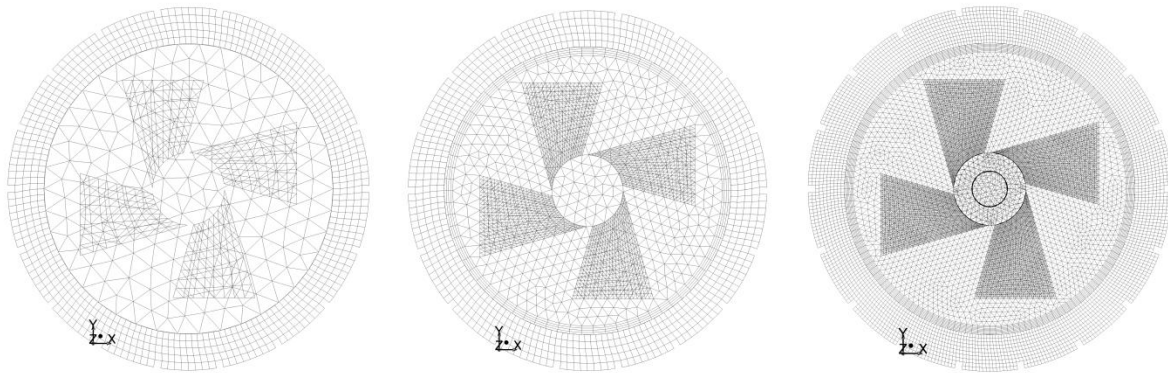


Figure 2-9 Différents maillages avec différentes tailles de cellules: Maillage écarté, maillage moyen et maillage fin

Le maillage écarté comprend 41612 cellules, le maillage moyen 169428 cellules et le maillage serrée 1360620 cellules. Ces maillages ont été testés dans le but de choisir le maillage optimal offrant le meilleur rapport entre la précision et le temps de calcul. Les mêmes paramètres de simulation ont été fixés pour les trois maillages comme suit:

- Le matériau est du type Herschel-Bulkley avec $\tau_0 = 444$ Pa, $k = 10.047$, $n = 1$, $\dot{\gamma}_c = 0,001$, densité = 2400 kg/m³.
- La vitesse de rotation est égale à 0.96 rad / s.
- L'écoulement transitoire et l'effet de la gravité ont été pris en compte.

La valeur du couple a été contrôlée en fonction du temps d'écoulement. Le maillage serré prend beaucoup de temps pour converger, il a été donc exclu de l'étude. En conséquence, nous étudions uniquement le maillage écarté et le maillage moyen. La Figure 2-10 montre la valeur du couple en fonction du temps de calcul pour ces deux maillages (donc en fonction du nombre d'itérations).

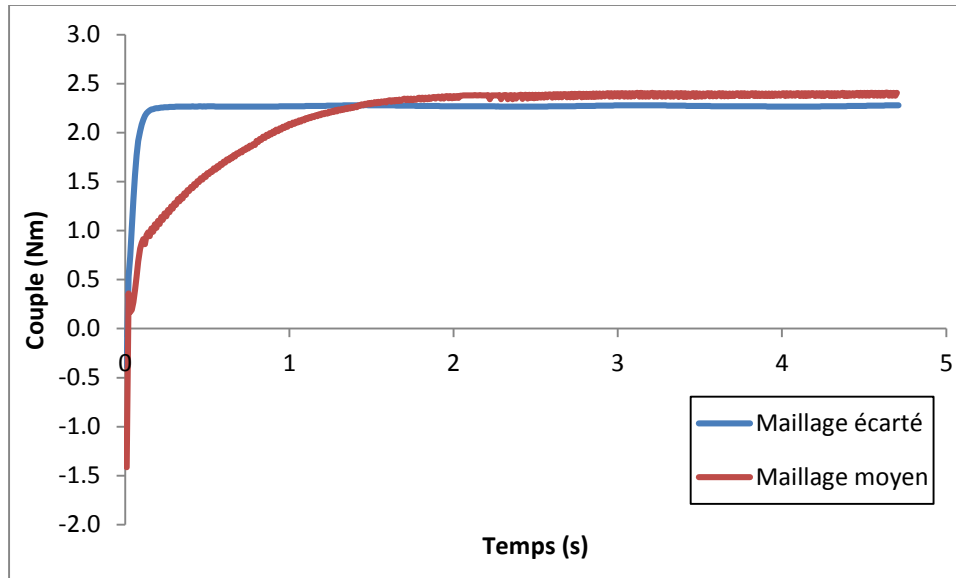


Figure 2-10 Evolution du couple calculé en fonction du temps

Le maillage écarté prend une dixième de seconde pour converger à la valeur final de 2,28 Nm alors que le maillage serré prend plus de 2 secondes pour converger à 2,41 Nm. Il y a donc une erreur de $(2,41-2,28) / 2,41 = 5\%$, ce qui signifie que la précision est améliorée de 5% pour le maillage serré. En échange, le temps de calcul du maillage moyen est d'une vingtaine de fois (soit 2000%) plus long que celui du maillage écarté. Comme le nombre de simulations à faire est très grand (2700 simulations), une réduction du temps de calcul de 2000% est plus intéressante qu'une amélioration de 5% de résultat de calcul. Donc, le maillage final pris en compte est le maillage écarté.

3.5.2. Résultats de la simulation

Pour chaque matériau, six simulations avec six vitesses de rotation différentes ont été réalisées. Pour chaque vitesse de rotation une valeur de couple est obtenue. La Figure 2-11 donne un exemple pour le matériau dont $\tau_0 = 0$ Pa, $k = 50$ Pas et $n = 1$, la valeur du couple est calculée sur la totalité de l'agitateur y compris les 4 pales et l'axe. Ensuite, une relation couple-vitesse de rotation est établie pour chaque matériau (voir Figure 2-12 pour la simulation d'un matériau dont $\tau_0 = 0$ Pa, $k = 50$ Pas, $n = 1$). Cette relation est ensuite modélisée sous forme $T = G + H\Omega^N$ par la méthode des moindres carrés. Ici, pour $\tau_0 = 0$ Pa, $k = 50$ Pas et $n = 1$, nous avons $G = 0.02630$, $H = 0.04016$, $N = 1.31033$. Pour les autres matériaux, des résultats similaires ont été obtenus, la procédure décrite ci-dessus est répétée pour 450 matériaux.

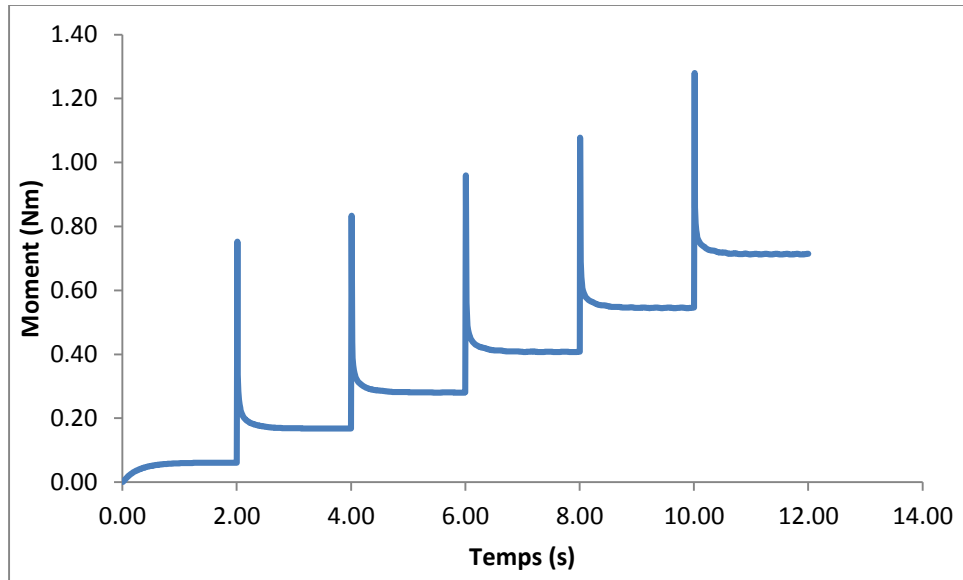


Figure 2-11 Evolution du moment en fonction du temps pour un matériau dont $\tau_0 = 0$ Pa, $k = 50$ Pas, $n = 1$

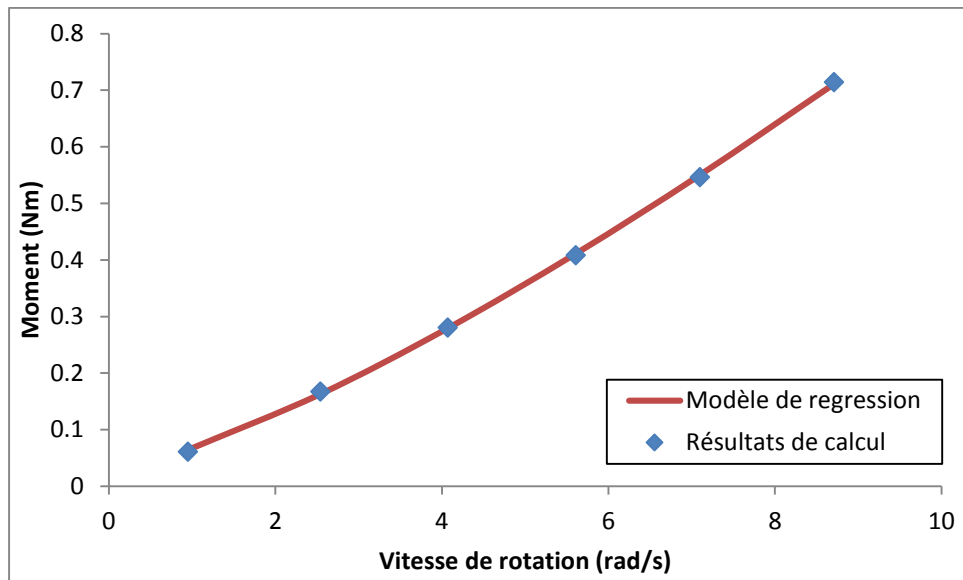


Figure 2-12 Evolution du moment en fonction de la vitesse de rotation pour un matériau dont $\tau_0 = 0$ Pa, $k = 50$ Pas, $n = 1$

3.6. Modélisation des résultats numériques

3.6.1. Méthode de modélisation

L'objectif de la modélisation est de trouver des modèles mathématiques permettant d'exprimer H, G et N en fonction de τ_0 , k et n.

Contrairement au rhéomètre Contec viscometer 5 où τ_0 , μ et n peuvent être facilement obtenus à partir de G, H et N (principe de Reiner-Riwlin), pour le rhéomètre Tattersall MK II c'est assez complexe de calculer τ_0 , μ et n car ils sont dépendants simultanément des trois variables G, H et N (voir les figures dans l'annexe 1). Ainsi, notre objectif est de trouver des modèles mathématiques permettant d'exprimer H, G et N en fonction de τ_0 , k, n.

Afin d'exprimer H en fonction de τ_0 , K et N, nous effectuons la régression mathématique avec la méthode des moindres carrées. La procédure se déroule en trois étapes:

- Dans la première étape, seule la variation de τ_0 est considérée de façon à obtenir un modèle mathématique de H en fonction de τ_0 . Ce premier modèle inclut certaines constantes et le variable τ_0 .
- Dans la deuxième étape, la variation de k est prise en compte en exprimant les constantes dans le premier modèle en fonction de k. A la fin de cette étape, on obtient un deuxième modèle incluant les constantes et les deux variables τ_0 , k.
- Dans la troisième étape, nous incluons la variation du variable n dans le modèle obtenu dans l'étape 2, en exprimant ses constantes en fonctions de n. A la fin de cette étape, l'expression finale pour H en fonction de τ_0 , k et n est obtenue.

Avec une procédure similaire pour les paramètres G et N, nous obtenons finalement trois expressions qui forment un système de trois équations comme suit:

$$H = f_H(\text{constants}_H, \tau_0, k, n)$$

$$G = f_G(\text{constants}_G, \tau_0, k, n)$$

$$N = f_N(\text{constants}_N, \tau_0, k, n)$$

3.6.2. Résultats de la modélisation

Les résultats suivants ont été obtenus:

$$H = \frac{(A\mu + B)e^{Ck} + (D\mu + E)e^{Fk}}{e^{Ck} + e^{Fk}}$$

$$A = \frac{A_1}{1 + A_2 e^{A_3 \tau_0}} + A_4$$

$$A_1 = A_{11}n + A_{12}$$

$$A_2 = A_{21}n + A_{22}$$

$$A_3 = A_{31}n + A_{32}$$

$$A_4 = A_{41}n + A_{42}$$

$$A_{ij} = \begin{bmatrix} 0.1553 & 0.1378 \\ -79147 & 1147.6 \\ 0.0182 & -0.0312 \\ 0.0933 & -0.0595 \end{bmatrix}$$

$$B = B_1 \tau_0^{B_2} + B_3$$

$$B_i = [-2.4979 \cdot 10^{-6} \quad 1.8575 \quad -0.1287]$$

$$C = C_1(1 - e^{C_2 \tau_0}) + C_3$$

$$C_1 = C_{11}n + C_{12}$$

$$C_2 = C_{21} e^{C_{22} \tau_0 + C_{23}}$$

$$C_3 = C_{31}$$

$$C_{ij} = \begin{bmatrix} 0.0818 & -0.5190 & 0 \\ -0.1370 & -1.1451 & -2.2653 \\ 0.4467 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$D = D_1 \tau_0^{D_2} + D_3$$

$$D_1 = D_{11}(1 - e^{D_{12}n + D_{13}})$$

$$D_2 = D_{21}n + D_{22}$$

$$D_3 = D_{31}n^{D_{32}} + D_{33}$$

$$D_{ij} = \begin{bmatrix} 1.2970 \cdot 10^{-15} & -20.5211 & -13.3869 \\ -2.8162 & 5.8250 & 0 \\ 0.00405 & 1.44042 & 0.00766 \end{bmatrix}$$

$$E = E_1 \tau_0^{E_2}$$

$$E_i = [5.9474 \cdot 10^{-6} \quad 1.7684]$$

$$F = F_1 \tau_0^{F_2} + F_3$$

$$F_i = [5.6720 \quad -0.9727 \quad 0.0081]$$

$$G = I \tau_0^J$$

$$I = (I_1 k + I_2)(1 - e^{I_3 k}) + I_4$$

$$I_1 = I_{11}n + I_{12}$$

$$I_2 = I_{21}(n - 1)^{I_{22}} + I_{23}$$

$$I_3 = I_{31}n + I_{32}$$

$$I_4 = I_{41}I_{ij} = \begin{bmatrix} 2.2622 \cdot 10^{-5} & -7.8847 \cdot 10^{-6} & 0 \\ 0.8231 \cdot 10^{-2} & 1.4403 & 9.6420 \cdot 10^{-2} \\ 0.2984 \cdot 10^{-1} & -0.7410 \cdot 10^{-1} & 0 \\ 0.0043 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$J = J_1(1 - e^{J_2 k}) + 1$$

$$J_i = [-0.1745 \quad -0.5763 \cdot 10^{-1}]$$

$$N = K\tau_0^L + M\tau_0^O + P + Q$$

$$K = e^{K_1 n + K_2}$$

$$K_i = [-3.8393 \quad 4.5578]$$

$$L = L_1 n + L_2$$

$$L_i = [0.2170 \quad -1.4221]$$

$$M = (M_1 k + M_2)(1 - e^{M_3 k})$$

$$M_1 = M_{11} n + M_{12}$$

$$M_2 = M_{21} n + M_{22}$$

$$M_3 = M_{31} n + M_{32}$$

$$M_{ij} = \begin{bmatrix} -0.1080 \cdot 10^{-3} & 7.1349 \cdot 10^{-5} \\ -0.6431 & -0.2857 \\ 0.0724 & -0.1239 \end{bmatrix}$$

$$O = O_1 k^{O_2} + O_3$$

$$O_1 = O_{11} n + O_{12}$$

$$O_2 = O_{21} n + O_{22}$$

$$O_3 = O_{31} n + O_{32}$$

$$O_{ij} = \begin{bmatrix} -48.8135 & 119.03964 \\ 0.3627 \cdot 10^{-2} & -0.3874 \cdot 10^{-3} \\ 48.4857 & -120.2906 \end{bmatrix}$$

$$P = n + P_1$$

$$P_i = [0.0142]$$

$$Q = Q_1 \tau_0$$

$$Q_i = [0.00075]$$

Les graphes montrant la modélisation mathématique et les données brutes sont donnés sur les figures dans l'annexe 1.

3.6.3. Incertitude de la modélisation numérique

L'incertitude sur les formules de prédiction ci-dessous a été étudiée. A partir des valeurs de G_{exp} , H_{exp} , N_{exp} expérimentalement mesurées avec le rhéomètre, nous calculons les valeurs de τ_0 , K , n à l'aide de la modélisation mathématique. Ces valeurs de τ_0 , K et n sont ensuite utilisées pour effectuer des simulations avec Fluent permettant de retourner les valeurs de $G_{\text{simulé}}$, $H_{\text{simulé}}$ et $N_{\text{simulé}}$ correspondantes. D'où nous avons les incertitudes:

$$\varepsilon_G = \frac{|G_{simulé} - G_{exp}|}{G_{exp}}$$

$$\varepsilon_H = \frac{|H_{simulé} - H_{exp}|}{H_{exp}}$$

$$\varepsilon_N = \frac{|N_{simulé} - N_{exp}|}{N_{exp}}$$

L'étude d'incertitude a été effectuée sur 5 bétons dont la formulation est donnée par le Tableau 2-3. Les résultats sont regroupés dans le Tableau 2-4.

Béton	SCC1_juin	SCC2_juin	SCC3_juin	SCC4_juin	SCC5_juin
Unité	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³
Gravier 2/8	263.00	210.40	157.80	105.20	289.30
Gravier 8/16	434.00	347.20	260.40	173.60	477.40
Sable 0/4	853.00	863.05	873.11	883.16	847.97
Filaire Calcaire	240.00	240.00	240.00	240.00	240.00
Ciment CEM I 52,5	360.00	360.00	360.00	360.00	360.00
Eau	165.00	165.00	165.00	165.00	165.00
Superplastifiant	2.83	2.83	2.83	2.83	2.83

Tableau 2-3 Formulation des bétons utilisé pour l'étude d'incertitude de la modélisation numérique

Béton	SCC1_juin	SCC2_juin	SCC3_juin	SCC4_juin	SCC5_juin
τ_0 (Pa)	30.470	30.443	15.000	40.300	28.100
K (Pas)	22.400	23.000	12.000	15.000	16.980
n	1.370	1.404	1.375	1.386	1.455
G_{exp} (Nm)	0.230	0.224	0.118	0.282	0.208
H_{exp} (Nms)	0.203	0.203	0.110	0.141	0.161
N_{exp}	1.393	1.430	1.435	1.395	1.484
$G_{simulé}$ (Nm)	0.225	0.228	0.112	0.279	0.209
$H_{simulé}$ (Nms)	0.201	0.209	0.104	0.144	0.158
$N_{simulé}$	1.398	1.431	1.431	1.397	1.484
ε_G (%)	2.006	1.868	5.123	1.002	0.310
ε_H (%)	0.744	3.321	5.128	2.038	1.755
ε_N (%)	0.348	0.055	0.251	0.170	0.046

Tableau 2-4 Calcul d'incertitude de la modélisation numérique

4. Comparaison avec le rhéomètre à mortier AntonPaar MCR-52

Pour valider les résultats de la modélisation, une série d'essais expérimentaux a été définie. Dix matériaux dont une huile et neuf mortiers ont été préparés (Tableau 2-5). Des essais rhéologiques pour chaque matériau ont été réalisés avec les rhéomètres: le Tattersall MK-II et Anton Paar MCR-52. La comparaison des paramètres rhéologiques obtenus par les deux rhéomètres est représentée sur les Figure 2-13 et Figure 2-14. Pour l'Anton Paar MCR-52, quatre méthodes de calcul ont été utilisées pour obtenir la courbe $\tau - \dot{\gamma}$ à partir de la courbe T- Ω (mentionné dans le paragraphe 2 de ce chapitre. Parmi ces quatre méthodes, il est clair que la méthode de Reiner-Riwlin avec correction d'écoulement en bloc est la plus précise. Pour la Tattersall MK-II, deux méthodes ont été utilisées: la méthode «calibration numérique» et la «méthode Feys» mentionnées dans le paragraphe 2 de ce chapitre.

En général, pour le Tattersall MK-II, la méthode d'étalonnage numérique montre une bonne concordance avec les deux autres méthodes. En particulier, elle montre un très bon accord avec la méthode « Reiner-Riwlin incluant la correction des erreur de l'écoulement en bloc» appliqué à l'Anton Paar MCR-52.

Mortier	Calib0	Calib1	Calib2	Calib5	Calib6	SCCM1	SCCM2	SCCM3	TCM
Unité	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³
Sable 0/4	980	728	955	955	955	903	954	903	844
Fillaire calcaire	264		240	300	240	60	240		
Fumé de silice				200				150	
Ciment CEM I 52,5	396	360	360	450	360	360	360	360	437
Eau	158	150	185	130	100	207	205	225	205
Superplastifiant (glenium 27)	7.8		14	25	18	6.85	3	10.8	

Tableau 2-5 Formulation des mortiers pour la comparaison entre le Tattersall MK-II et l'AntonPaar MCR-52

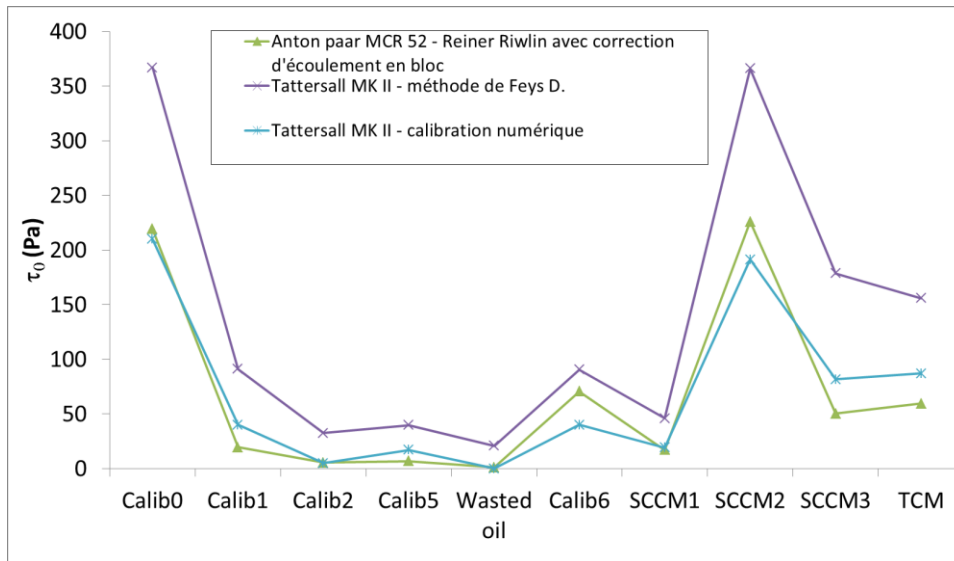


Figure 2-13 Comparaison du seuil de cisaillement entre le Tattersall MK-II et l'Anton Paar MCR-52

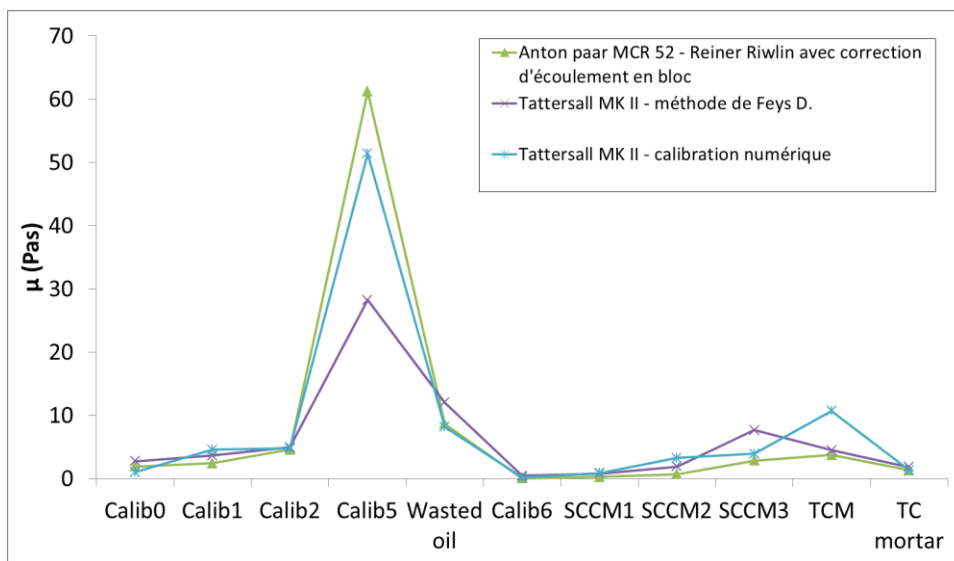


Figure 2-14 Comparaison de l'indice de consistance K (ou la viscosité plastique) entre le Tattersall MK-II et l'Anton Paar MCR-52

5. Comparaison avec le rhéomètre à béton Contec Viscometer 5

Une comparaison a été réalisée entre le rhéomètre Tattersall MK-II et le rhéomètre Contec Viscometer 5 avec un béton auto plaçant. Pour la réalisation de cette comparaison, Le rhéomètre Contec Viscometer 5 a été emprunté de l'Université Catholique Leuven en Belgique. La composition du béton utilisé est donnée dans le Tableau 2-6.

	Béton fabriqué pour le Contec Viscometer 5	Béton fabriqué pour le Tattersall MK-II
Unité	kg/m ³	kg/m ³
Sable 0/5	870	870
Sable 2/8	268	268
Sable 8/16	443	443
Fillaire calcaire	300	300
Ciment CEM I 52,5	300	300
Eau	165	165
Superplastifiant (glenium 27)	?	7,8
Étalement (cm)	78	81

Tableau 2-6 Composition du béton utilisé pour la comparaison entre le Tattersall MK-II et le Contec Viscometer 5

Le fait de fabriquer un béton dont le rapport E/L est assez faible et l'étalement assez élevé nous oblige à réduire la quantité d'eau et fortement doser le béton en super-plastifiant. En conséquence, ceci permet d'obtenir un indice de puissance « n » assez élevé ce qui assure un comportement rhéo-épaississant du béton frais. Comme la méthode de calibration a été validée pour les matériaux Bingham (section 4, chapitre 2), le fait de la tester avec un fluide Herschel-Bulkley d'indice de puissance élevé permet de confirmer la fiabilité de la méthode d'étalonnage numérique pour tous les types de bétons. Les résultats de la comparaison sont regroupés dans le Tableau 2-7.

Rhéomètre	Seuil de cisaillement (Pa)	Indice de consistance (Pa.s)	Indice de puissance
Contec Viscometer 5	101,54	14,94	1,50
Tattersall MK-II calibration numérique	42,02	18,89	1,50
Tattersall MK-II calibration de Feys D.	81,27	10,18	1,51

Tableau 2-7 Comparaison des paramètres rhéologique d'un béton auto plaçant entre le Tattersall MK-II et le Contec Viscometer 5

Ici, en comparant uniquement les deux méthodes de calibration du Tattersall MK-II, nous pouvons constater que la valeur du seuil de cisaillement prédite avec la méthode de calibration numérique est deux fois plus faible que celle obtenue avec l'ancienne méthode de Feys. Alors que dans les études de Feys, une surestimation du seuil de cisaillement avec un facteur de 1,5 à 2 est presque toujours observée pour le Tattersall MK-II (Tableau 2-8). A ce point, il est possible d'en

déduire que le seuil de cisaillement prédit par la méthode de calibration numérique est plus précis.

Maintenant, on considère les résultats du contec viscomètre 5 dans notre comparaison. La valeur prédite par le Contec Viscmeter 5 est plus élevée. Cela peut être la cause de la fabrication du béton. En effet, malgré le fait qu'il s'agisse de la même formulation de béton, le temps de malaxage et la quantité de superplastifiant ne sont pas les mêmes. En effet, les deux manipulations n'ont pas été effectuées sur une même gâchée. Chaque gâchée a été fabriquée à des jours différents. D'autre part, pour l'essai avec le contec viscomètre 5 la quantité de superplastifiant a été ajoutée en une seule fois. Alors que pour l'essai avec le Tattersall MK-II, la quantité de superplastifiant a été ajoutée en tâtonnement jusqu'à ce que l'étalement soit le même car on ne connaît pas la quantité exacte. Comme il est difficile de bien contrôler la quantité de superplastifiant ajoutée pour obtenir exactement le même étalement, le béton utilisé pour le Tattersall MK-II a un étalement plus grand. C'est la raison pour laquelle, le seuil de cisaillement de la gâchée du Tattersale MK-II est plus faibles.

Par rapport à l'indice de consistance, les valeurs prédites sont plus ou moins cohérentes. Quant à l'indice de puissance, les valeurs sont tout à fait identiques.

Mix number	SCC 1					SCC 2		
Date	5/02/2007					5/02/2007		
SP 1 (kg/m ³)								
SP 2 (kg/m ³)	14	17	19	21	23	12	14	14
Slump Flow (mm)	387.5	572.5	622.5	705	750	650	905	830
Tattersall Mk-II								
Yield stress (Pa)	245.8	106.9	67.5	56.3	47.7	36.1	21.9	42.6
K (Pa s ⁿ)	64.8	42.4	30.6	27.8	24.4	10.0	3.7	16.1
n (-)	1.11	1.15	1.21	1.24	1.24	1.67	1.88	1.54
ConTec Viscometer 5								
Yield stress (Pa)	172.5	84.9	41.1	43.0	36.1	35.4	21.0	22.1
K (Pa s ⁿ)	81.5	37.4	34.4	26.0	28.0	16.2	16.2	14.2
n (-)	1.03	1.21	1.16	1.24	1.22	1.47	1.45	1.50
Mix number	SCC 3					SCC 4		
Date	6/02/2007					6/02/2007		
SP 1 (kg/m ³)						4		5
SP 2 (kg/m ³)	22	26	29	32	37			
Slump Flow (mm)	375	540	625	670	772.5	652.5		915
Tattersall Mk-II								
Yield stress (Pa)	296.1	156.7	96.7	65.3	37.7	217.0	35.4	43.0
K (Pa s ⁿ)	47.8	53.3	42.3	29.7	17.0	36.1	12.8	15.2
n (-)	1.28	1.20	1.21	1.27	1.34	1.81	1.84	1.77
ConTec Viscometer 5								
Yield stress (Pa)	210.4	96.2	69.9	41.1	24.8		55.2	59.3
K (Pa s ⁿ)	73.6	45.4	31.6	44.6	31.5		18.6	27.0
n (-)	1.20	1.27	1.32	1.15	1.18		1.77	1.58

Tableau 2-8 Comparaison des paramètres rhéologique d'un béton auto plaçant entre le Tattersall MK-II et le Contec Viscometer 5, résultats obtenus avec la méthode de calibration de Feys (Feys 2009)

6. Discussions

6.1. Calibration par CFD

Concernant l'étude de la rhéologie du mortier, le rhéomètre Anton Paar MCR 52 est doté d'un système de mesure précis et surtout d'un système de cylindres coaxiaux de géométrie simples permettant d'appliquer l'équation Reiner-Riwlin (équation 2-7 et 2-8) sans aucun problème. En outre, une correction de l'écoulement en bloc a été mise en œuvre dans le calcul de la contrainte de cisaillement et de la vitesse de cisaillement de sorte que le dispositif délivre des résultats fiables. Puisque nous prenons ces résultats comme référence, dans la Figure 2-13 et la Figure 2-14, nous pouvons observer que les résultats obtenus avec la méthode de calibration numérique s'accordent avec les résultats de l'Anton Paar MCR-52 et sont donc plus précis que l'ancienne méthode.

L'ancienne méthode de calibration de Feys consiste à tester du miel et de l'huile (dont les propriétés rhéologiques sont connues) et découvrir un facteur multiplicateur pour résoudre le problème inverse: "Le couple (en Nm) doit être multiplié par 124,37 pour obtenir la contrainte de cisaillement (Pa). La vitesse de rotation (en rot / min) est multipliée par 0,1931 pour obtenir la vitesse de cisaillement (s^{-1}) (Feys 2009). Selon cette ancienne méthode:

$$\tau = 124.37 T$$

$$\dot{\gamma} = 0.1931 \Omega$$

Donc:

$$k = \frac{dT}{d\dot{\gamma}} = \frac{d(124.37 T)}{d(0.1931 \Omega)} = 664.0704 \frac{dT}{d\Omega} = 664.0704 H$$

et

$$\tau_0 = 124.37 G$$

Cela signifie que cette méthode est basée sur l'hypothèse que l'indice de consistance k est une fonction d'une seule variable H et le seuil de cisaillement est une fonction d'une seule variable G . Ce qui n'est pas correct (voir les figures dans l'annexe 1). Les simulations montrent que tous les paramètres rhéologiques: indice de consistance (k), seuil de cisaillement (τ_0) aussi que l'indice de puissance n sont des fonctions de trois variables: H , G et N .

Pour la prédiction de la rhéologie du béton, cette méthode de calibration fournit les résultats qui sont censés être cohérents avec ceux obtenus avec le Contec Viscometer 5 selon l'étude de Feys (Tableau 2-8)

6.2. Taux de cisaillement dans le rhéomètre

Concernant l'étude de la rhéologie du béton, celle-ci est limitée par la capacité de cisaillement du rhéomètre. Plusieurs recherches ont montré que le comportement rhéologique d'un béton ne suit pas une tendance unique. Pour chaque intervalle de taux de cisaillement, la rhéologie du béton doit être décrite par une loi différente (section 2.7, chapitre 1)(Wallevik 2009). Il est donc très important de déterminer l'intervalle de taux de cisaillement dans lequel le rhéomètre Tattersall MK-I peut être utilisé pour des essais sur béton. Pour les rhéomètres à géométrie simple, avec lesquels la distribution du taux de cisaillement est simple et uniforme, pour chaque vitesse de rotation il y a un taux de cisaillement correspondant. Ce taux de cisaillement est souvent calculé à la zone de cisaillement maximal. Cependant, à cause de sa géométrie complexe, le champ du taux de cisaillement généré dans le Tattersall MK-II est très complexe. La Figure 2-15 donne une idée de la distribution du taux de cisaillement sur l'agitateur pour la vitesse de rotation maximale de 8,71 rad/s.

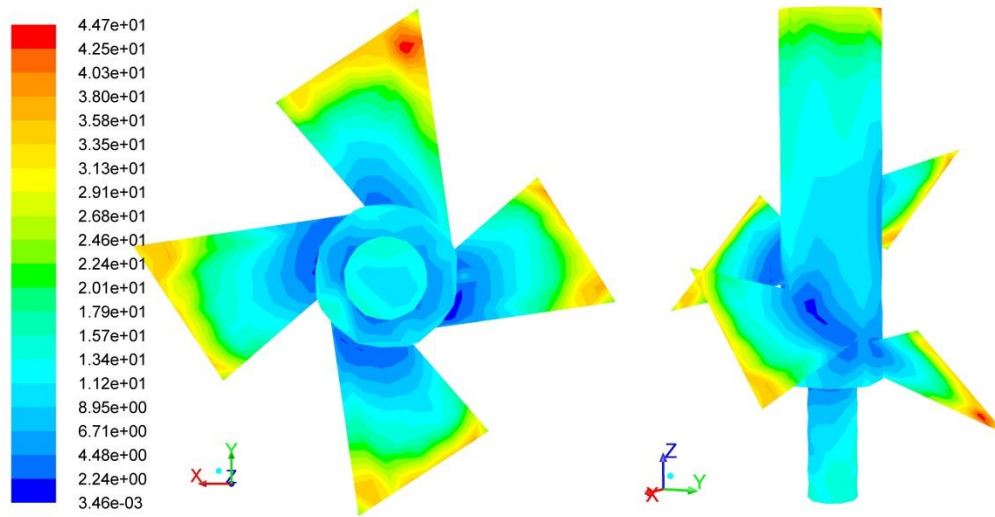


Figure 2-15 Distribution du taux de cisaillement sur l'agitateur du rhéomètre Tattersall MK-II pour la vitesse de rotation maximale (s⁻¹)

La Figure 2-15 montre qu'à part une certaine zone mineure où le taux de cisaillement est maximum de l'ordre de 35,8 s⁻¹ à 44,7 s⁻¹, la distribution sur le reste de l'agitateur est assez axisymétrique et le taux de cisaillement au bout des pales est de l'ordre de 29,1 s⁻¹ à 35,8 s⁻¹. Ce taux de cisaillement est assez satisfaisant, du point de vue du pompage du béton. Pour les essais de pompage qui ont été réalisés par Feys pendant sa thèse de doctorat (Feys 2009), sans prise en compte de la couche limite, le taux de cisaillement maximal estimé dans un conduite de pompage est de l'ordre 35 s⁻¹ à 45 s⁻¹. Alors que la couche limite caractérisée par sa viscosité plastique très inférieure à celle du béton doit jouer le rôle d'une couche de glissement dans laquelle la majorité de cisaillement a lieu. En conséquence, le taux de cisaillement dans le béton doit être beaucoup moins élevé que les valeurs estimées (35 s⁻¹ à 45 s⁻¹). C'est la raison pour laquelle, le rhéomètre Tattersall MK-II est considéré comme étant capable de délivrer des résultats rhéologiques convenables pour les études du pompage normal.

D'autre part, cette étude du champ de cisaillement permet de proposer une modification de la géométrie des pales du rhéomètre pour éliminer les zones où le cisaillement est particulièrement élevé. Il s'agit d'un travail mécanique simple consistant à arrondir les coins des pales pour que les zones de cisaillement trop élevées soient éliminées. La solution proposée est donnée ci-après (Figure 2-16):

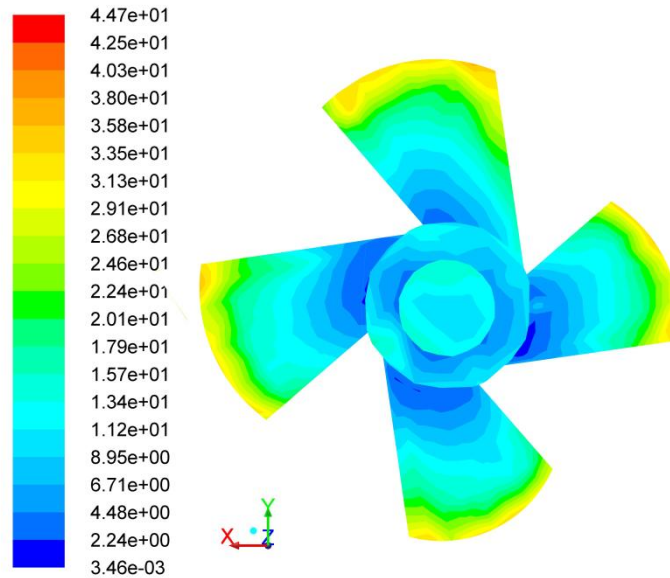


Figure 2-16 Proposition de modification du rhéomètre en fonction de la distribution du taux de cisaillement (s^{-1})

6.3. Phénomène de faux rhéo-fluidifiant

Les résultats de la simulation montrent que, pour certains matériaux, même ceux de Bingham ($n = 1$), la courbe $T-\Omega$ n'est pas linéaire mais présente plutôt l'allure d'un comportement rhéo-fluidifiant ou rhéo-épaississant. Ainsi, une sous-estimation de l'indice de puissance N est observée pour les matériaux rhéo-épaississants d'indice de puissance n ($N < n$). Ce phénomène n'est pas seulement observé dans la simulation mais également dans certains essais expérimentaux. Nous étudions ici un exemple de comportement rhéo-fluidifiant observé sur la relation $T-\Omega$ obtenue (Figure 2-17) pour un mortier de béton traditionnel dont $G = 1,13 \text{ Nm}$, $H = 0,20 \text{ Nms}$, $N = 0,81$:

Formulation du mortier:

Sable 0/5 (kg/m^3)	910
Ciment CEM I 52,5 (kg/m^3)	437
Eau (kg/m^3)	205

Tableau 2-9 Formulation du mortier de comportement $T-\Omega$ fluidifiant

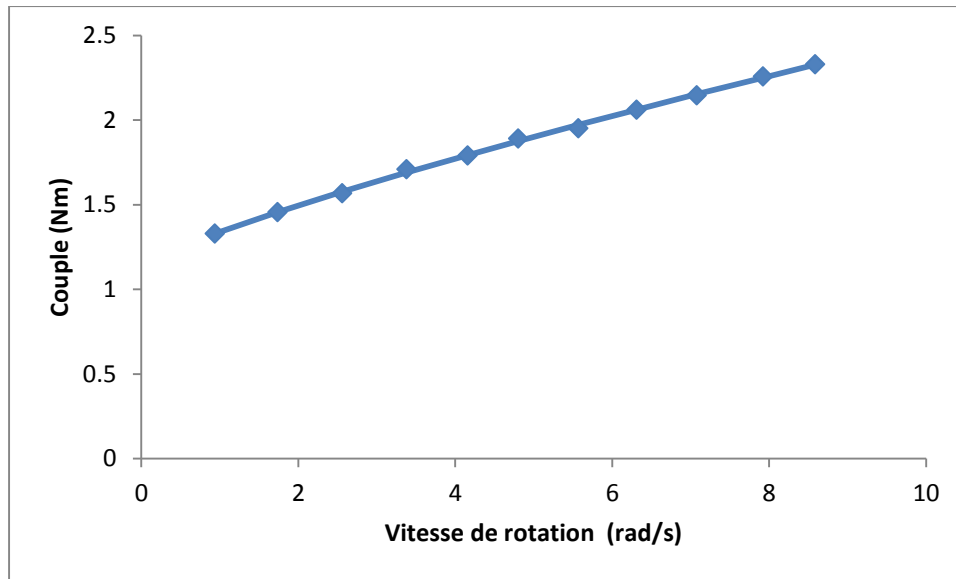


Figure 2-17 Relation T- Ω obtenue pour un mortier de béton traditionnel dont $G = 1,13$ Nm, $H = 0.20$ Nms, $N = 0,81$

Dans l'objectif de trouver une explication à ce phénomène, une simulation numérique a été réalisée.

Théoriquement, la valeur du couple calculé dans les simulations est la somme des moments exercés sur les quatre pales. Sur chaque pale, la valeur du moment total est la somme des moments créés par les forces de pression et des moments créés par les forces visqueuses. La Figure 2-18 montre un exemple de l'évolution du moment total, du moment de pression et le moment visqueux en fonction de la vitesse de rotation pour un cas de faux rhéo-fluidifiant le plus prononcé. Les paramètres rhéologiques du matériau sont: le seuil de cisaillement = 800 Pa, l'indice de consistance = 40 Pas, indice de puissance = 1, la contrainte de cisaillement critique = 0,001. On observe nettement que le comportement non linéaire de l'évolution du moment total est provoqué à la fois par le moment visqueux et le moment de pression.

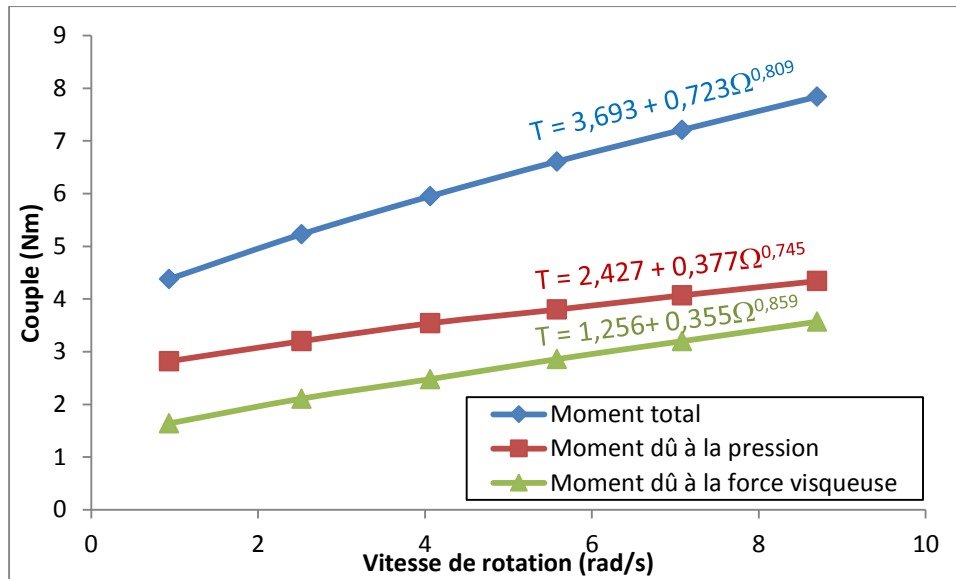


Figure 2-18 Comportement fluidifiant d'un matériau dont le seuil de cisaillement = 800 Pa, l'indice de consistance = 40 Pas, indice de puissance = 1

En effet, à cause de la forme des pales et leur positionnement hélicoïdal, quand la rotation a lieu, une zone de dépression apparaît derrière les pales (voir Figure 2-19 et Figure 2-20). Cette zone de dépression est un phénomène parasite affectant la valeur de la force totale. Par conséquent, ceci entraîne une erreur sur le couple. L'ampleur de l'erreur dépend de la vitesse de rotation et du comportement des fluides. Si l'erreur augmente non linéairement avec la vitesse de rotation, le couple augmente non linéairement avec la vitesse de rotation.

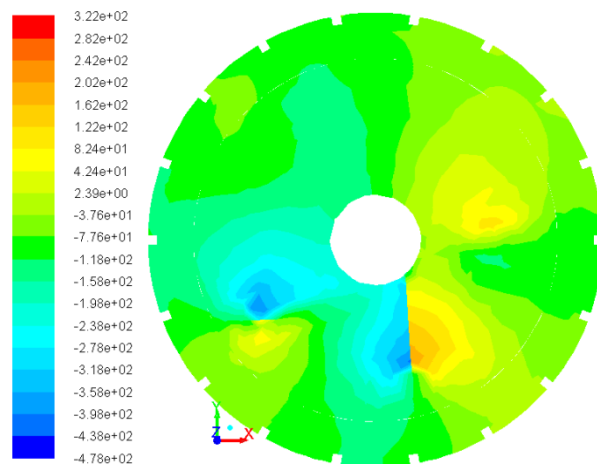


Figure 2-19 Distribution de pression sur la coupe horizontale (Nm)

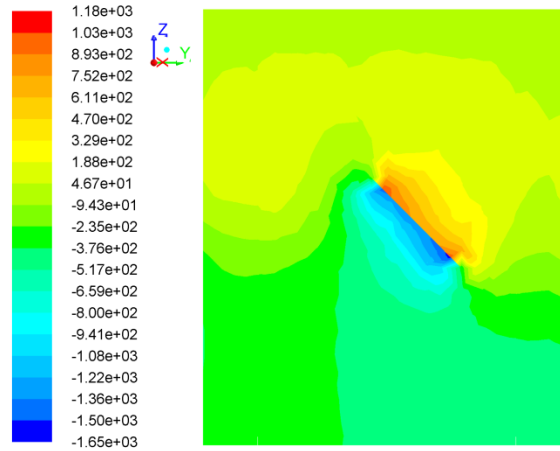


Figure 2-20 Distribution de pression sur la coupe verticale (Nm)

D'autre part, les particules ont tendance à se déplacer à partir de la zone de haute pression vers la zone de pression inférieure. Ce flux provoque une déviation des lignes de courant, qui conduit à une perturbation. A cause de ce phénomène, le couple devient plus petit que la valeur attendue. Cette erreur augmente aussi progressivement tout en augmentant la vitesse de rotation.

Il serait possible que l'erreur vienne du choix du taux de cisaillement critique du modèle de Herschel-Bulkley modifié. Afin d'étudier cette possibilité, nous simulons l'écoulement de l'air dans le rhéomètre. L'air est un cas particulier du fluide de Herschel-Bulkley qui est prédéfini dans la bibliothèque des matériaux de Fluent et donc ne nécessite pas de préciser le taux de cisaillement critique. Parce que l'air est un fluide newtonien avec une viscosité et un seuil de cisaillement très faibles donc un faux rhéo-épaississant est observé avec $N = 2,1$ (Figure 2-19). Bien sûr, ce phénomène ne peut pas être observée dans la réalité, car la valeur de couple est trop petit pour être capturé et est négligé en ce qui concerne le frottement interne du rhéomètre. Cette simulation confirme que le modèle de Herschel-Bulkley modifié n'est pas la cause des phénomènes de faux rhéo-fluidifiant ou faux rhéo-épaississant et les phénomènes de sous-estimation de l'indice de puissance n .

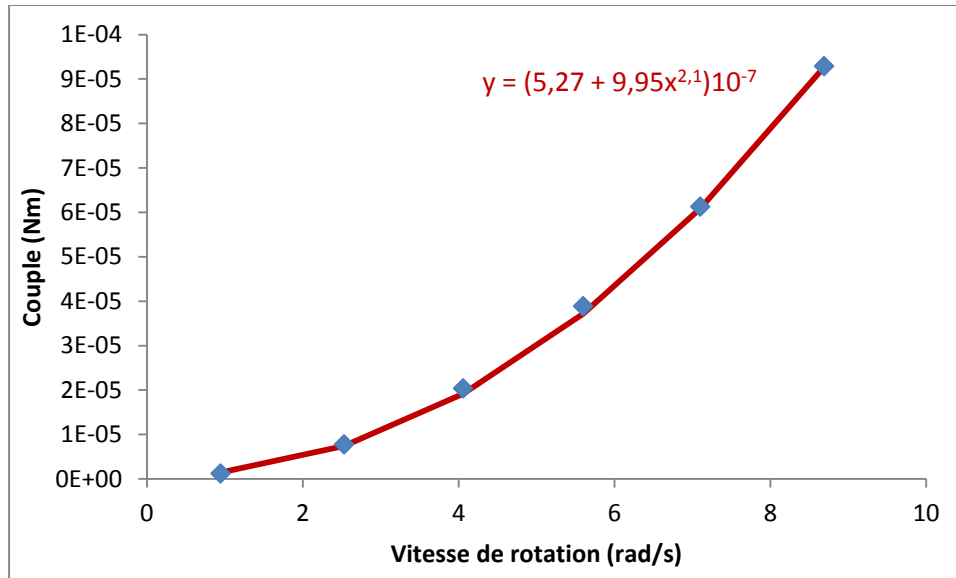


Figure 2-21 Relation T- Ω obtenue pour l'air

7. Conclusions

Le rhéomètre Tattersall MK-II est capable de mesurer la rhéologie du béton et du mortier tout en évitant la plupart des phénomènes parasites. Cependant, avec l'ancienne méthode d'étalonnage, les résultats sont uniquement qualitatifs (Feys 2009). Pour obtenir des résultats de mesure quantitatifs, un étalonnage numérique a été développé à l'aide de la simulation numérique du rhéomètre.

Cette méthode consiste à simuler le fonctionnement du rhéomètre avec une large gamme de paramètres rhéologiques. Ces simulations ont permis d'obtenir la relation entre la courbe rhéologique et la courbe couple-vitesse. Par la suite, cette relation a été généralisée à l'aide de la modélisation mathématique. A l'issue de cette étude, des expressions analytiques permettant de calculer directement la courbe rhéologique à partir de la courbe couple-vitesse ont été obtenues.

Afin d'étudier la fiabilité de la méthode, une comparaison expérimentale a été réalisée sur le mortier avec le rhéomètre à mortier Anton Paar MCR-52. Celle-ci montre une parfaite cohérence.

Nous avons aussi réalisé une comparaison expérimentale avec les résultats obtenus par Feys sur le même rhéomètre. Si on prend en compte l'erreur sur les résultats de Feys on obtient une très bonne concordance.

Une autre comparaison expérimentale a été réalisée avec le rhéomètre Contec Viscometer 5. Cependant, suite à une faute de répétabilité sur la fabrication du béton, la cohérence de la comparaison n'est pas parfaite mais qualitativement acceptable.

Pour les rhéomètres à géométrie complexe pour lesquels il est souvent impossible d'établir des calculs analytiques, cette méthode d'étalonnage est un outil très efficace. Aussi, pour les rhéomètres à géométrie simple, un étalonnage numérique est aussi nécessaire car il permet de prendre en compte presque toutes les erreurs issues des phénomènes parasites d'écoulement. Sachant que ces erreurs sont toujours négligées dans les calculs analytiques y compris l'effet de fond, l'effet d'écoulement en bloc, les lignes de courant perturbées et la zone de vide derrière les pales.

En ce qui concerne sa capacité à se débarrasser de la ségrégation gravitationnelle, le rhéomètre Tattersall MK-II peut être considéré comme un rhéomètre polyvalent qui peut travailler à la fois pour béton et mortier.

Références

Barnes, H. A., J. F. Hutton and K. Walters An introduction to rheology. Amsterdam ; New York, Elsevier ; New York, NY.

Chang, G. S., J. S. Koo and K. W. Song (2003). "Wall slip of vaseline in steady shear rheometry." Korea-Australia Rheology Journal 15(2): 55-61.

de Larrard, F., C. F. Ferraris and T. Sedran (1998). "Fresh concrete: A Herschel-Bulkley material." Materials and Structures 31(211): 494-498.

Dudgeon, D. J. and L. E. Wedgewood (1997). "Laser Doppler measurements of flow in a cone-and-plate rheometer and the effect of cone misalignment." Rheologica Acta 36(1): 28-37.

Estelle, P., C. Lanos, A. Perrot and S. Amziane (2008). "Processing the vane shear flow data from Couette analogy." Applied Rheology 18(3).

Ferraris, C. F. B., L. E.; Banfill, P.; Beaupre, D.; Chapdelaine, F.; deLarrard, F.; Domone, P.; Nachbaur, L.; Sedran, T.; Wallevik, O.; Vallevik, J. E. (2000). Comparison of Concrete Rheometers: International Tests at LCPC (Nantes, France) in October 2000. NISTIR 6819. Nantes, France, LCPC Nantes.

Ferraris, C. F. B., L. E.; Banfill, P.; Beaupre, D.; Chapdelaine, F.; deLarrard, F.; Domone, P.; Nachbaur, L.; Sedran, T.; Wallevik, O.; Vallevik, J. E. (2004). Comparison of Concrete Rheometers: International Tests at LCPC (Nantes, France) in October 2000. Nantes, France, LCPC Nantes.

Feys, D. (2009). Interactions between Rheological Properties and Pumping of Self-Compacting Concrete. Doctoral thesis, Ghent University.

Feys, D. and K. H. Khayat (2013). Comparison and limitations of concrete rheometers. North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete SCC 2013. Westin Michigan Avenue Chicago, IL, USA.

Feys, D., R. Verhoeven and G. De Schutter (2006). The rheology of Self-Compacting Concrete made with Belgian materials. The 2nd Int. RILEM Symp. on Advances in Concrete through Science and Engineering, Québec-City, RILEM

Heirman, G., R. Hendrickx, L. Vandewalle, D. Van Gemert, D. Feys, G. De Schutter, B. Desmet and J. Vantomme (2009). "Integration approach of the Couette inverse problem of powder type self-compacting concrete in a wide-gap concentric cylinder rheometer Part II. Influence of mineral additions and chemical admixtures on the shear thickening flow behaviour." Cement and Concrete Research 39(3): 171-181.

Heirman, G., D. Van Gemert, L. Vandewalle, E. Toorman, J. E. Wallevik and O. H. Wallevik (2009). Influence of plug flow when testing shear thickening powder type self-compacting concrete in a wide-gap concentric cylinder rheometer. 3rd Int. RILEM Symp.

on Rheology of Cement Suspensions such as Fresh Concrete. Reykjavik RILEM Publications SARL.

Heirman, G., L. Vandewalle, D. Van Gemert and O. Wallevik (2008). "Integration approach of the Couette inverse problem of powder type self-compacting concrete in a wide-gap concentric cylinder rheometer." Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 150(2-3): 93-103.

Hu, C., F. De Larrard and O. E. Gjorv (1995). "Rheological Testing and Modeling of Fresh High-Performance Concrete." Materials and Structures 28(175): 1-7.

Hu, C., F. de Larrard, T. Sedran, C. Boulay, F. Bosc and F. Deflorenne (1996). "Validation of BTRHEOM, the new rheometer for soft-to-fluid concrete." Materials and Structures 29(194): 620-631.

Jau, W. C. and C. T. Yang (2010). "Development of a modified concrete rheometer to measure the rheological behavior of conventional and self-consolidating concretes." Cement & Concrete Composites 32(6): 450-460.

Kaplan, D. (2000). Pompape des bétons. Doctor, Ecole Central des Ponts et Chaussées.

Mokéddem, S., C. Lanos and B. Cazacliua (2013). Comparison of scc rheological behaviour using laboratory and in-situ rheological testing. North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete SCC 2013. Westin Michigan Avenue Chicago, IL, USA.

Tanner, R. I. and K. Walters (1998). Rheology: an historical perspective. Amsterdam ; Oxford, Elsevier.

Wallevik, J. E. (2009). Development of Parallel Plate-Based Measuring System for the ConTec Viscometer. Proceedings of the 3rd International RILEM Symposium on Rheology of Cement Suspensions such as Fresh Concrete. Reykjavik, Iceland, RILEM Publications S.A.R.L.

Wallevik, O. H. (2009). Pumping of concrete. ICI Rheocenter course compendium: Introduction to rheology of fresh concrete. O. H. Wallevik. Reykyavik, Iceland, Reykyavik University. 1: 26.

Wallevik, O. H. and O. E. Gjorv (1990). "Development of a Coaxial Cylinders Viscometer for Fresh Concrete." Properties of Fresh Concrete 10: 213-224.

Wang, W. X., D. De Kee and D. Khismatullin (2011). "Numerical simulation of power law and yield stress fluid flows in double concentric cylinder with slotted rotor and vane geometries." Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 166(12-13): 734-744.

Chapitre 3 :
**Influence des paramètres
de composition sur les
caractéristiques de la
couche limite - Diamètre
maximal des granulats**

La couche limite est une couche de matériaux qui se développe uniquement lorsqu'il y a contact entre un béton en mouvement par rapport à une paroi fixe. Pour les bétons traditionnels, la couche limite présente une faible viscosité car elle est composée des matériaux fins et d'eau de la pâte. Comme cette couche est moins visqueuse que le béton, elle permet d'obtenir un gradient de vitesse nettement plus grand à l'interface. Ceci permet de créer un effet de glissement lors du pompage du béton. Théoriquement, plus importante l'épaisseur de la couche limite est, plus grande la vitesse de glissement est. En effet, le coefficient du glissement de Navier, qui relie la vitesse de glissement à la paroi avec la contrainte de cisaillement à la paroi, est en fonction de l'épaisseur et de la viscosité de la couche limite. Plusieurs études ont montré que l'épaisseur de cette couche est d'environ 2 mm (Chapdelaine et Beaupré 2002, Jolin et al. 2009, Ngo 2009, Choi et al. 2013) pour les bétons traditionnels, d'autres ont observé une épaisseur de plus de 5 mm avec le tribomètre. Grâce à l'influence important de ce paramètre, il est donc préférable de le calculer à partir les caractéristiques du béton frais.

Comme une relation entre la composition du béton et l'épaisseur de la couche limite peut probablement exister, dans un premier temps, nous nous concentrons sur l'étude d'un paramètre de composition suspecté. Ceci est le diamètre maximal des granulats du béton. En effet, ce choix est basé sur une hypothèse intensivement discutée dans la littérature qui est l'effet géométrique de la paroi (geometrical wall effect) (de Klerk 2003, Kalyon 2005, Feys 2009, Khirevich et al. 2011).

1. L'effet géométrique de la paroi

Comme les agrégats dans le béton ne peuvent pas pénétrer la paroi, la concentration des agrégats diminue en approchant la paroi (Figure 3-1). En conséquence, une couche de matériaux relativement fins est créée à l'interface béton – paroi: la couche limite ou « la couche de Vand » (Vand 1948). Cet effet est censé avoir lieu uniquement à une distance inférieure ou égale à la moitié du diamètre maximal des granulats ($D_{max}/2$).

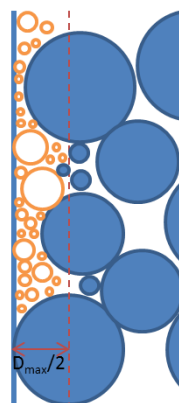


Figure 3-1 L'épaisseur de la couche limite selon l'hypothèse de l'effet géométrique de la paroi

Ce phénomène est aussi observé pour diverses suspensions concentrées de particules rigides. Pendant son étude, Kalyon a confirmé que l'épaisseur de la couche limite est en fonction du diamètre des particules et du rapport de la compacité sur la compacité maximale des particules (Kalyon 2005). La Figure 3-2 montre la formation d'une couche limite pour une suspension concentrée de particule de KCl incorporés dans un solvant d'élastomère (proportion volumique de 61,9%, diamètre moyen des particules de 121 μm). Dans cet exemple, l'épaisseur de la couche limite varie entre 2 μm à 30 μm soit 1,7% à 25% du diamètre des particules. Dans la même échelle de particules, plusieurs études ont confirmé l'existence d'une couche limite d'épaisseur de 4% et 7% du diamètre des particules (Jana et al. 1995), (Soltani et Yilmazer 1998).

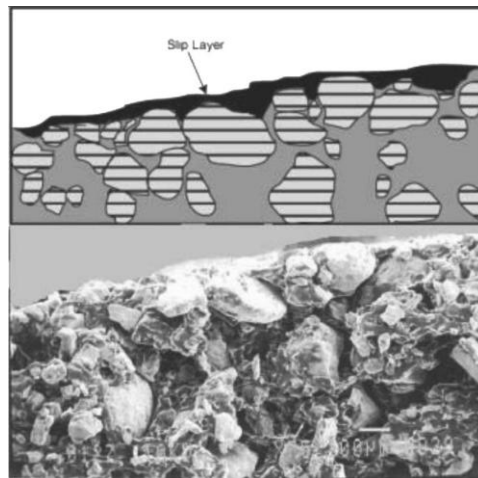


Figure 3-2 Section droite d'une suspension concentrée (KCl - Élastomère) dans un écoulement capillaire (Kalyon 2005)

En général, pour les suspensions de particules solides de plus grandes dimensions, il existe deux zones de matériaux séparés par une frontière imaginaire située à une distance maximale de $D_{\text{max}}/2$ de la paroi. Cette distance est aussi probablement fonction de la concentration de particules solides. Pour le cas des bétons frais, la première zone, à distance plus grande que $D_{\text{max}}/2$ de la paroi, correspond au bloc de béton avec les propriétés rhéologiques homogènes. La deuxième zone est une couche d'épaisseur $D_{\text{max}}/2$ au contact de la paroi dans laquelle les valeurs des caractéristiques rhéologiques diminuent progressivement en approchant la paroi. Selon la théorie des suspensions, cette diminution de la viscosité plastique peut être expliquée par un changement de paramètres liés à la phase solide (taille de grain, forme, concentration, étendue granulaire, configuration spatiale des particules dans le fluide, ...) et aussi au fluide environnant. Dans la littérature, il existe de très nombreux modèles caractérisant ce phénomène. En général, ces modèles sont de la forme:

$$\mu = \mu_0 \cdot f(\phi)$$

Equation 3-1

Avec

μ : viscosité de la suspension

μ_0 : viscosité du fluide environnant

ϕ : concentration volumique solide de la suspension

Nous pouvons citer ici le modèle de Krieger-Dougherty (Herschel et Bulkley 1926):

Selon Krieger et Dougherty, nous avons:

$$\mu = \mu_0 \cdot (1 - \lambda\phi)^{-q} \quad \text{Equation 3-2}$$

Dans cette équation, $q = \frac{k_1}{\lambda}$, avec

k_1 : Le facteur de forme. $k_1 = 2,5$ pour les sphères dures, $k_1 > 2,5$ pour les ellipsoïdes allongés ou aplatis, $k_1 < 2,5$ pour les gouttelettes liquides.

λ : Le facteur d'encombrement

On pose:

$\phi_M = \frac{1}{\lambda}$ appelé concentration volumique solide d'empilement maximal (parking).

$k_1 = [\eta]$ appelé viscosité intrinsèque (paramètre lié à la forme)

L'expression de la viscosité apparente proposée par Krieger-Dougherty devient:

$$\mu = \mu_0 \cdot \left(1 - \frac{\phi}{\phi_M}\right)^{-[\eta]\phi_M} \quad \text{Equation 3-3}$$

Selon cette hypothèse, il devrait y avoir un changement net de gradient de vitesse à la distance $D_{\max}/2$ à cause de la variation de la viscosité plastique à l'interface béton - couche limite. Afin de vérifier cette hypothèse, des essais de pompage avec les bétons de différents $D_{\max}/2$ ont été réalisés. L'objectif de ces essais est de mesurer le profil de vitesse d'écoulement du béton, particulièrement au voisinage de la paroi.

2. Formulation des bétons

Dans le cadre de cette étude, deux bétons traditionnels et trois bétons auto plaçant ont été fabriqués. L'objectif ici est d'avoir des compositions ayant des granulats de différents D_{\max} mais de caractéristiques rhéologiques similaires. Pour cela, nous avons fabriqué les bétons de la même maniabilité. Ceci est contrôlé par l'essai d'étalement pour les BAP et l'essai d'affaissement pour les bétons traditionnels. Afin d'atteindre cet objectif, la quantité de ciment, de l'eau, de filler calcaire (pour les BAP) et de super plastifiant a été maintenue constante. Pour diminuer le D_{\max} ,

les granulats de diamètre supérieur ont été remplacés par une quantité de granulats de diamètre inférieure ayant la même surface spécifique.

Prenons par exemple pour la fabrication du SCC2 à partir du SCC1

Pour cela, nous appelons SCC1 le béton de référence. Le volume de 1 m³ du béton de référence est égale à :

$$V_{ref} = \frac{G_{1ref}}{d_G} + \frac{G_{2ref}}{d_G} + \frac{S_{ref}}{d_S} + \frac{C_{ref}}{d_C} + \frac{F_{ref}}{d_F} + \frac{E_{ref}}{d_E} + \frac{A_{ref}}{d_A} = 1 \text{ m}^3$$

Avec les désignations :

G_1 : Gavier 8/16

G_2 : Gavier 2/8

S : Sable 0/4

C : Ciment

F : Filler calcaire

E : Eau

A : Adjuvant

Ici, nous voulons conserver la surface spécifique totale. Donc, pour fabriquer un béton sans G_{1ref} , nous devons utiliser un facteur a de G_{2ref} .

La valeur de a est déterminée par l'expression suivante :

$$a = 1 + \left(\frac{G_{1ref} \cdot S_{spé G1}}{G_{2ref} \cdot S_{spé G2}} \right)$$

Le volume du béton correspondant à un facteur a de G_{2ref} est :

$$V = V_{ref} - (1 - a) \cdot \frac{G_{2ref}}{d_G}$$

La formulation des bétons est représentée dans le Tableau 3-1:

Matériau	Masse en kg pour 200 litres					Masse en kg pour V litres				
	TC1	TC2	SCC1	SCC2	SCCM	TC1	TC2	SCC1	SCC2	SCCM
Gravier 8/16			91,80					459,00		
Gravier 2/8			55,60	133,64				278,00	645,00	
Sable 0/4			180,20	186,68	257,18			901,00	901,00	954,00
Filler calcaire			48,00	49,73	64,70			240,00	240,00	240,00
Gravier 4/16	179,60					898,00				
Sable 0/5	168,80	265,29				844,00	910,00			
Ciment CEM I 52,5	87,40	127,40				437,00	437,00	360,00	360,00	360,00
Eau	41,00	59,76	41,00	42,47	55,26	205,00	205,00	205,00	205,00	205,00
Superplastifiant			0,83	0,86	1,12			4,15	4,15	4,15
V (litre)	200,00	200,00	200,00	200,00	200,00	1000,00	686,04	1000,00	965,28	741,89

Tableau 3-1 Formulation des bétons et mortiers de différents diamètre maximal des granulats

3. Configuration de l'essai de mesure de profil de vitesse

3.1. Conception de l'essai

Comme l'épaisseur de la couche limite est de l'ordre de quelques millimètres, pour pouvoir observer le changement de gradient de vitesse, il faut que l'évolution de la vitesse dans cette couche soit mesurée. Donc la technique de mesure choisie doit être capable de mesurer des vitesses locales avec une haute résolution. Ceci doit être d'au moins deux points de mesure pour chaque millimètre. A l'heure actuelle, d'après la littérature, il n'existe aucune méthode pratique à la fois fiable et précise permettant de mesurer le profil de vitesse d'écoulement du béton dans une conduite fermée.

Comme nous nous intéressons à la caractérisation du comportement de l'écoulement au voisinage de la paroi, il n'est pas obligatoire d'étudier une conduite de section circulaire fermée. Il est tout à fait possible de prendre une conduite de section ouverte type canal, car le béton se comporte de la même façon au contact de la paroi, quel que soit la pression interstitielle.

Cette théorie a été étudié largement dans la littérature et a été montrée par Dilhan M.K (Kalyon 2005). Selon lui, pour le cas de l'écoulement trainé (les plans de Couette) ou le cas de l'écoulement sous gradient de pression (capillaire), la vitesse de glissement dépend de la

contrainte de cisaillement à la paroi d'une façon identique. Certaines études de la vitesse de glissement des suspensions concentrées, réalisées sur les écoulements trainés et les écoulements sous gradient de pression, ont permis de confirmer également que le mécanisme du glissement à la paroi est le même dans les deux cas (Yilmazer et Kalyon 1989, Kalyon et al. 1993).

En outre, de nombreuses études sur le pompage de béton sont basées sur ce principe d'équivalence, comme les études sur les tribomètres. Pour ces études, même si le frottement entre le béton et la paroi est mesuré sous la pression atmosphérique, les résultats obtenus sont toujours applicable pour le cas des écoulement sous pression dans les tuyaux de pompage (Kaplan 2000, Ngo 2009).

Donc on peut conclure que le comportement du béton au contact de la paroi dépend de sa capacité d'établir et de maintenir la couche limite (Banfill 2006) mais ne dépend pas de la pression.

Pour étudier l'effet de la couche limite, nous avons finalement établi un écoulement de béton dans un canal ouvert. Ceci permet de mesurer le champ de vitesse sur la surface libre de l'écoulement avec la technique de traitement des images consécutives au fil du temps dite PIV (Particle Image Velocimetry). Une description détaillée de la méthode est précisée dans le chapitre I, paragraphe 5.2.2.

Comme il s'agit d'un canal ouvert, la méthode la plus simple de faire écouler le béton est d'incliner le canal d'un angle α pour que le béton puisse s'écouler sous l'effet de son poids propre. Le niveau de la surface libre peut être facilement contrôlé en changeant l'angle α et le débit. Une fois déterminé, l'angle α doit rester constant pendant les essais des différents bétons. C'est la raison pour laquelle l'angle α doit être déterminé avec un béton traditionnel (mais pas un béton auto plaçant) car son frottement est plus important. Aussi, l'angle α doit fournir à l'écoulement une énergie potentielle suffisamment grande. Cette énergie doit permettre de générer des contraintes de cisaillement dépassant le seuil de cisaillement du béton le plus ferme des bétons testés et éviter le débordement. Toutefois, l'angle α ne doit ne pas être trop élevé sinon cela peut poser des difficultés pour la stabilité du dispositif de mesure et pour l'installation de la caméra. Après des essais préliminaires avec des bétons traditionnels assez fermes, l'angle α optimal répondant à tous les critères ci-dessus est fixé à 17 degrés.

Afin d'assurer un régime d'écoulement permanent dans la conduite, une pompe à béton a été installée pour pomper le béton de l'aval du canal vers l'amont du canal. Ce circuit de pompage est représenté ci-après (Figure 3-3 et Figure 3-4):

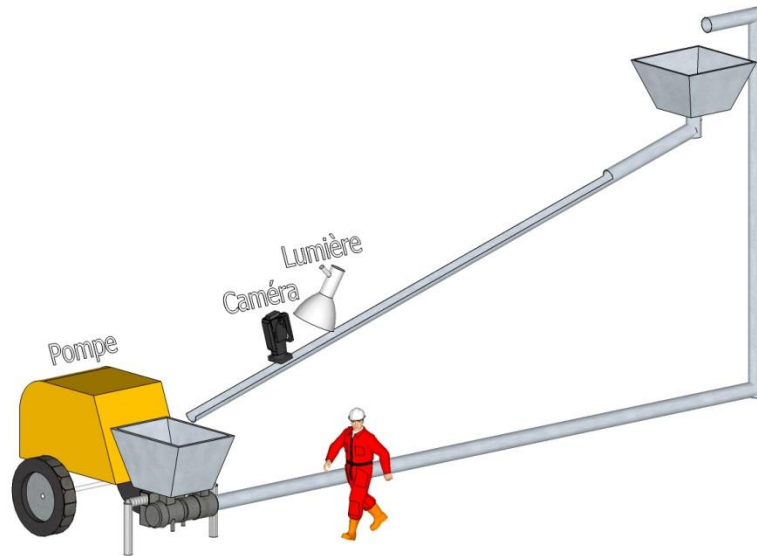


Figure 3-3 Principe du dispositif de l'essai



Figure 3-4 Circuit de pompage

Le canal est créé en coupant une conduite en PVC dans l'axe de son plan. Ainsi, une conduite de section demi-circulaire est obtenue. La conduite a 105 mm de diamètre et 9 m de longueur (Figure 3-5).



Figure 3-5 Conduite ouverte inclinée

La pompe utilisée dans cette étude est une pompe à deux pistons qui consiste en un cylindres de diamètre 150 mm et de longueur 700 mm.

3.2. Longueur d'entrée hydrodynamique

Afin de suivre le mouvement de la surface libre, une caméra a été installée au-dessus de la conduite. La position de la caméra doit être suffisamment loin éloignée de l'entrée de la conduite pour que l'effet d'entrée n'ait aucune influence sur la zone à observer. Dans un écoulement laminaire, la longueur d'entrée hydrodynamique est définie comme étant la distance de l'entrée dans laquelle le profil de vitesse n'est pas complètement développé. A la fin de cette longueur, le profil de vitesse ne doit plus évoluer ou l'évolution ne doit pas dépasser 1% (Figure 3-6). Pour un canal ouvert de section demi-circulaire, cette longueur est donnée par l'expression (Ibragimov 2011):

$$l_e = 0.065.D.Re$$

Avec D le diamètre de la section droite (m), Re est le nombre Reynolds calculé par l'expression suivante:

$$Re = \frac{\rho \cdot v^* \cdot h}{\mu}$$

Avec ρ la masse volumique (kg/m^3), v^* la vitesse maximale (m/s), h la hauteur de la surface libre (m) et μ la viscosité plastique (Pas). Dans le cas du matériau dont la viscosité plastique est plus

faible (le mortier SCCM), le nombre de Reynolds est égal à 43,75, ce qui permet d'en déduire la valeur de la longueur d'entrée hydrodynamique égale à 0,29 m.

Dans les essais en question, la caméra a été placée à une distance de 5 m de l'entrée de la conduite qui est largement supérieure à la longueur d'entrée hydrodynamique prédite.

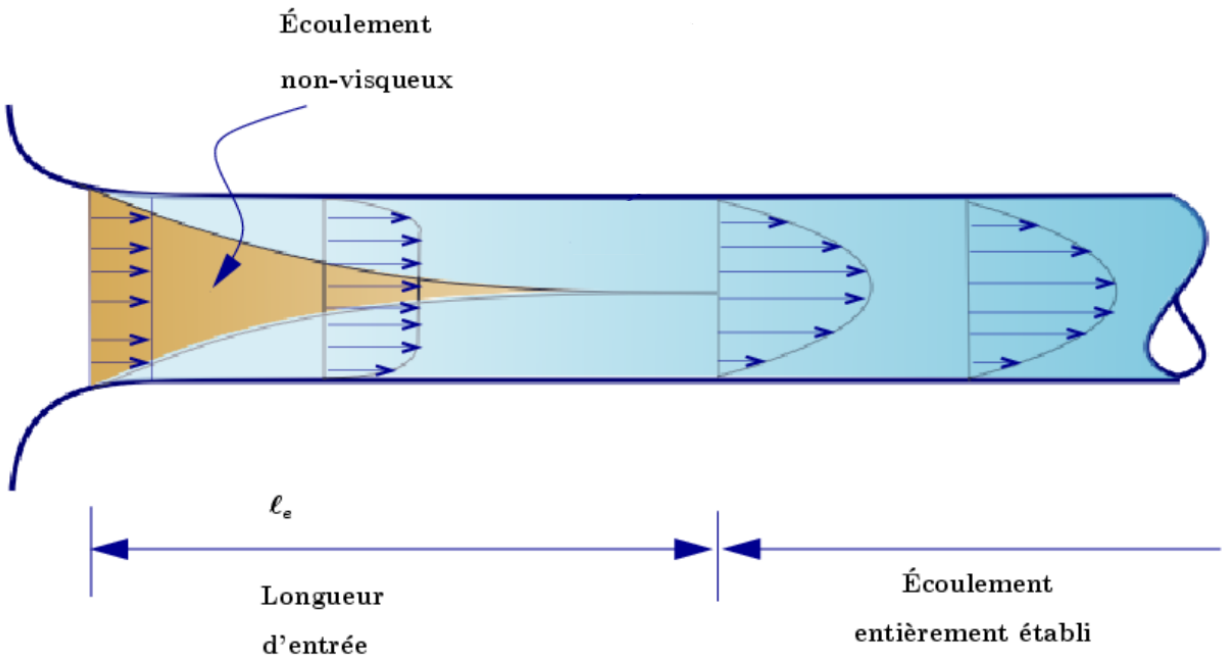


Figure 3-6 Définition de la longueur d'entrée hydrodynamique (Adil 2008)

4. Appareil de mesure

Comme décrit dans la bibliographie, la résolution de la technique d'analyse PIV dépend aussi bien de la vitesse d'enregistrement de la caméra (l'intervalle de temps entre chaque image) que la taille des traceurs. Dans cette étude, une caméra de grande vitesse a été utilisée. Les réglages de la caméra lors de l'enregistrement sont:

- Vitesse d'obturation (ou le temps de pose): 1/1000 second
- Cadence de prise: 1000 images par seconde
- Résolution: 1024 x 1024 pixels

Comme la durée d'exposition est assez courte alors que la cadence de prise est extrêmement élevée, en condition normale, la quantité de lumière rentrant dans le capteur de la caméra ne suffit pas pour obtenir une image visible. Pour cette raison, deux sources de lumière ont été installées afin d'éclairer la surface libre de l'écoulement. La caméra est installée de sorte que l'objectif soit parfaitement perpendiculaire à la surface libre (Figure 3-7).

Les traceurs utilisés sont des billes de polystyrène de diamètre variant, entre 100 μm et 1000 μm . Afin d'assurer une bonne distribution des traceurs, leur injection a été faite à travers une grille d'ouverture 1000 μm placée au-dessus de la surface libre.

Ces réglages permettent aux analyses PIV de fournir des champs de vitesse corrects avec la taille des fenêtres d'interrogation de 8 x 8 pixels et une superposition de 50% entre les fenêtres. Ce réglage permet d'obtenir un vecteur de vitesse tous les 4 pixels. Comme la résolution des images est de 1024 x 1024 pixels, et le diamètre de la conduite est de 105 mm, nous avons une densité d'environ 10 pixels/mm. Ainsi, la mesure du profil de vitesse atteint une résolution de 2,5 point de mesure dans un intervalle de 1 mm.

Un exemple de la distribution des traceurs sur la surface libre est présenté dans la Figure 3-8.



Figure 3-7 Installation de la caméra et les sources de lumière supplémentaires

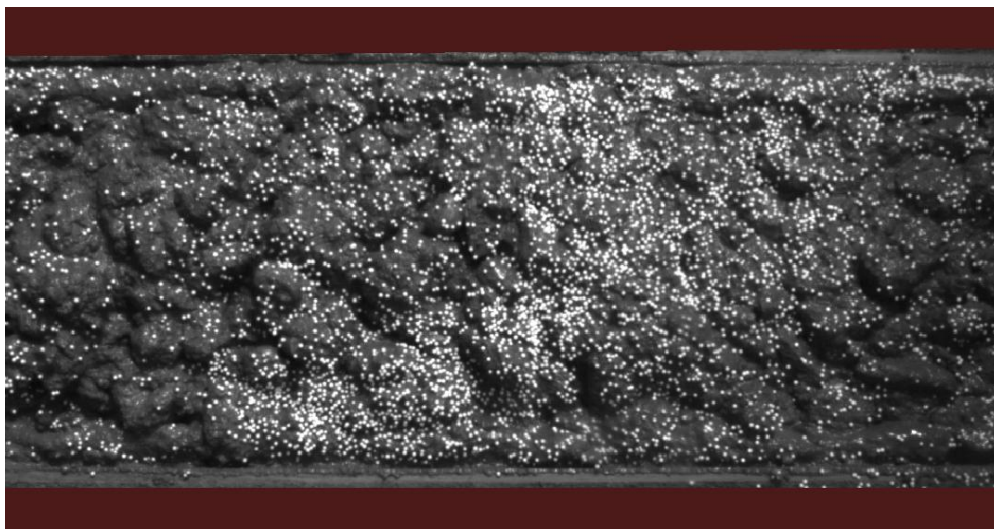


Figure 3-8 Distribution des traceurs sur la surface libre

5. Déroulement de l'essai

Pour maintenir un régime d'écoulement permanent dans le circuit, la pompe doit toujours être remplie de béton. La quantité de béton nécessaire pour la réalisation d'un essai est de 200 litres. Les bétons ont été fabriqués au laboratoire. L'essai commence quand la pompe est remplie de béton.

Dans un premier temps, le débit doit être le plus faible possible, sinon le débordement à l'entrée de la conduite aura lieu. Une fois l'écoulement établi, le débit est augmenté doucement jusqu'à ce que le niveau de la surface libre soit parfaitement à l'arase de la conduite. Cette étape demande un travail délicat car si le débit est augmenté trop rapidement, il y a aussi un débordement.

Cependant, quand le niveau de la surface libre atteint l'arase pour la première fois, il commence à baisser un peu au cours du temps car la rhéologie du béton commence à diminuer à cause du malaxage apporté par la pompe. Il faut donc réajuster encore le débit jusqu'à ce que la rhéologie du béton atteigne une certaine stabilité. À ce stade, le niveau de la surface libre reste constant définitivement.

Chaque propulsion de piston génère un bruit, le débit est estimé en mesurant le temps entre deux propulsions de piston. Cependant, il faut noter que cette méthode de mesure n'est pas très précise car le remplissage des cylindres de la pompe n'est jamais parfait. D'autre part, le taux de remplissage dépend aussi de la rhéologie du béton pompé.

Une fois que l'écoulement est établi, les traceurs sont injectés à la surface libre et la caméra commence l'enregistrement. Parallèlement à cela, une quantité de 15 litres de béton est prélevé directement de la conduite pour l'essai rhéologique et l'essai d'étalement.



Figure 3-9 Essai rhéologique avec le rhéomètre à béton Tattersall MK-II

Comme, pour les bétons auto plaçants, le mortier de béton est supposé être le matériau composant la couche limite, il a été séparé du béton par tamisage (Figure 3-10). Un système de trois tamis dont l'ouverture du plus petit est de 4mm a été utilisé. Une fois le mortier prélevé, sa rhéologie est étudiée avec le rhéomètre à mortier Antonpaar MCR-52.



Figure 3-10 Prélèvement du mortier par tamisage

Alors que pour les bétons traditionnels, les propriétés rhéologiques de la couche limite peuvent être calculées à partir des paramètres tribologiques du béton. Ainsi, sa tribologie a été étudiée avec le tribomètre développé au laboratoire L2MGC, Université de Cergy-Pontoise (Ngo 2009).

6. Rhéologie et tribologie des matériaux étudiés

La rhéologie des bétons a été étudiée avec les modèles mathématiques développés dans le chapitre 2. Les paramètres rhéologiques et tribologiques des bétons et des mortiers ont été regroupés dans le Tableau 3-2.

		TC1	TC2	SCC1	SCC2	SCCM
Rhéologie de béton	Seuil de cisaillement (Pa)	305.00	170.83	35.04	20.58	29.41
	Indice de consistance (Pa.s)	6.18	4.95	15.86	9.61	7.87
	Indice de puissance	1.00	1.00	1.32	1.48	1.53
Rhéologie de mortier	Seuil de cisaillement (Pa)	N/A	N/A	2.01	2.50	7.21
	Indice de consistance (Pa.s)			0.67	1.19	1.04
	Indice de puissance			1.00	1.00	1.00
Tribologie de béton	Seuil d'interface (Pa)	72.67	45.68	N/A	N/A	N/A
	Constant visqueuse (Pa.s/m)	529.04	275.71			
Affaissement (mm)		220	200	N/A	N/A	N/A
Etalement (mm)		N/A	N/A	816	855	820

Tableau 3-2 Les paramètres rhéologiques et tribologiques des bétons et des mortiers étudiés

7. Résultats de la mesure de vitesse

7.1. Vérification de la longueur d'entrée hydrodynamique

Selon les calculs de la longueur d'entrée hydrodynamique, la caméra est située dans la zone de mesure où il n'y a pas d'effet d'entrée. Toutefois, une vérification est recommandée pour s'assurer de la fiabilité des mesures prises. Dans le but de comparer le profil de vitesse aux différents endroits au voisinage de la zone de mesure, les analyses PIV ont été effectuées trois fois tous les 10 cm à partir de 4,75 m de l'entrée. Les résultats regroupés dans la Figure 3-11 montrent bien qu'il n'y a pas de variation du profil de vitesse en fonction de la distance de l'entrée. Nous pouvons en conclure que la position de la caméra ne subit pas d'effet d'entrée.

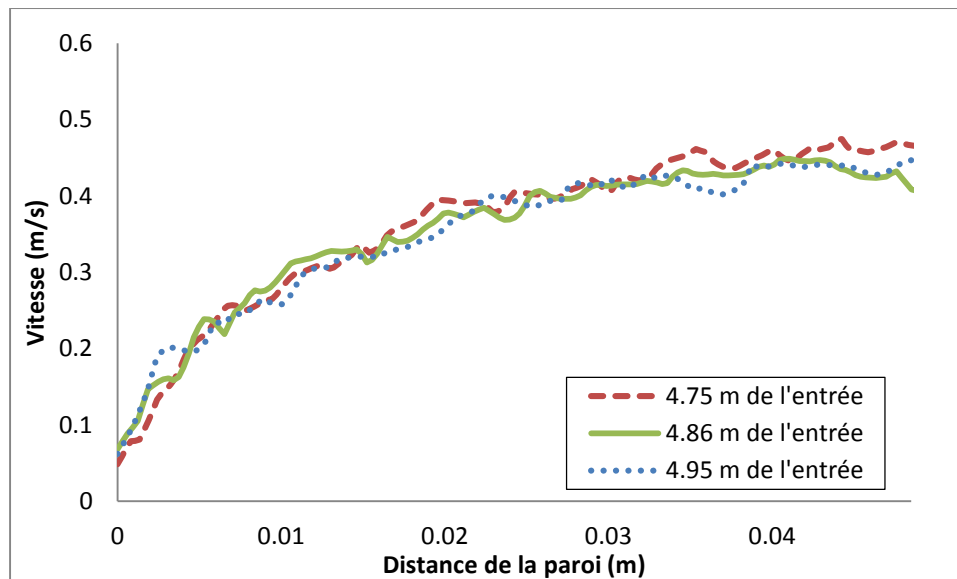


Figure 3-11 Profil de vitesse à différentes distance de l'entrée

7.2. Résultats de mesures du profil de vitesse par l'analyse PIV

Pour chaque béton, une séquence d'images d'une durée de 20 secondes a été enregistrée pendant l'essai de pompage. Pour l'analyse PIV, nous avons pris 50 paires d'image, avec un intervalle de temps entre chaque image de 1/100 de seconde. Ces 50 paires d'image permettent d'obtenir 50 analyses de corrélation d'image, donc finalement 50 résultats de profil de vitesse ont été obtenus. A cause de la non-homogénéité du béton, particulièrement due à la présence des granulats sur la surface libre, les profils de vitesse obtenus ne sont pas des courbes lisses mais présentent des

fluctuations dues aux bruits. En faisant la moyenne de ces profils de vitesse, nous avons un seul profil de vitesse final pour lequel les bruits sont nettement moins prononcés. Cette dernière étape est représentée sur la Figure 3-12 pour l'exemple du béton traditionnel TC2.

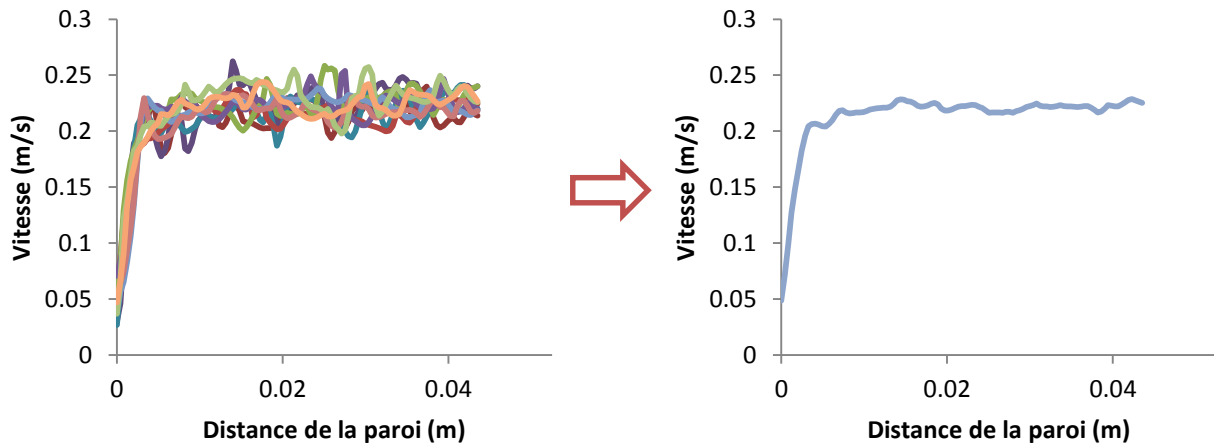


Figure 3-12 Résultats d'analyses PIV pour le béton TC2 (à gauche: profil de vitesse de différentes paires d'image, à droite: profil de vitesse moyen)

Cette étape nous permet de constater que contrairement à la présence d'une forte fluctuation du profil de vitesse du bloc de béton due à la présence des gros granulats, le profil de vitesse de la couche limite est une courbe très lisse sans aucun bruit. Ceci permet, d'une part, de constater que la couche limite contient que les particules fines du béton et, d'autre part, que les analyses PIV sont précises avec une grande résolution. Une image de la surface libre prise pendant l'essai du béton TC2 est présentée sur la Figure 3-13 (à gauche). Une épaisseur assez uniforme de cette couche tout le long de la paroi a été déterminée grâce à une fonctionnalité particulière du logiciel d'analyse PIV. Cette fonctionnalité permet de représenter les valeurs du vecteur de vitesse par code de couleur. Ici, trois codes de couleur ont été utilisés:

- la zone où les vecteurs de vitesse sont inférieurs à 0,048 m/s est présentée en bleu (la valeur de 0,048 m/s est la moyenne des vecteurs de vitesse les plus faibles de chaque courbe). Ainsi, la zone bleue représente la paroi de la conduite.
- la zone où les vecteurs de vitesse sont supérieurs à 0,2 m/s est colorée en rouge (la valeur de 0,2 m/s est la moyenne des vecteurs de vitesse de l'écoulement en bloc de chaque courbe). Cette zone rouge représente donc le bloc de béton.
- en conséquence, la zone des vecteurs de vitesse compris entre 0,048 m/s et 0,2 m/s qui représente la couche limite est en jaune.

L'analyse par couleur le long de la paroi va nous permettre de vérifier si l'épaisseur de la couche limite est constante. La Figure 3-13 (à droite) est donnée par l'analyse et montre que l'épaisseur

de la couche limite varie de 0 à 3 mm. Mais en général, elle est assez uniforme, d'environ 2 mm de la paroi. Le fait que l'épaisseur de la couche limite varie peut être expliqué par l'interaction des granulats. En effet, le mouvement d'un granulat situé près de la paroi n'est pas une ligne droite parfaitement parallèle à la paroi mais une trajectoire sinusoïdale. Quand un granulat est en contact avec la paroi, il se trouve dans la zone de cisaillement maximum. Pour retrouver son équilibre, il a tendance de se diriger vers le centre de la conduite où le cisaillement est moins important. Mais avant de quitter la zone de cisaillement élevée, il se déplace aléatoirement dans cette zone. Ce phénomène est causé par une combinaison de la « migration de particule induite par cisaillement » et du « mouvement brownien ».

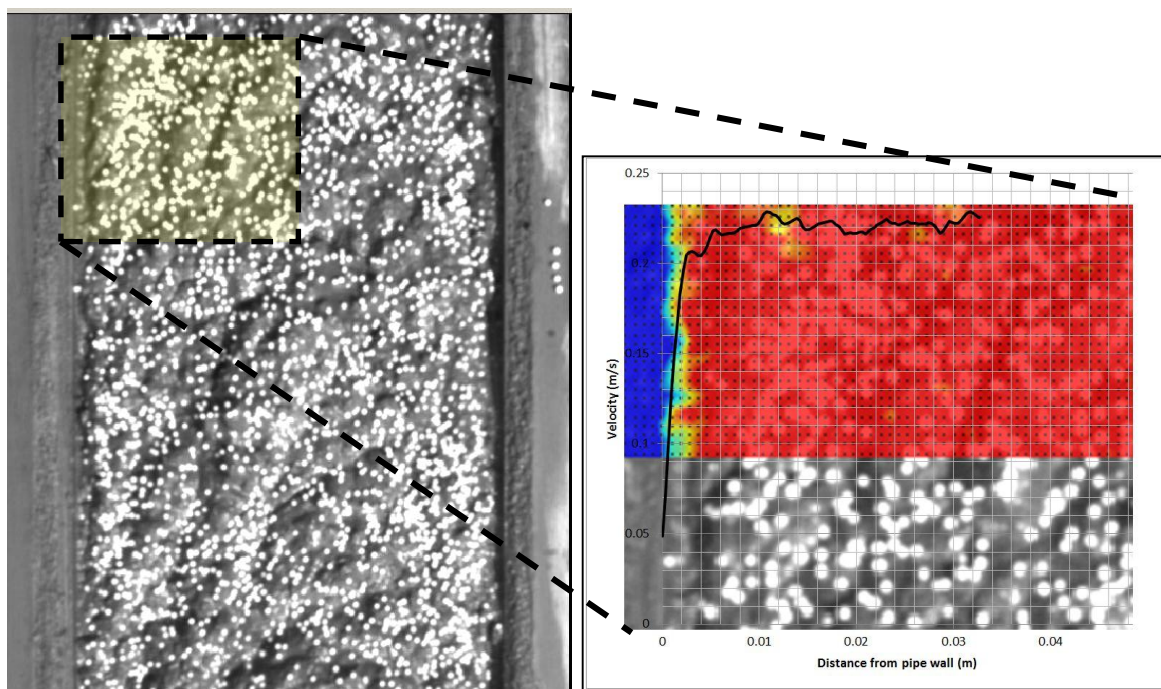


Figure 3-13 Observation de la couche limite. A gauche: présence de la couche limite clairement observée à la paroi gauche de la conduite. A droite: Profil de vitesse et présence de la couche limite observée par code de couleur (zone jaune).

- Migration de particule induite par cisaillement (Semwogerere et Weeks 2008):

Quand une suspension s'écoule dans un tube, on observe que la densité des particules solides dans le centre du tube est supérieure que celle au voisinage de la paroi.

En effet, ceci est dû aux deux simples caractéristiques de l'écoulement:

Premièrement, quand les particules s'écoulent dans le tube, le profil de vitesse a l'allure d'une parabole. La vitesse à la paroi est nulle (à cause du frottement) et le fluide se déplace plus rapidement dans le centre du tube. Ce phénomène est dit profil de vitesse Poiseuille, annoncé après l'étude de l'écoulement du sang de M. Jean Poiseuille.

Deuxièmement, quand deux particules voisines se déplacent à différente vitesse, elles se bousculent les unes les autres. Il faut noter que ce n'est pas la collision entre elles mais un effet dynamique du fluide. Par exemple, considérons une particule située au centre du tube où la vitesse est plus élevée et une particule moins rapide située près de la paroi. Quand deux particules se croisent, un écoulement supplémentaire est créé la plus rapide. Cet écoulement affecte le mouvement de la particule moins rapide bien que qu'ils ne sont pas en contact.

Plus il y a d'échange entre les particules, plus souvent elles se bousculent. En conséquence, c'est au voisinage de la paroi que ce phénomène se produit le plus souvent car c'est l'endroit où le changement de vitesse est le plus important (gradient de vitesse maximal). Au centre du tube, l'écoulement est plus rapide mais la vitesse de deux particules est pratiquement la même. En conséquence, elles se déplacent parfois vers la zone de vitesse plus faible (direction vers la paroi), parfois vers la zone de vitesse plus élevée (direction vers le centre). Si elles restent près de la paroi, elles continuent à se bousculer. Si elles se déplacent vers le centre, elles se bousculent moins et donc ont tendance à rester là.

Cependant, il y a toujours un certain nombre de particules qui se baladent dans la couche limite. En effet, quand la compacité maximale est atteinte au centre de la conduite, il y a l'interaction entre les particules. Ces forces d'interaction créent les mouvements aléatoires dont certains sont vers la paroi.

En conséquence, quand ce phénomène se combine avec la migration de particule induite par cisaillement, dans la zone de transition entre la couche limite et le bloc de béton, il y a des mouvements aléatoires de granulats. Ceci entraîne une épaisseur variable de la couche limite comme le montre la Figure 3-13 (à droite).

Les résultats de mesure des profils de vitesse des 5 bétons ont été regroupés dans la Figure 3-14.

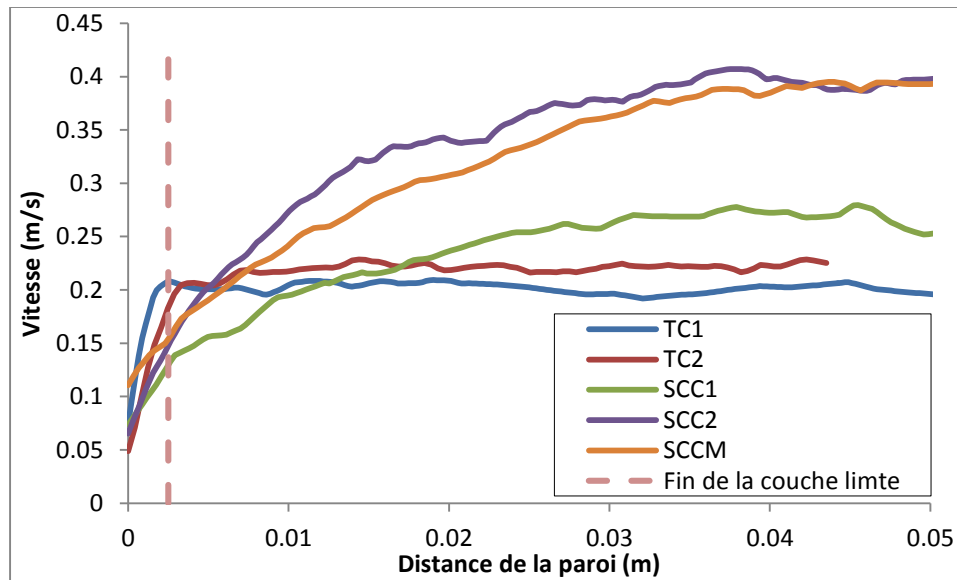


Figure 3-14 Profil de vitesse de l'analyse PIV

Ici, nous pouvons remarquer qu'à la graduation 0 de l'axe des abscisses, où se trouve la paroi, la vitesse n'est pas nulle. Bien évidemment ceci n'est pas correct car la paroi est immobile. Il s'agit bien d'une erreur de mesure. En effet, cette erreur vient de l'analyse PIV. L'analyse PIV consiste à diviser la zone à analyser en plusieurs fenêtres adjacentes. La taille optimale des fenêtres est déterminée en fonction de la résolution des images capturées et de la cadence de prise. Pour information, plus la taille des fenêtres est petite, plus de points de mesure sont acquis. Ici, la taille optimale d'une fenêtre d'analyse est de 1 mm.

En effet, le point de mesure se trouve toujours au centre de la fenêtre. C'est-à-dire sur tout le long de la bordure de la zone à analyser, il y a toujours une zone d'épaisseur d'une moitié de la taille des fenêtres où l'analyse PIV n'est pas capable de fournir une information. Ici, la taille optimale d'une fenêtre d'analyse est de 1 mm. En conséquence, nous n'avons aucune information dans la zone située à 0,5 mm de la paroi. Toutefois, comme le logiciel est forcé de donner une valeur à la paroi, il donne une valeur extrapolée qui est en effet une valeur artificielle. Il s'agit d'un problème commun de l'analyse PIV (Singh et al. 2006, Medhi et al. 2011).

Pour les cinq bétons, nous observons que l'épaisseur de la couche limite ne varie presque pas ou la variation est très faible. Alors que le diamètre maximal des gros granulats varie beaucoup d'un béton à un autre. Ainsi, nous pouvons conclure que l'épaisseur de la couche limite ne dépend pas du paramètre D_{max} . Sur la Figure 3-15, les profils de vitesse ont été normalisés pour mieux comparer l'allure des courbes.

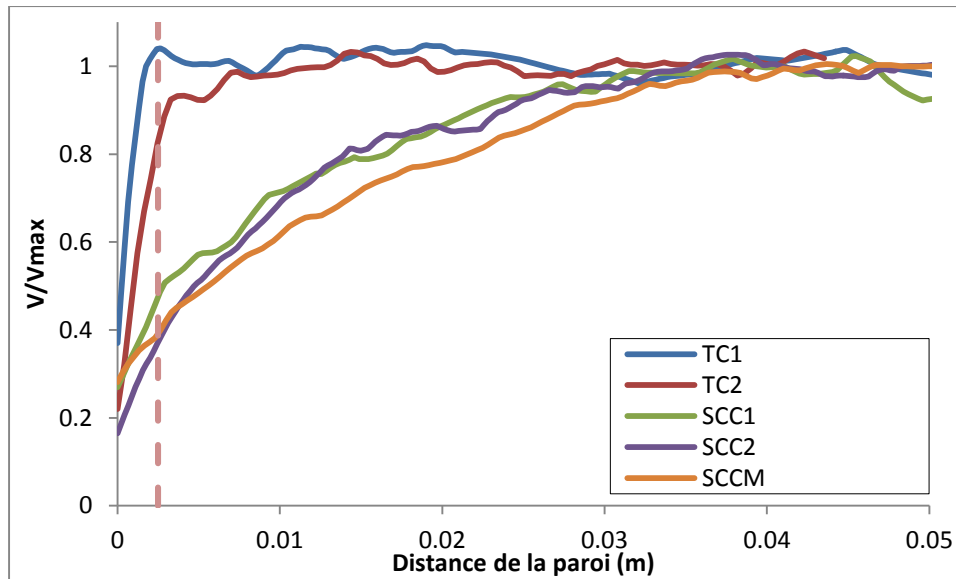


Figure 3-15 Profils de vitesse mesurés normalisés

Comme le seuil de cisaillement des bétons traditionnels est beaucoup plus élevé que celui des bétons auto plaçants, leur changement de gradient de cisaillement est plus prononcé. En conséquence, l'effet de la « migration de particule induite par cisaillement » doit être plus important pour les bétons traditionnels. C'est la raison pour laquelle, l'évolution de la rhéologie locale en fonction de la distance de la paroi pour les bétons traditionnels est brusque à l'interface béton / couche limite. Cela entraîne une coexistence des deux zones de matériaux bien distinctes.

Contrairement aux bétons traditionnels, les bétons auto plaçants ont une évolution de la rhéologie locale plus progressive grâce à leur seuil de cisaillement plus faible. Il est donc plus facile d'observer un changement de gradient de vitesse pour les bétons traditionnels que pour les bétons auto plaçant comme le montre la Figure 3-15. Bien évidemment, cela ne veut pas dire qu'il n'y a pas de couche limite pour les bétons auto plaçant. En effet, l'erreur de la méthode PIV dans la distance de 0,5 mm de la paroi a atténué un peu le gradient de vitesse dans la couche limite. Cependant, la couche limite d'une épaisseur de 1,5 à 2 mm est observée pendant les essais comme la montre la Figure 3-16.

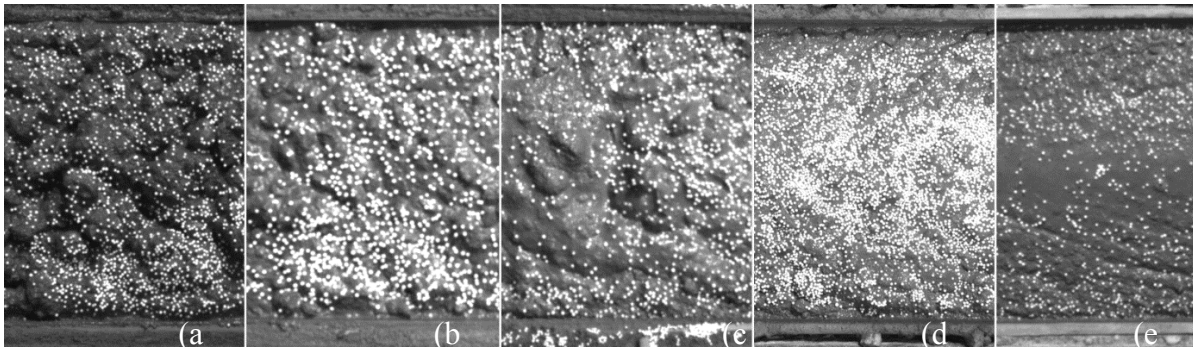


Figure 3-16 Visualisation de la couche limite pour: (a) TC1, (b) TC2, (c) SCC1, (d) SCC2, et (e) SCCM

8. Discussions

Dans cette série d'essais, la caméra utilisée a un défaut au niveau de l'objectif. Il s'agit plus précisément du système de variation de la distance focale. En effet, quand la caméra est orientée verticalement avec l'objectif dirigé vers le bas, le poids de la partie avant de l'objectif entraîne un dévissage d'elle-même par rapport au reste de l'objectif. En conséquence, la mise au point qui avait été faite correctement a été défectueuse. Finalement les images obtenues ne sont pas parfaitement nettes, ce qui rend la résolution de l'analyse PIV pas assez haute comme elle devrait l'être. C'est la raison pour laquelle, nous n'avons pas observé un changement de gradient de vitesse plus clair pour les bétons auto plaçants (Figure 3-14).

Cependant, une couche de 2 mm d'épaisseur ne contenant pas de gros granulats est observée pour tous les essais. Cette couche a contribué, avec une vitesse de glissement supplémentaire, à l'écoulement. Cette vitesse est observée dans les profils de vitesse mesurés par la technique PIV. En fin, nous montrons suite à ce travail que l'épaisseur de la couche limite ne dépend pas du diamètre maximal (D_{max}) des granulats.

Références

- Adil, R. (2008). "Transfert de chaleur et de masse." from <http://www.meca.unicaen.fr/~ridha/pdf/M1-Trnsfrt-Ch4.pdf>.
- Banfill, P. F. G. (2006). Rheology of Fresh cement and concrete.
- Chapdelaine, F. and D. Beaupré (2002). Eléments de réponse face aux problèmes de pompabilité du béton. Material Specialty Conference of the Canadian Society for Civil Engineering. Montréal, Québec, Canada.
- Choi, M., N. Roussel, Y. Kim and J. Kim (2013). "Lubrication layer properties during concrete pumping." Cement and Concrete Research 45: 69-78.
- de Klerk, A. (2003). "Voidage variation in packed beds at small column to particle diameter ratio." Aiche Journal 49(8): 2022-2029.
- Feys, D. (2009). Interactions between Rheological Properties and Pumping of Self-Compacting Concrete. Doctoral thesis, Ghent University.
- Frank, M., D. Anderson, E. R. Weeks and J. F. Morris (2003). "Particle migration in pressure-driven flow of a Brownian suspension." Journal of Fluid Mechanics 493: 363-378.
- Herschel, W. M. and R. Bulkley (1926). "Measurement of consistency as applied to rubber-benzene solutions." Proceedings - American Society for Testing Materials.
- Ibragimov, M. H. (2011, 16 March 2011). "Channel Flow." Retrieved 2 February 2011, from <http://www.thermopedia.com/content/622/?tid=104&sn=1420>.
- Jana, S. C., B. Kapoor and A. Acrivos (1995). "Apparent Wall Slip Velocity Coefficients in Concentrated Suspensions of Noncolloidal Particles." Journal of Rheology 39(6): 1123-1132.
- Jolin, M., D. Burns, B. Bissonnette, F. Gagnon and L. S. Bolduc (2009). Understanding the pumpability of concrete. Shotcrete for Underground Support XI.
- Kalyon, D. M. (2005). "Apparent slip and viscoplasticity of concentrated suspensions." Journal of Rheology 49(3): 621-640.
- Kalyon, D. M., P. Yaras, B. Aral and U. Yilmazer (1993). "Rheological Behavior of a Concentrated Suspension - a Solid Rocket Fuel Simulant." Journal of Rheology 37(1): 35-53.
- Kaplan, D. (2000). Pompage des bétons. Doctor, Ecole Central des Ponts et Chaussées.
- Khirevich, S., A. Holtzel and U. Tallarek (2011). "Transient and asymptotic dispersion in confined sphere packings with cylindrical and non-cylindrical conduit geometries." Philosophical Transactions of the Royal Society a-Mathematical Physical and Engineering Sciences 369(1445): 2485-2493.

Medhi, B. J., A. A. Kumar and A. Singh (2011). "Apparent wall slip velocity measurements in free surface flow of concentrated suspensions." *International Journal of Multiphase Flow* 37(6): 609-619.

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*, University of Cergy Pontoise.

Semwogerere, D. and E. R. Weeks (2008). "Shear-induced particle migration in binary colloidal suspensions." *Physics of Fluids* 20(4).

Singh, A., A. Nir and R. Semiat (2006). "Free-surface flow of concentrated suspensions." *International Journal of Multiphase Flow* 32(7): 775-790.

Soltani, F. and U. Yilmazer (1998). "Slip velocity and slip layer thickness in flow of concentrated suspensions." *Journal of Applied Polymer Science* 70(3): 515-522.

Vand, V. (1948). "Viscosity of Solutions and Suspensions. I. Theory." *The Journal of Physical Chemistry* 52(2): 277-299.

Yilmazer, U. and D. M. Kalyon (1989). "Slip Effects in Capillary and Parallel Disk Torsional Flows of Highly Filled Suspensions." *Journal of Rheology* 33(8): 1197-1212.

Chapitre 4 :
**Influence des paramètres
de composition sur les
caractéristiques de la
couche limite – épaisseur
maximale de la pâte**

Nous nous intéressons dans ce chapitre à l'étude de l'épaisseur de la couche limite. Nous montrons que celle-ci ne dépend pas du diamètre maximal des granulats. Comme nous l'avons évoqué dans le chapitre précédent, pour les suspensions, cette épaisseur est en fonction de la concentration des particules solides. Pour le matériau béton, ceci est une hypothèse à vérifier. C'est aussi l'objectif de l'étude présentée dans ce chapitre. Dans cette section, l'influence de l'épaisseur maximale de la pâte sur l'épaisseur de la couche limite est étudiée.

D'autre part, la rhéologie de la couche limite est toujours mal connue. Du point de vue quantitatif, les questions suivantes sont posées: Quels sont ses paramètres rhéologiques ? Y a-t-il une relation entre ces derniers et les paramètres rhéologiques du béton ? Pourquoi y a-t-il une différence entre la couche limite et le mortier du béton ? Dans l'objectif de répondre à ces questions, nous avons développée des méthodes de mesure expérimentales particulières.

1. Influence de l'épaisseur maximale de la pâte

1.1. Définition de l'épaisseur maximale de la pâte

Le béton est considéré comme un empilement de gravier et de sable de diamètre supérieur à 0,25 mm dont les vides sont remplis de mortier fin (eau + ciment + sable fin). Le volume de ce dernier est plus grand que celui des vides d'un empilement identique sans remplissage. La distance maximale entre les plus gros grains adjacents est appelée l'épaisseur maximale de la pâte (Figure 4-1).

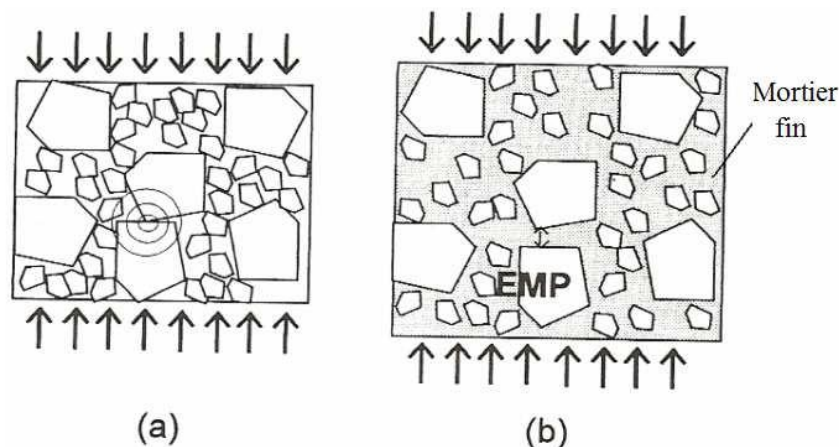


Figure 4-1 (a) Empilement sec de particules soumis à un chargement uni-axial. (b) Béton vu comme un empilement « injecté » de mortier fin (Ngo 2009).

Suite à cette définition, il y a deux facteurs qui peuvent affecter l'épaisseur maximale de la pâte: le volume de pâte et la quantité de gros graviers. Pour modifier l'épaisseur maximale de la pâte, il suffit de modifier la quantité de gros graviers. Cependant, la rhéologie du béton, notamment le

seuil de cisaillement est fortement dépendant de la densité du gros gravier présent dans le béton (cf le modèle de Krieger-Dougherty (Herschel et Bulkley 1926)) . Comme la rhéologie du béton peut affecter les caractéristiques de la couche limite, il faut donc minimiser son influence. Pour limiter la variation des paramètres rhéologiques, les différents bétons ont été formulés avec une maniabilité similaire. Pour réaliser cette condition, la quantité d'eau et de super plastifiant est maintenue constante. Ainsi, si les dosages d'eau et de superplastifiant sont fixe, toute modification de la quantité de gravier entrainera la modification de la quantité de sable pour garder constante la surface spécifique totale des matériaux secs.

1.2. Formulation des bétons

- Calcul de surface spécifique:

La surface spécifique des graviers se calcule à partir de sa courbe granulométrique. Les valeurs de surface spécifique obtenues sont regroupées dans le Tableau 4-1:

Matériau	Surface spécifique (m ² /kg)
Gravier 2/8	0,039902
Gravier 8/16	0,031924
Sable 0/4	0,484357

Tableau 4-1 Surface spécifique des graviers et de sable

- Formulation des bétons:

Suivant sa définition, l'épaisseur maximale dépend principalement du volume de mortier fin et de la quantité de gros graviers présents dans 1 m³ du béton. Lorsqu'on fixe le volume du coulis (autrement dit le rapport E/C, la quantité de l'adjuvant et la quantité de ciment) et qu'on remplace une quantité de gros graviers par une quantité de sable ayant la même surface spécifique, il en résulte une augmentation de l'épaisseur maximale de pâte et donc du volume de mortier fin dans 1m³ du béton.

Pour cela, nous avons fabriqué un BAP de référence. Le volume de 1 m³ du béton de référence est égale à :

$$V_{ref} = \frac{G_{1ref}}{d_G} + \frac{G_{2ref}}{d_G} + \frac{S_{ref}}{d_S} + \frac{C_{ref}}{d_C} + \frac{F_{ref}}{d_F} + \frac{E_{ref}}{d_E} + \frac{A_{ref}}{d_A} = 1 \text{ m}^3$$

Ici, nous voulons conserver la surface spécifique totale. Donc, pour fabriquer un béton avec un facteur b de G_{1ref} et G_{2ref} , nous devons utiliser un facteur a de S_{ref} .

La valeur de a est déterminée par l'expression suivante :

$$a = 1 + (1 - b) \left(\frac{G_{1\text{ref}} \cdot S_{sp\acute{e}G1} + G_{2\text{ref}} \cdot S_{sp\acute{e}G2}}{S_{ref} \cdot S_{sp\acute{e}S}} \right)$$

Le volume du béton correspondant à un facteur b de $G_{1\text{ref}}$ et $G_{2\text{ref}}$ et un facteur a de S_{ref} est :

$$V = V_{ref} - (1 - b) \cdot \frac{G_{1\text{ref}}}{d_G} - (1 - b) \cdot \frac{G_{2\text{ref}}}{d_G} - (1 - a) \cdot \frac{S_{ref}}{d_S}$$

Dans le cadre de cette étude, b varie de 0,4, 0,6, 0,8, 1 et 1,1. Donc, cinq bétons auto plaçants différents ont été fabriqués. La différence entre ces cinq compositions réside dans leur dosage en gravier. Les bétons SCC2_june, SCC3_june et SCC4_june contiennent respectivement 80%, 60% et 40% de gravier par rapport au béton de référence SCC1_june. Le béton SCC5_june contient 110% de graviers par rapport à la composition de référence. La composition des bétons est présentée dans le Tableau 4-2:

Matériau	Masse en kg pour 200 litres					Masse en kg pour V litres				
	SCC1_juin	SCC2_juin	SCC3_juin	SCC4_juin	SCC5_juin	SCC1_juin	SCC2_juin	SCC3_juin	SCC4_juin	SCC5_juin
Gravier 8/16	86,80	72,20	55,13	36,60	92,97	434	347,2	260,4	173,6	477,4
Gravier 2/8	52,60	43,75	33,41	22,18	56,34	263	210,4	157,8	105,2	289,3
Sable 0/4	170,60	179,47	184,85	186,19	165,13	853	863,05	873,11	883,16	847,97
Filler calcaire	48,00	49,91	50,81	50,60	46,74	240	240	240	240	240
Ciment CEM I 52,5	72,00	74,86	76,22	75,90	70,10	360	360	360	360	360
Eau	33,00	34,31	34,93	34,79	32,13	165	165	165	165	165
Superplastifiant	0,57	0,59	0,60	0,60	0,55	2,83	2,83	2,83	2,83	2,83
a	1,00	1,01	1,02	1,04	0,99					
b	1,00	0,80	0,60	0,40	1,10					
Volume de pâte sur 200 litres (litre)	147,40	154,05	157,64	157,77	143,15					
Volume de pâte sur 200 litres (%)	73,70	77,02	78,82	78,89	71,57					
V (litre)	200	200	200	200	200	1000	951	902	584	1024

Tableau 4-2 Composition des bétons de différentes épaisseur maximales de pâte. Circuit de pompage

Un circuit de pompage identique à celui utilisé dans l'étude représentée dans le chapitre précédent a été utilisé. Le débit de pompage a été optimisé de telle façon que le béton remplisse exactement la conduite ouverte sans déborder en surface. Avec une inclinaison de 17 degré de la conduite, la valeur du débit est fixée en maintenant la durée entre chaque propulsion des pistons à 16 secondes. Avec le diamètre des cylindres de 150 mm et la longueur du mouvement des pistons de 700 mm, nous pouvons calculer de débit égal à 46,364 litres par minute, sans prise en compte du taux de remplissage.

1.3. Rhéologie des matériaux testés

- Bétons

Chaque essai de pompage nécessite 300 litres de bétons pour bien remplir la totalité du circuit. Avec un malaxeur de 200 litres, chaque béton a été fabriqué en deux gâchées de 150 litres.

Nous avons constaté que pour un même béton, la maniabilité à la sortie du malaxeur est différente de celle du béton prélevé directement du circuit lors du pompage. Cette différence est caractérisée par les essais d'étalement (Tableau 4-3). On peut observer une augmentation d'étalement quand un béton est pompé (Figure 4-2). Ce phénomène est le résultat d'un malaxage supplémentaire dû à l'énergie apportée par le malaxeur de la pompe. D'autre part, comme c'est un circuit de pompage fermé, le béton est mélangé à plusieurs reprises. En conséquence sa maniabilité augmente.

Béton	SCC1_juin	SCC2_juin	SCC3_juin	SCC4_juin	SCC5_juin
étalement à la sortie de malaxeur (cm)	70	70	71,75	68,25	69,25
étalement lors du pompage (cm)	79,1	79,8	85	75	77

Tableau 4-3 Valeur d'étalement des cinq bétons aux différents moments

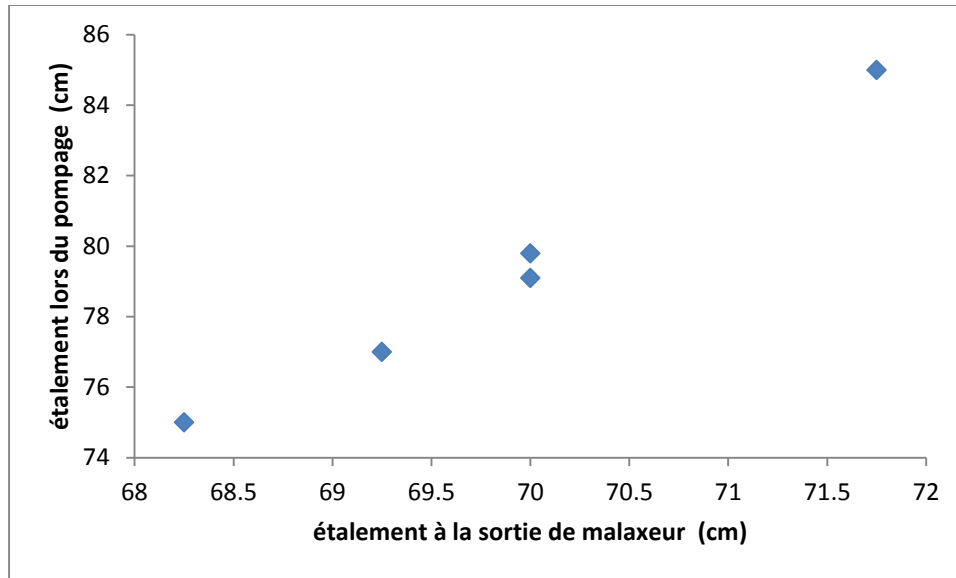


Figure 4-2 Relation entre l'étalement lors du pompage et celui à la sortie de malaxeur des cinq bétons testés

Les mesures rhéologiques sont réalisées sur les bétons prélevés du circuit de pompage. Les résultats de rhéologie des bétons sont fournis dans le Tableau 4-4.

Béton	SCC1_juin	SCC2_juin	SCC3_juin	SCC4_juin	SCC5_juin
τ_0 (Pa)	30,470	30,443	15,000	40,300	28,100
K (Pas)	22,400	23,000	12,000	15,000	16,980
n	1,370	1,404	1,375	1,386	1,455

Tableau 4-4 Rhéologie des cinq bétons

- Mortier

Les mortiers ont été prélevés directement en tamisant les bétons correspondants. Le tamisage a été effectué sur les bétons prélevés du circuit de pompage avec un système composé de trois tamis d'ouverture respectivement de 10 mm, 8 mm et 4 mm (Figure 4-3). La rhéologie de ces mortiers a été mesurée avec le rhéomètre à mortier Anton Paar MCR-52.



Figure 4-3 Tamiser un des cinq bétons avec le système composé de trois tamis d'ouvertures 10 mm, 8 mm et 4 mm

Avec la correction des erreurs apportées par l'écoulement en bloc se produisant dans le rhéomètre, nous obtenons les paramètres rhéologiques au Tableau 4-5.

Mortier	SCCM1_juin	SCCM2_juin	SCCM3_juin	SCCM4_juin	SCCM5_juin
τ_0 (Pa)	2,867	2,251	2,380	2,275	2,792
K (Pas)	5,545	5,620	5,837	7,313	7,877
n	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000

Tableau 4-5 Rhéologie des mortiers

1.4. Résultats de la mesure de vitesse

Avec le même système d'acquisition d'image présenté dans le chapitre précédent, le profil de vitesse des cinq bétons a été mesuré. En analysant les images, nous avons constaté qu'il y a aussi une couche limite d'épaisseur de 2 millimètres qui se développe à l'interface entre le béton et la paroi pour tous les bétons. Cette observation est confirmée par les analyses PIV (Particle Image Velocimétrie). La Figure 4-4 montre clairement que l'évolution de la vitesse en fonction de la distance de la paroi n'est pas représentée par une parabole unique. A 2 mm environ de la paroi, un changement de pente assez brusque a lieu. Sur cette distance de la paroi, la vitesse évolue très rapidement avec un gradient beaucoup plus élevé. A partir de cette position jusqu'au centre, la vitesse augmente avec un gradient nettement moins important. Cette observation se répète pour l'ensemble des cinq bétons même s'ils n'ont pas la même valeur d'épaisseur maximale de pâte. Ce changement de gradient peut seulement être expliqué par une hétérogénéité de matériaux.

C'est-à-dire que le matériau s'écoulant à moins de 2 mm de la paroi n'est pas le béton mais un fluide dont la viscosité est plus faible. Donc cette distance doit représenter l'épaisseur de la couche limite. Ici, nous observons aussi une valeur non nulle à la paroi. Comme ce qui est expliqué dans le chapitre précédent, il s'agit d'une erreur commune de l'analyse PIV (Singh et al. 2006, Medhi et al. 2011).

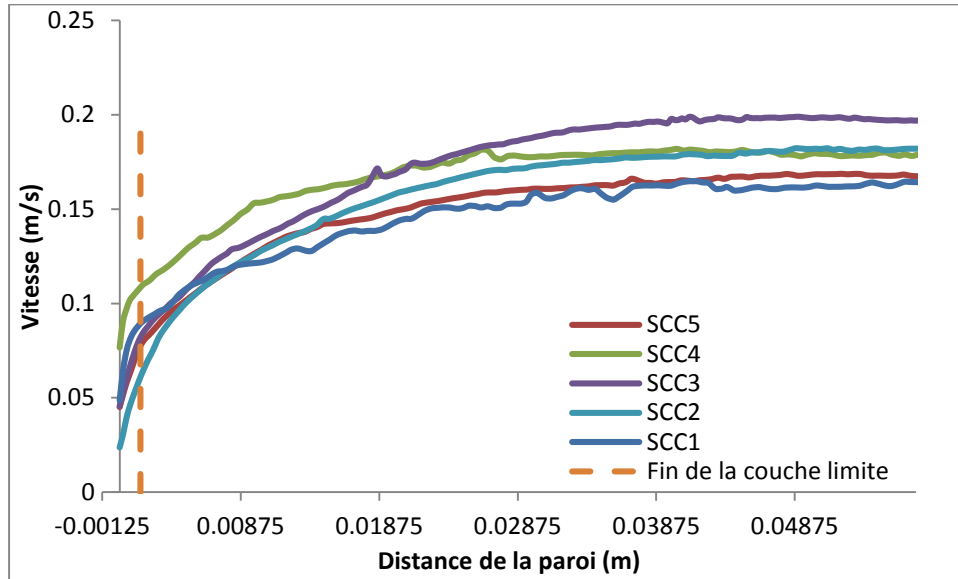


Figure 4-4 Profile de vitesse des bétons dont l'épaisseur maximale de la pâte variée

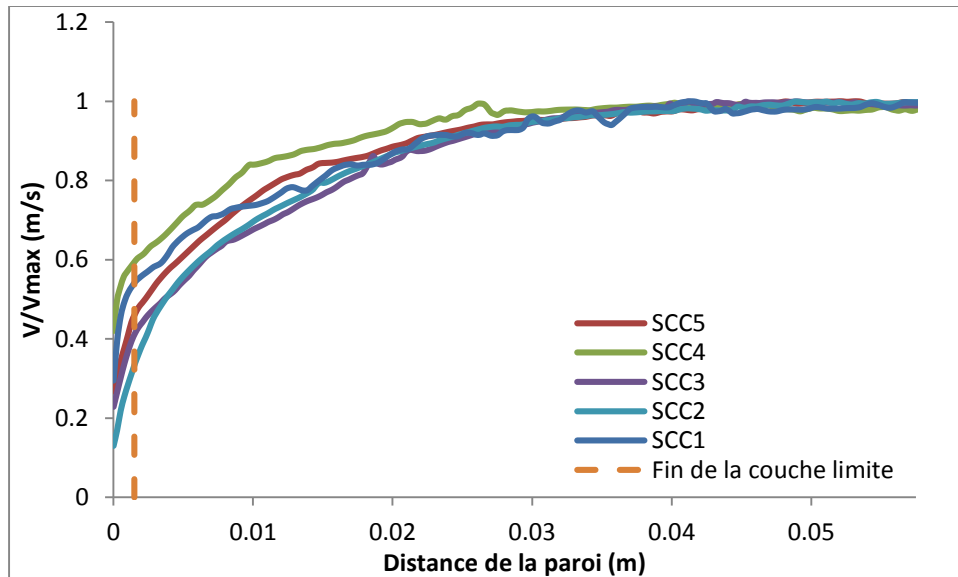


Figure 4-5 Profile de vitesse normalisé (V/V_{max}) des bétons dont l'épaisseur maximale de la pâte variée

1.5. Discussions

Comme les bétons ont des propriétés rhéologiques très proches, pour le même débit, les profils de vitesse sont assez similaires. La différence entre ces profils de vitesse est la conséquence d'une combinaison de plusieurs facteurs.

Le premier facteur est le débit que l'on ne pouvait pas contrôler d'une façon absolument précise. En effet, le débit est contrôlé manuellement avec un système hydraulique qui permet de changer le temps entre chaque mouvement de piston. Comme chaque mouvement de piston génère un bruit, un chronomètre est utilisé pour mesurer le temps entre deux bruits consécutifs. Donc le contrôle du débit volumique a été fait par le biais du contrôle de temps! Cette manipulation ne peut pas assurer une précision absolue. D'autre part les cylindres de la pompe ont un coefficient de remplissage inférieur à 1. Ce coefficient est estimé de l'ordre de 0,8 et a été maintenu constant pour tous les bétons. Alors qu'en principe, ce coefficient ne doit pas être le même pour les bétons de rhéologie différente. En conséquence, le contrôle du débit ne pouvait pas être idéal.

Le deuxième facteur est l'influence de la vitesse de glissement de la couche limite. Comme le comportement rhéologique de la couche limite varie en fonction de la composition du béton, la vitesse de glissement varie également. En conséquence le profil de vitesse ne varie pas uniquement en fonction de la rhéologie du béton.

Comme la rhéométrie de béton n'est pas une science exacte, en conséquence, il y a donc une erreur sur les paramètres rhéologiques mesurés.

En outre, pour cette série d'essai, la différence des profils de vitesse ne sont pas si grande comparé à celle de la série d'essais de variation de D_{max} . Ceci est logique car pour cette série, la rhéologie des bétons est plus similaire.

2. Caractéristiques de la couche limite

La couche limite est une couche de lubrification entre béton et la paroi de tuyaux de pompage, qui conditionne l'avancement du béton dans les tuyaux grâce à un gradient de vitesse très important par rapport à celui du béton. Donc pour estimer correctement le débit en fonction de la pression de pompage, la prédiction de la vitesse de glissement du béton dans les tuyaux de pompage devient crucial.

Comme l'épaisseur de la couche limite est déterminée, il reste maintenant à prédire son comportement rhéologique pour arriver au but défini.

Pour chaque béton, il existe une relation entre la rhéologie du béton, celle du mortier et celle de la pâte de ciment (Erdem et al. 2009) (Ferraris et Gaidis 1992, Wallevik 2003). En partant de ce principe, on pourrait trouver une relation entre la rhéologie du béton et celle de la couche limite. Ainsi, l'objectif ici, est de trouver une façon de récupérer cette couche limite pour étudier sa rhéologie.

2.1. Méthode de prélèvement de la couche limite du circuit de pompage

Pour mesurer la rhéologie de la couche limite, une méthode pour le prélèvement de cette dernière a été développée. Le prélèvement se fait directement sur le circuit de pompage, au contact de la paroi de la conduite, en temps réel. En se basant sur le fait que l'épaisseur de la couche limite est de 2 mm, la conduite a été coupée en deux tronçons. La coupe est faite à 0,5 m de l'aval de la conduite. Ensuite, le tronçon à l'aval est déplacé verticalement dans le plan de coupe de 2 mm. Ce déplacement permet de créer une fente qui va laisser passer uniquement le matériau de la couche limite (Figure 4-6 et Figure 4-7). Ce matériau est ensuite récupéré, des mesures rhéologiques sont effectuées (Figure 4-8).



Figure 4-6 Position de la fente



Figure 4-7 Vue de la fente dans la direction de l'axe (à gauche) et de dessus (à droite)



Figure 4-8 Récupération de la couche limite dans le récipient du rhéomètre de mortier Antonpaar MCR-52

2.2. Rhéologie de la couche limite

Les résultats de la rhéométrie de la couche limite des cinq bétons sont regroupés dans le Tableau 4-6.

Couche limite	CL_SCC1_ju in	CL_SCC2_ju in	CL_SCC3_ju in	CL_SCC4_ju in	CL_SCC5_ju in
τ_0 (Pa)	4,182	4,405	2,680	2,586	2,797
k (Pas)	3,579	5,070	2,467	1,532	3,255
n	1	1	1	1	1

Tableau 4-6 Rhéologie des couches limites

En faisant la comparaison avec la rhéologie des mortiers d'un même béton, nous pouvons constater que la couche limite est toujours moins visqueuse que le mortier. Ce qui confirme que la couche limite n'est pas identique au mortier de béton. Des graphes qui permettent de comparer visuellement la rhéologie des différents matériaux sont représentés dans l'annexe 2. En se basant sur ces résultats, nous pouvons remarquer que le comportement de la couche limite suit toujours le modèle Bingham même si son béton correspondant suit un comportement Herschel-Bulkley.

Afin d'établir une relation entre la viscosité de la couche limite et celle du béton, les résultats sont regroupés dans le graphe suivant (Figure 4-9):

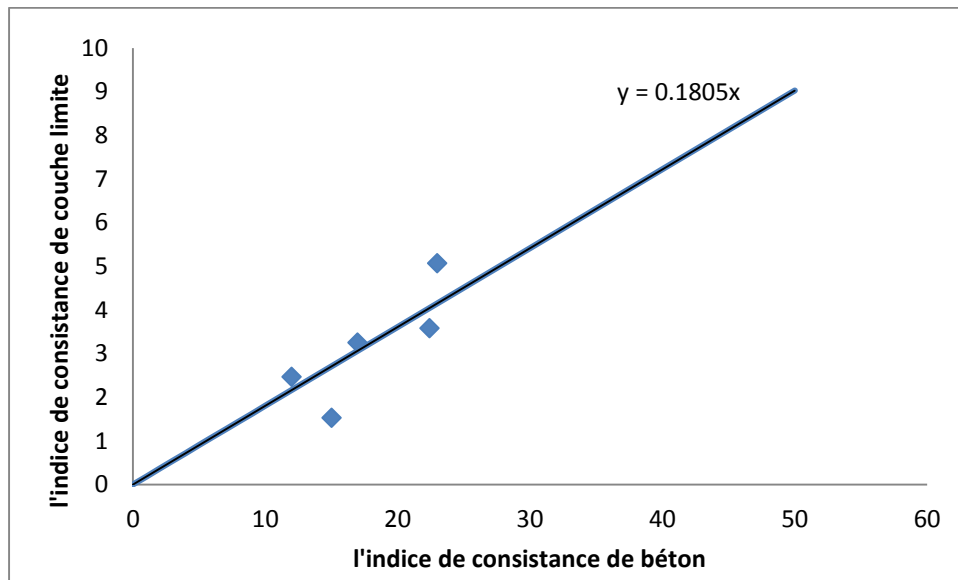


Figure 4-9 Relation entre la viscosité de la couche limite et celle du béton

Ici, une loi linéaire a été utilisée pour modéliser la tendance. La régression conduit à la relation suivante:

$$k_{\text{couche limite}} = 0,1805 k_{\text{béton}}$$

La relation du seuil de cisaillement est représentée sur la Figure 4-10.

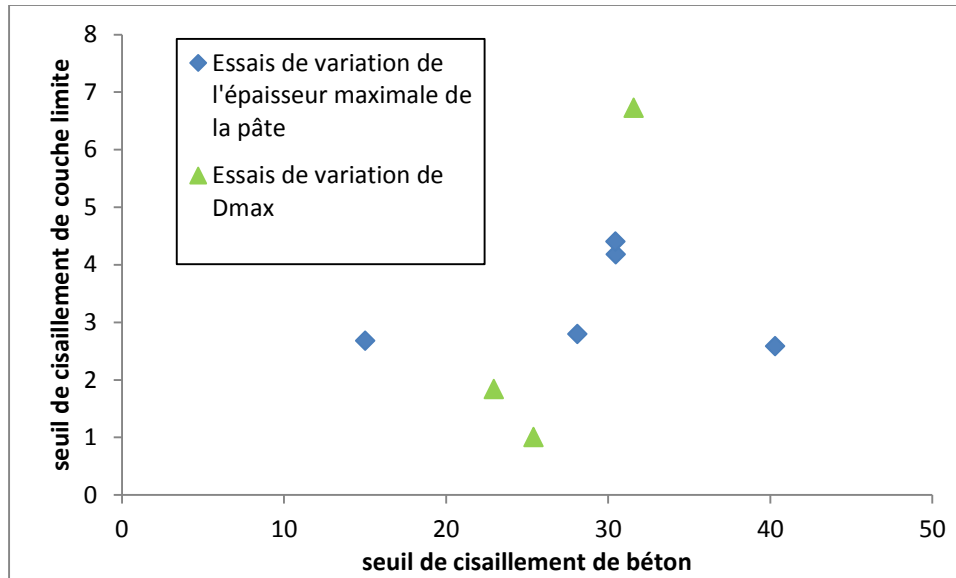


Figure 4-10 Relation entre le seuil de cisaillement de la couche limite et celui du béton

Ici, la tendance linéaire n'est pas très prononcée pour la relation entre le seuil de cisaillement de la couche limite et celui du béton. Toutefois, comme la couche limite se développe au contact de la paroi où le taux de cisaillement est extrêmement élevé, il est sûr que la contrainte de cisaillement dans cette zone dépasse le seuil de cisaillement de la couche limite. Ainsi sa prédiction n'est pas très importante. En effet, pour la pratique du pompage, les valeurs de taux de cisaillement sont très élevées à la paroi (de l'ordre de 50 s^{-1}). Avec une valeur de seuil de cisaillement faible (de l'ordre de quelques pascals) il est certain que l'entier de la couche limite est cisailé. En conséquence, le seuil de cisaillement de la couche limite ne produit aucun effet sur l'écoulement.

Par contre, l'indice de consistance de la couche limite joue un rôle essentiel sur la vitesse de glissement.

2.3. Observations microscopiques MEB

Un certain nombre d'études a considéré la couche limite comme étant le mortier du béton (Choi et al. 2013). Alors que les mesures de rhéologie dans la session précédente ont bien confirmés qu'ils sont différents. Logiquement, cette différence devrait être la conséquence de leur composition différente.

Pour les bétons traditionnels, à cause de la migration des gros graviers de la zone de cisaillement élevée vers la zone de cisaillement moins élevée, la couche limite n'est composée que de matériaux fins et d'eau (Ngo 2009). C'est la différence principale entre la couche limite et le mortier. Dans le cas des bétons auto plaçants, il n'y a aucune étude sur la composition de la couche limite, mais un phénomène similaire devrait avoir lieu. Dans l'objectif d'éclaircir la

différence de rhéologie entre ces deux matériaux, une observation microscopique à balayage électronique a été effectuée.

A partir des prélèvements faits sur la couche limite et en utilisant le mortier du béton, nous avons fabriqués plusieurs échantillons pour les analyser au MEB (microscopique à balayage électronique).



Figure 4-11 Echantillons de couche limite et de mortier à observer au MEB

Premièrement, grâce à une observation à l'œil nu, nous pouvons observer qu'il y a une différence entre la taille maximale des granulats dans les deux matériaux (Figure 4-12).



Figure 4-12 Comparaison visuelle entre une échantillon de mortier (à gauche) et une échantillon de couche limite (à droite)

Les images obtenues avec la MEB ont 256 niveaux de gris. Grâce à l'application du contraste chimique lors de l'observation des échantillons, des matériaux de compositions chimiques

différentes ont été identifiées par ces différents niveaux de gris. Ce qui permet d'identifier les grains de sable. On peut également mesurer le pourcentage surfacique occupé par ces grains de sable et déterminer leur nombre et leur taille. Ces travaux de traitement et d'analyse d'images ont été réalisés avec le logiciel « Visilog ».

Les résultats de l'analyse sont présentés ci-dessous (Figure 4-13 et Figure 4-14):

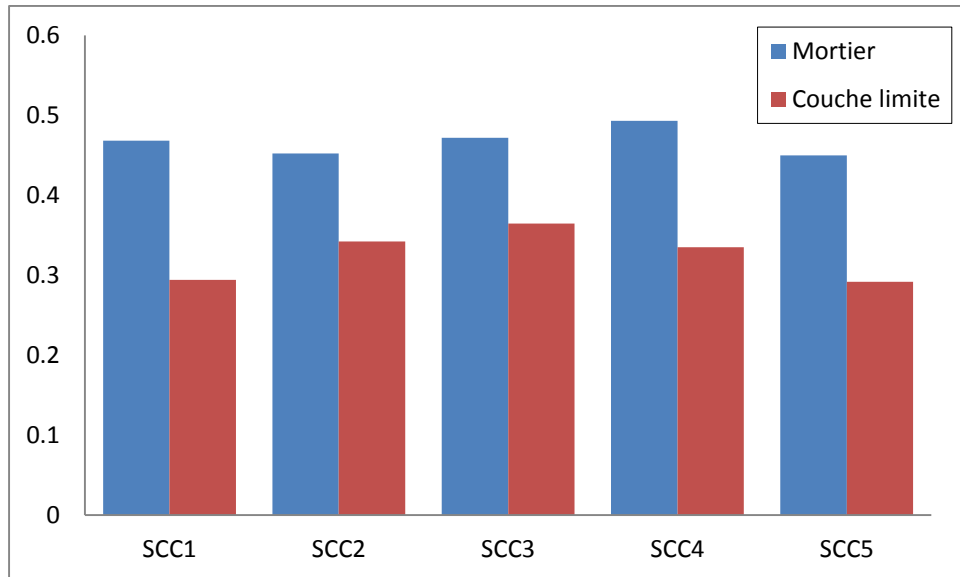


Figure 4-13 Proportion surfacique occupée par les grains de sable (%)

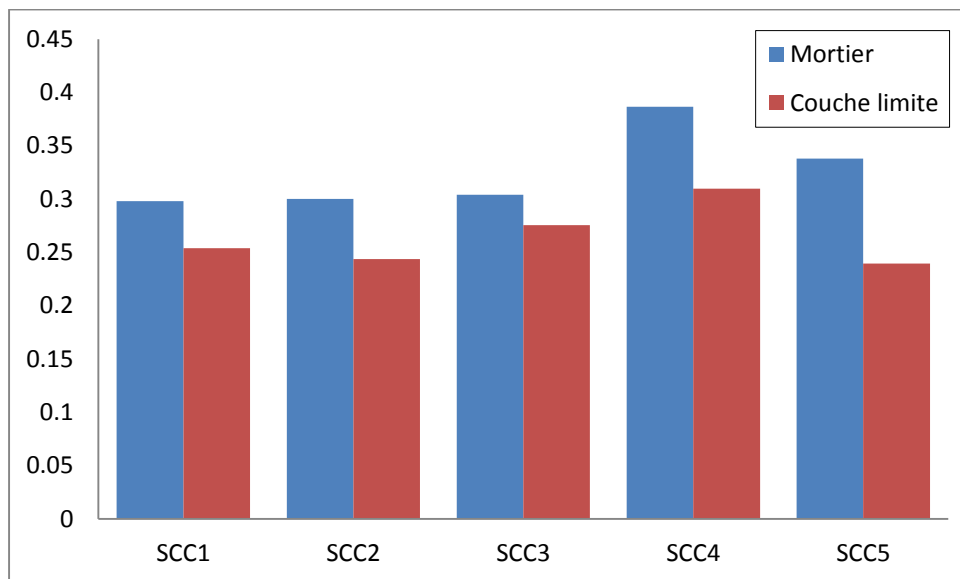


Figure 4-14 Diamètre moyen des grains de sable (mm)

2.4. Discussions

En effet, à la fin chaque essai de pompage, nous avons bien inspecté l'état de la fente. Nous avons vérifié qu'il n'y a aucun grain de granulat bloqué dans la fente. C'est-à-dire que ce n'est pas l'ouverture de 2 mm de la fente qui empêche les grains de granulat supérieurs à 2 mm de passer. La texture fine du matériau prélevée s'explique simplement par le fait qu'il n'y a pas de grain de granulats supérieur de 2 mm se trouvant dans la couche limite. En plus, l'observation microscopique a permis de montrer que la taille maximale des graviers présentés dans la couche limite est de 1,3 mm ce qui est largement au-dessous de la taille de la fente. Nous pouvons donc en conclure que cette méthode de prélèvement permet de bien extraire la vraie couche limite.

En outre, cette méthode d'analyse permet de bien distinguer la couche limite du mortier du béton. A partir de la comparaison de la proportion surfacique occupée par les grains de sable, on peut en déduire que la proportion volumique devrait avoir la même tendance. C'est-à-dire que la couche limite présente systématiquement un volume de pâte plus important ce qui signifie que la quantité de matériaux fins (liants) est plus importante. Ceci distingue aussi la couche limite de la pâte de ciment qui a été considérée comme la couche limite (Browne et Bamforth 1977, Yammine et al. 2008). En complément, le diamètre moyen des grains de sable de la couche limite est plus petit et confirme le phénomène de migration des gros grains vers le centre de l'écoulement. Le diamètre moyen des grains de sable dans la couche limite se situe entre celui de la pâte de ciment et celui du mortier. Sachant que pour la pâte (contenant de l'eau, du liant et du sable fin), le diamètre moyen des grains de sable est inférieur à 0,1 mm (Ferraris et Gaidis 1992).

Ces résultats sont cohérents avec ceux obtenus par NGO T.T. (Ngo 2009) lors de son analyse de la composition de la couche limite pour les bétons traditionnels. Ses études montrent que le mortier du béton contient plus de gros granulat (Figure 4-15) et moins de sable fin que la couche limite.

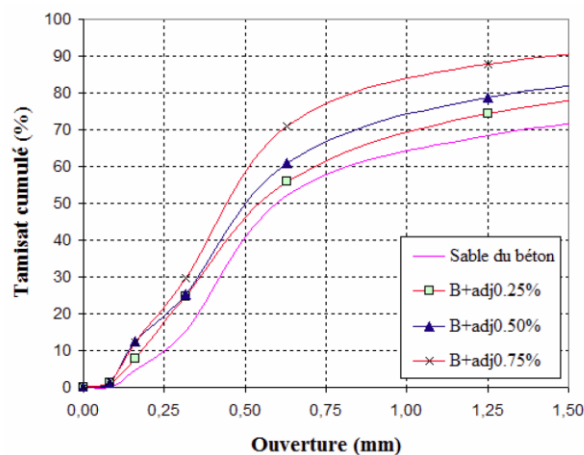


Figure 4-15 Comparaison entre les courbes granulométriques du sable de la couche limite et celle du sable de béton (Ngo 2009)

Pourtant, selon NGO T.T., la quantité de ciment et d'eau est la même pour le mortier et la couche limite. C'est-à-dire que les gros granulats ont migrés vers le centre et les lacunes qui avaient été occupées par eux devraient être remplies par les grains de sable fin. Alors que notre analyse microscopique ne permet pas d'obtenir une telle conclusion. La Figure 4-13 montre que le pourcentage surfacique de sable du mortier est bien supérieur à celui de la couche limite. C'est-à-dire que la proportion surfacique de la pâte (liants + eau) de la couche limite est plus importante. Cela peut être expliqué aussi par le phénomène de migration des gros grains de sable se rapprochant de l'explication de NGO T.T.. La seule contradiction ici est que selon notre étude, au lieu du sable fin, c'est la pâte de liant qui remplirait les lacunes laissées par des grains migrés. D'ailleurs, cette conclusion est cohérente avec la remarque de WALLEWIK O.H (Wallevik 2009) que la couche limite est une suspension diluée constituée essentiellement d'eau, de ciment et de quelques particules fines des granulats (Figure 4-16).

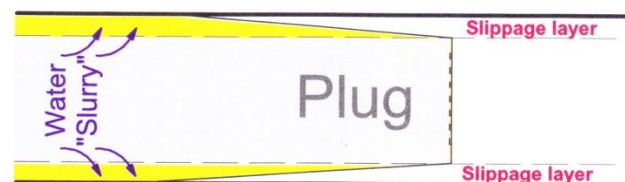


Figure 4-16 Illustration du bloc de béton et de la couche limite dans un tuyau lors du pompage de béton (Wallevik 2009)

3. Conclusions

Après avoir confirmé que le diamètre maximal des granulats n'a pas d'influence sur l'épaisseur de la couche limite dans le chapitre précédent, une autre série expérimentale a été réalisée afin d'étudier l'influence de l'épaisseur maximale de la pâte.

A propos de l'analyse du profil de vitesse, le problème de desserrement de l'objectif de la caméra a été réglé. En conséquence les images obtenues étaient de bonne qualité. Ceci a permis de réaliser une analyse PIV avec minimum d'erreur. La résolution de l'analyse atteint 4,34 point de mesure sur 1 mm. Cette résolution très élevée permis d'observer le changement de pente à l'interface couche limite – béton. D'où l'épaisseur de la couche limite a été déterminée. Les résultats obtenus sur 5 bétons auto plaçants conduisent toujours à la même conclusion: que l'épaisseur de la couche limite reste constante d'environ 2 mm malgré la variation du paramètre de composition.

Basée sur cette conclusion, une méthode de prélèvement de la couche limite a été développée. Cette méthode permet d'extraire la couche limite et en suite d'étudier sa rhéologie avec un rhéomètre à mortier. A travers une étude microscopique, la méthode a été validée pour sa

fiabilité car la rhéologie du matériau prélevé est bien inférieure que la rhéologie du mortier. Ce résultat est cohérent avec la supposition des études précédentes (Feys 2009). Les résultats de mesure de rhéologie ont aussi conduit à une découverte extrêmement importante: la relation entre l'indice de consistance de la couche limite et celui du béton correspondant répond à une loi linéaire caractérisée par l'expression:

$$k_{\text{couche limite}} = 0,1805 k_{\text{béton}}$$

Cependant, cette relation ne pourrait pas être appliquée à tous les types de béton et présente des limites. Cette relation est obtenue avec des essais réalisés sur les bétons auto plaçants de faibles valeurs d'indice de consistance et de seuil de cisaillement. Pour les bétons traditionnels, il se peut qu'une telle relation ne soit pas valable car le nombre d'essais réalisés sur ce matériau n'est pas suffisant. Cependant, cette relation est peut être utile pour les études qualitatives. En outre, si un béton auto plaçant est trop visqueux et n'est pas capable de développer et maintenir la couche limite, cette relation n'est pas applicable non plus.

Au travers d'une analyse microscopique des échantillons de couche limite et de mortier, la différence en terme de rhéologie entre ces deux matériaux a pu être étudiée. En fait, les études précédentes [NGO et al.] ont montré que la couche limite est constituée de l'eau, du ciment et des particules fines provenant du béton. Cette couche dispose donc d'un volume de pâte plus important, un volume de sable plus faible et avec le diamètre des particules du sable plus petit par rapport à ceux des mortiers.

En général, quelques conclusions sur le comportement de la couche limite peuvent être avancées:

- La couche limite composée d'eau, de liant et de sable fin est un matériau assez fluide et moins visqueux que le mortier mais plus visqueux que la pâte de ciment.
- La couche limite adhère à la paroi et le cisaillement de cette couche crée un glissement apparent à la paroi.
- L'épaisseur de la couche limite est constante et d'environ 2 mm. Comme elle est assez fine, la séparation de particules fines du bloc de béton n'affecte pas les propriétés rhéologiques de celui-ci.
- La couche limite est un matériau de Bingham.
- Il y a une relation linéaire entre la viscosité de la couche limite et l'indice de consistance du béton pour les bétons auto plaçants pompables

Références

- Browne, R. D. and P. B. Bamforth (1977). "Tests to Establish Concrete Pumpability - Reply." Journal of the American Concrete Institute 74(11): 564-565.
- Choi, M., N. Roussel, Y. Kim and J. Kim (2013). "Lubrication layer properties during concrete pumping." Cement and Concrete Research 45: 69-78.
- Erdem, T. K., K. H. Khayat and A. Yahia (2009). "Correlating Rheology of Self-Consolidating Concrete to Corresponding Concrete-Equivalent Mortar." Aci Materials Journal 106(2): 154-160.
- Ferraris, C. F. and M. G. Gaidis (1992). "Connection between concrete rheology and rheology of cement paste." Aci Materials Journal: 388-392.
- Feys, D. (2009). Interactions between Rheological Properties and Pumping of Self-Compacting Concrete. Doctoral thesis, Ghent University.
- Herschel, W. M. and R. Bulkley (1926). "Measurement of consistency as applied to rubber-benzene solutions." Proceedings - American Society for Testing Materials.
- Medhi, B. J., A. A. Kumar and A. Singh (2011). "Apparent wall slip velocity measurements in free surface flow of concentrated suspensions." International Journal of Multiphase Flow 37(6): 609-619.
- 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, University of Cergy Pontoise.
- Singh, A., A. Nir and R. Semiat (2006). "Free-surface flow of concentrated suspensions." International Journal of Multiphase Flow 32(7): 775-790.
- Wallevik, J. E. (2003). Rheology of particle suspensions, Fresh concrete, mortar and cement paste with various types of lignosulphonates. PhD, The Norwegian University of Science and Technology.
- Wallevik, O. H. (2009). Pumping of concrete. ICI Rheocenter course compendium: Introduction to rheology of fresh concrete. O. H. Wallevik. Reykyavik, Iceland, Reykyavik University. 1: 26.
- Yamine, J., M. Chaouche, M. Guerin, M. Moranville and N. Roussel (2008). "From ordinary rheology concrete to self compacting concrete: A transition between frictional and hydrodynamic interactions." Cement and Concrete Research 38(7): 890-896.

Chapitre 5 :

Simulation numérique

1. L'objectif de la simulation

Le programme expérimental établi pour étudier l'effet de la variation du diamètre maximal (D_{\max}) du granulat concerne la mesure des caractéristiques rhéologiques des bétons et de leur mortier correspondant. En effet, selon certaines études (Choi et al. 2013), la couche limite pourrait être composée par le mortier du béton correspondant.

Lors du deuxième programme, concernant l'étude de variation de l'épaisseur maximale de la pâte, nous avons prélevé, à l'aide d'une technique particulière (définie précédemment) un matériau qui s'écoule à l'interface béton/ paroi présumé être la couche limite. La comparaison de ces deux matériaux a montré que le matériau prélevé a des caractéristiques rhéologiques plus faibles que celles du mortier. Sous condition que la méthode de prélèvement est fiable, ceci veut dire que la couche limite n'est pas le mortier.

Afin de vérifier cette hypothèse, nous sommes amenés à réaliser des simulations numériques des essais réalisés. Si les caractéristiques rhéologiques du matériau prélevé nous permettent de simuler correctement l'écoulement, cette hypothèse ainsi que la méthode de prélèvement seront validées.

D'autre part, les simulations permettront également de vérifier la précision des mesures de profil de vitesse aussi bien que l'hypothèse sur l'épaisseur constante d'environ 2 mm de la couche limite.

2. Les hypothèses

Bien que les propriétés rhéologiques varient progressivement en fonction de la distance à la paroi, nous avons fait l'hypothèse qu'il n'existe que deux matériaux qui se développent au cours de l'écoulement: le béton et la couche limite. En effet, cette hypothèse est une approche qui permet de simplifier la simulation numérique. En adoptant cette hypothèse, nous acceptons qu'il y ait un changement brusque des caractéristiques rhéologique en fonction de la distance de la paroi. Ce changement a lieu à l'interface béton/couche limite (Figure 5-1).

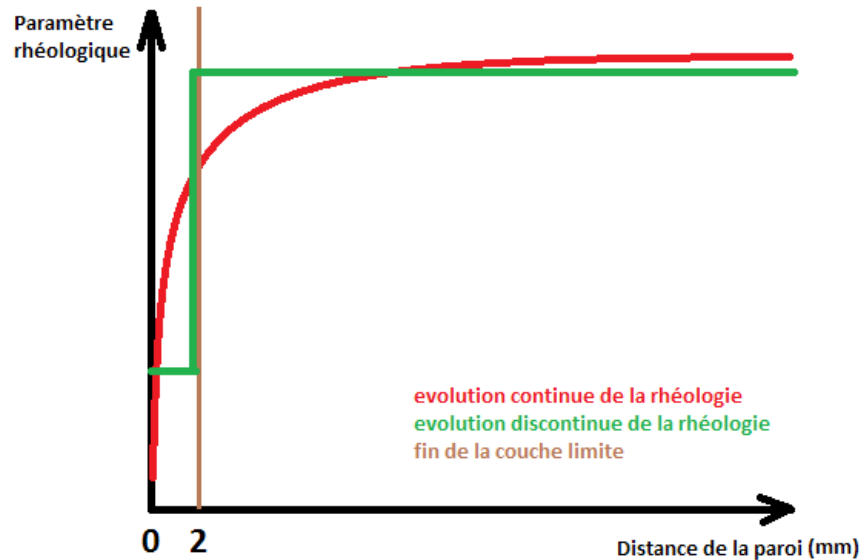


Figure 5-1 Evolution de la rhéologie en fonction de la distance de la paroi

En résumé, concernant la couche limite, il faut vérifier les hypothèses suivantes:

- Pour les bétons auto plaçants:
 - Les paramètres rhéologiques de la couche limite est celle du mortier ou
 - Les paramètres rhéologiques de la couche limite est celle du matériau prélevé au contact de la paroi
- Pour les bétons traditionnels: les paramètres rhéologiques de la couche limite sont calculés à partir des paramètres tribologiques du béton, qui sont mesurables avec le tribomètre.
- Pour l'épaisseur de la couche limite, peu importe de la formulation du béton, celle-ci est toujours un constant d'environ 2 mm.

Nous adoptons également les hypothèses suivantes concernant les propriétés de l'écoulement et du fluide:

- Le régime d'écoulement est laminaire. Le débit de pompage est calculé en connaissant le temps entre chaque mouvement des pistons et le volume de chaque cylindre de la pompe (avec un coefficient de remplissage du piston de 0,7).
- La vitesse à la paroi est nulle. Le glissement du béton par rapport à la paroi n'existe pas. Le terme « la vitesse de glissement » rencontré dans certain étude est la vitesse de cisaillement de la couche limite.
- Le béton et la couche limite sont des fluides homogènes dont le comportement rhéologique correspond au modèle de Herschel-Bulkley.

3. Géométrie du problème et maillage

Seule la partie du canal ouvert de section semi-circulaire (partie encadrée en pointsillés de la Figure 5-2 qui représente une demi-conduite) est simulée.

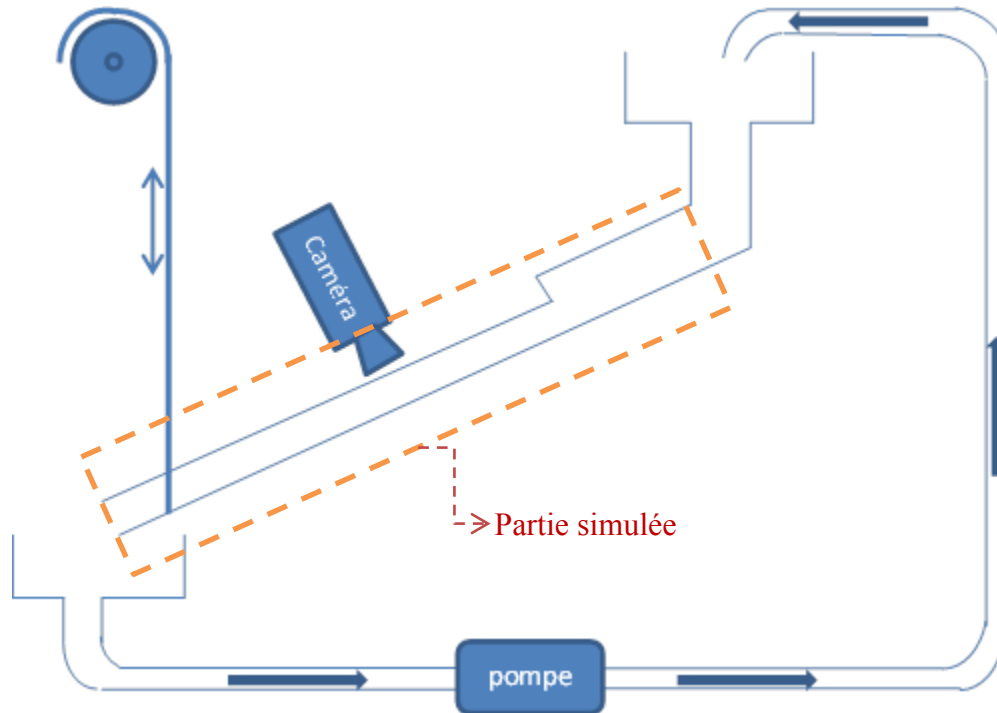


Figure 5-2 Partie simulée du système de pompage

Comme nous avons un régime permanent avec un profil de vitesse complètement développé, donc, les propriétés de l'écoulement ne varient pas dans la direction longitudinale de la conduite. En conséquence, il n'est pas nécessaire de simuler la conduite entière. Nous sommes donc amenés à étudier cet écoulement par le biais d'un tronçon représentatif de 1 cm de longueur.

Véritablement, l'écoulement à simuler est du type écoulement dans un canal ouvert. Cependant, par raison de simplicité des calculs, nous voulons simuler celui-ci par un écoulement dans une conduite fermée horizontale. Pour cela, il faut imposer certaines conditions particulières aux limites. En effet, comme nous avons contrôlé le niveau de la surface libre, le débit et la différence de hauteur entre l'amont et l'aval de la conduite au cours des essais, ces paramètres sont connus. Avec ces paramètres, il est donc acceptable de faire une analogie avec un écoulement dans une conduite fermée horizontale.

Pour cela, il faut que la section de la conduite fermée soit définie par la paroi et la surface libre du canal ouvert. Dans notre cas, il s'agit d'une section semi-circulaire de diamètre 10,5 cm. En complément, la surface libre doit être simulée par une paroi sur laquelle la contrainte de cisaillement est imposée à zéro. Ceci est équivalent à une paroi sur laquelle le frottement est nul

et donc est équivalent à la surface libre. D'autre part, comme nous voulons faire une analogie avec une conduite horizontale, il faut que l'écoulement soit alimenté par un gradient de pression ou un débit imposé. Si on veut imposer le gradient de pression, on doit le calculer en fonction de la différence de hauteur entre l'amont et l'aval mesurée. Si on veut imposer le débit, il nécessite simplement de prendre la valeur mesurée.

Le maillage du problème est représenté dans les Figure 5-3 et Figure 5-4. La taille des éléments de la maille est affinée progressivement en approchant de la paroi.

Paroi avec contrainte de cisaillement nulle imposée

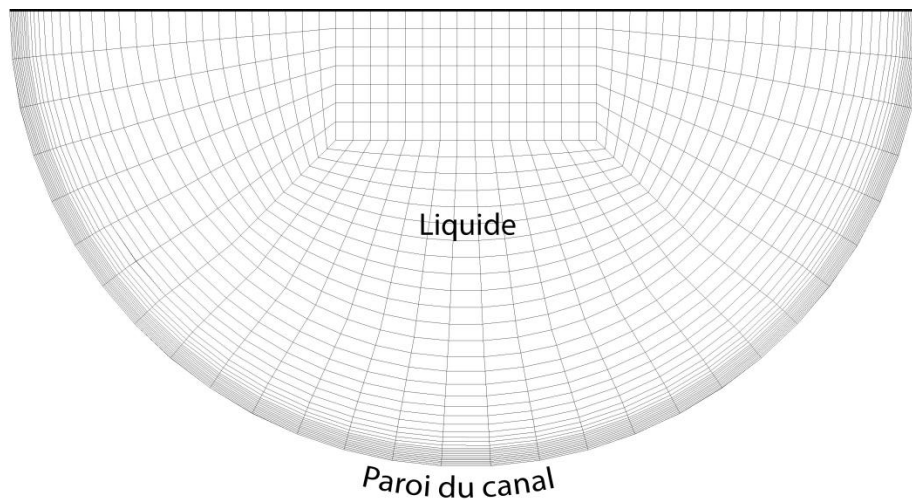


Figure 5-3 Le maillage de la section droite du canal et les conditions aux limites

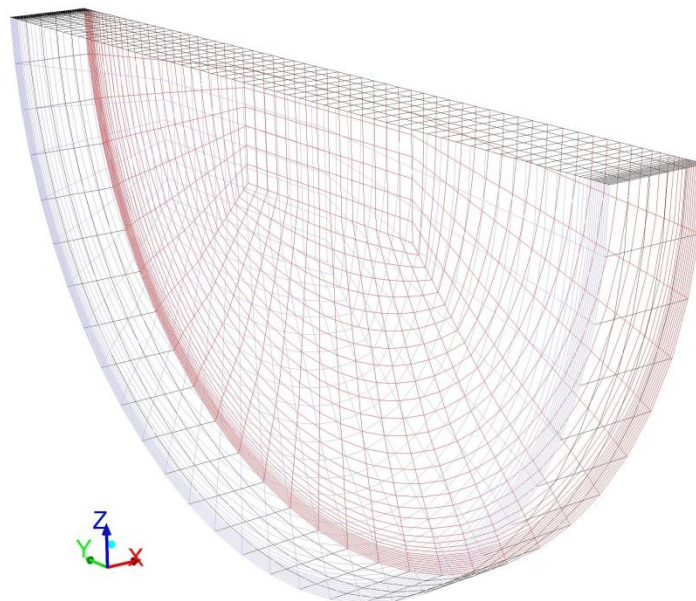


Figure 5-4 Maillage du problème

Les paramètres mesurés qui interviennent dans la simulation sont présentés sur la Figure 5-5:

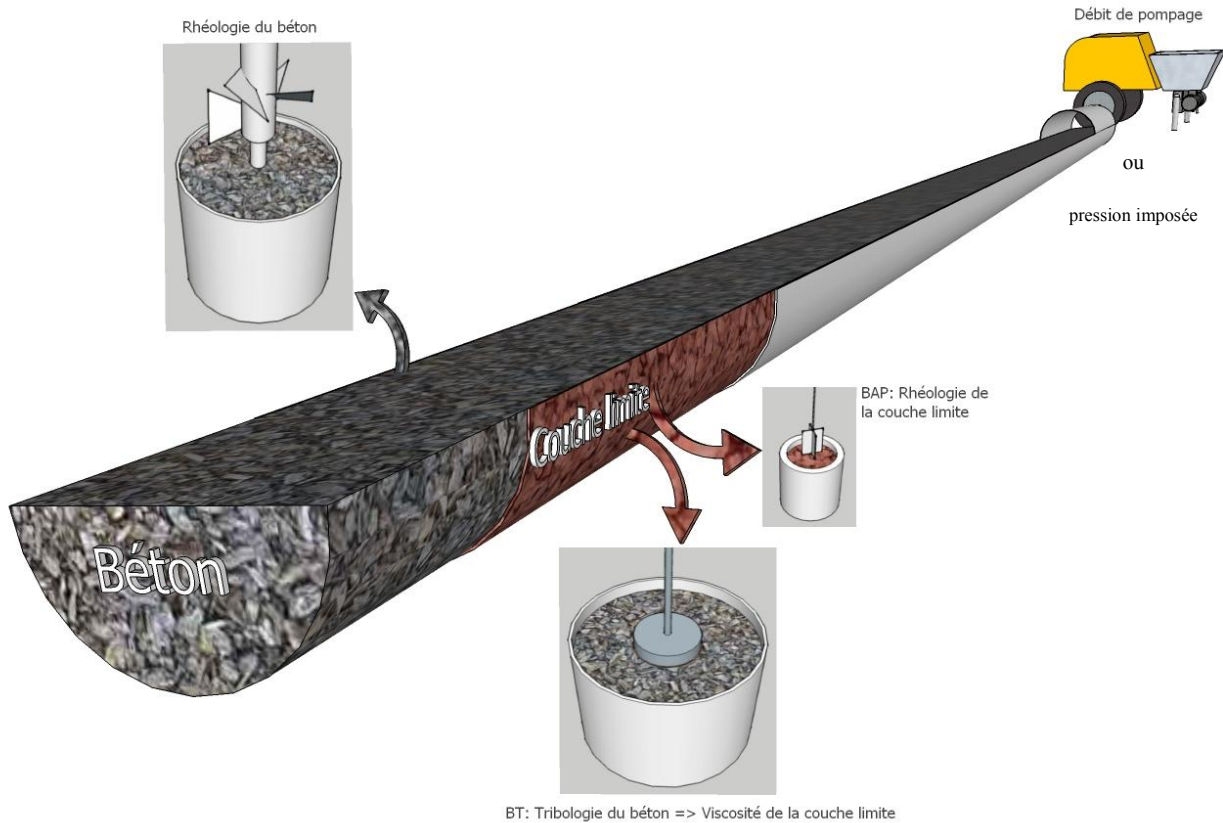


Figure 5-5 Présentation des paramètres de simulation

4. Résultats – comparaisons avec les essais expérimentaux

4.1. Technique de simulation VOF

Le maillage a été effectué avec Gambit, les simulations ont été réalisées avec ANSYS Fluent 14. La technique de VOF (Volume Of Fluid) a été utilisée afin de faire face au problème de deux couches de fluides non miscibles s'écoulant dans une conduite. La méthode VOF a été introduite par Hirt et Nichols (Hirt et Nichols 1981) en 1981. VOF est une technique numérique pour traquer et localiser la surface libre ou/et l'interface liquide-liquide. Elle appartient à la classe des méthodes d'Euler qui sont caractérisés par un maillage pour s'adapter à la forme évolutive de l'interface. En tant que tel, VOF est un régime d'advection - une recette numérique qui permet au

programmeur de suivre la forme et la position de l'interface, mais ce n'est pas un algorithme de résolution de flux autonome. Les équations de Navier-Stokes décrivant le mouvement de la circulation doivent être résolues séparément.

Cette méthode est en effet basée sur la théorie de conservation de masse, concrètement, il s'agit de la fonction de fraction C . La fonction est définie comme l'intégral de la fonction des caractéristiques du fluide dans un volume de control. A la base, sa valeur varie entre 0 et 1 qui permet de représenter le volume du fluide dans une cellule de la maille. Quand la cellule est pleine d'un fluide, la valeur est 1 et quand il s'agit de l'autre fluide, la valeur est 0. Si la valeur de la fraction volumique est comprise entre 0 et 1, la cellule indique la présence de l'interface, comme illustré dans la Figure 5-6.

0,95	0,8	0,3	0	0
1	1	1	0,6	0
1	1	1	1	0,3
1	1	1	1	0,8
1	1	1	1	0,95

Figure 5-6 Taux de présence du fluide bleu dans un volume de control (ENSEEIH7)

La fonction de fraction C est advectée par le champs de vitesse locale v . Comme chaque particule de fluide maintient son identité de phase, le dérivé substantiel de C doit être égal à zéro:

$$\frac{\partial C}{\partial t} + v \cdot \nabla C = 0$$

Equation 5-1

La résolution de l'équation d'advection de C se fait quand la description directionnelle de l'interface est établie. Après, des méthodes de reconstruction sont utilisées pour améliorer la description de l'interface (Figure 5-7).

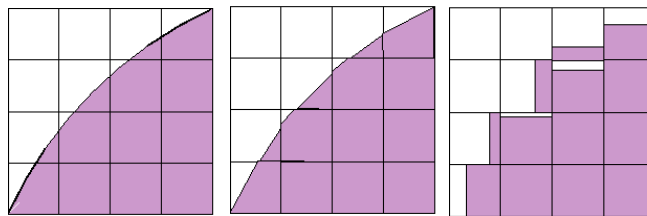


Figure 5-7 Exemples des méthodes de reconstruction. A gauche: interface actuelle, au milieu: interface représentée par la technique de « reconstruction géométrique », à droite: interface représentée par la technique de « donnor-acceptor » (ENSEEIH7)

4.2. Simulation des essais de variation de Dmax

Les objectifs des simulations des essais sont:

- Mise en évidence la contribution de la couche limite.
- Vérification de la rhéologie de la couche limite (est-elle identique à celle du mortier). Si celle-ci est différente à celle du mortier, estimation de la rhéologie de la vraie couche limite.

4.2.1. Mise en évidence de la contribution de la couche limite

Dans un premier temps, nous voulons estimer la contribution apportée par la couche limite en terme de débit. Pour cela, nous avons simulé l'écoulement sans la présence de la couche limite.

La condition aux limites à l'entrée et à la sortie de la conduite est « pression imposée ».

La valeur de la pression à l'entrée est calculée à l'aide de l'équation de conservation d'énergie étendue du théorème de Bernoulli:

$$\frac{1}{2}\rho v_1^2 + P_1 + \rho g h_1 = \frac{1}{2}\rho v_2^2 + P_2 + \rho g h_2 + \rho g h_p \quad \text{Equation 5-2}$$

Avec

ρ est la masse volumique du béton (kg/m³)

g est l'accélération de la pesanteur (m/s²)

h_1 est l'attitude d'un point arbitraire situé dans la zone où le profil de vitesse est complètement développé (m)

h_2 est le niveau de la sortie du canal (m)

h_p est la perte de charge exprimée en attitude (m)

v_1 est la vitesse à point arbitraire situé dans la zone de profil de vitesse complètement développé

v_2 est la vitesse à la sortie (m/s)

Comme nous avons un écoulement complètement développé, donc, $v_1 = v_2$. Comme nous sommes dans le cas de l'écoulement à surface libre, donc, $P_1 = P_2$. L'Equation 2 devient:

$$\rho g h_1 - \rho g h_2 = \rho g h_p \quad \text{Equation 5-3}$$

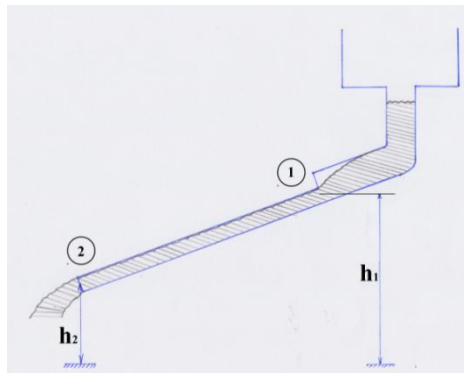
Ce qui veut dire qu'en réalité, la différence de hauteur entre le point 1 et le point 2 est la force gouvernant l'écoulement. C'est cette force qui permet de vaincre les pertes de charges. Cependant, dans les simulations, nous négligeons la gravité. Ainsi, la différence en hauteur n'est plus la force gouvernant. En conséquence, pour simuler cet écoulement, il faut replacer l'effet de la différence de hauteur par une différence de pression entre le point 1 et le point 2:

$$\Delta P = \rho g h_1 - \rho g h_2 \quad \text{Equation 5-4}$$

Finalement, l'équation gouvernant l'écoulement dans les simulations doit être:

$$\Delta P = \rho g h_p \quad \text{Equation 5-5}$$

Le gradient de vitesse à introduire dans les calculs de simulation est donc $\frac{\Delta P}{L} = \frac{\rho g h_1 - \rho g h_2}{L}$. Avec L étant la distance entre les deux points 1 et 2 suivant l'axe de la conduite.



Les paramètres rhéologiques du béton et du mortier (considéré comme la couche limite) sont des valeurs mesurées et données par le Tableau 4-2.

Le résultat du profil de vitesse obtenue par les calculs est comparé avec le profil de vitesse mesuré. La comparaison est donnée dans la Figure 5-8:

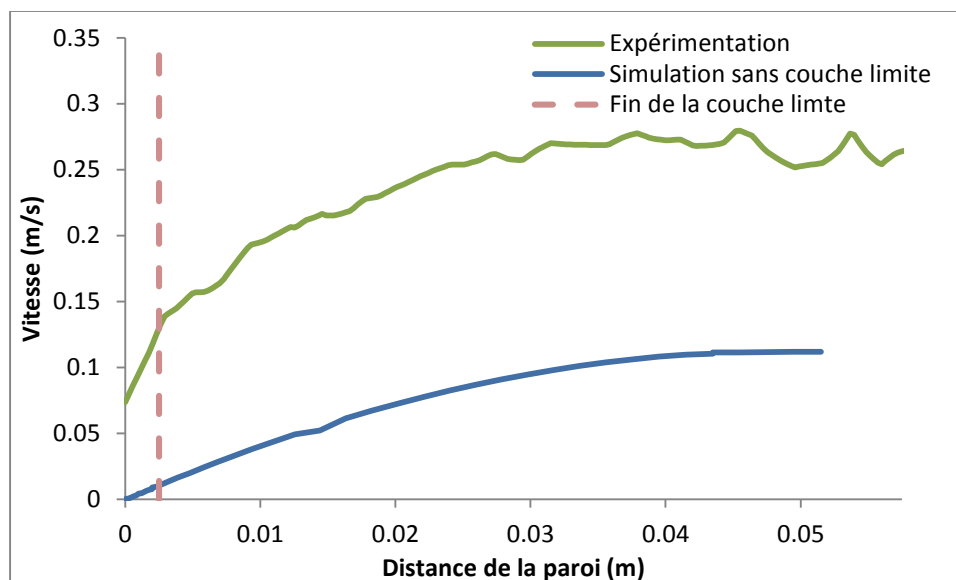


Figure 5-8 Profil de vitesse expérimental comparé avec le profil de vitesse simulé sans prendre en compte de la couche limite

Nous constatons que les deux profils de vitesse ne sont pas de même ordre de grandeur. Toutefois, ils ont une même tendance d'évolution, on peut dire qu'ils sont presque parallèles. Ceci permet de confirmer que la rhéologie du béton est correctement mesurée ainsi que la cause de l'incohérence entre les deux profils de vitesse n'est pas une mauvaise estimation de la rhéologie du matériau.

On peut observer qu'à partir du profil de vitesse simulé, il suffit de faire une transition dans la direction de l'écoulement pour obtenir le profil de vitesse mesuré. Il y a donc une vitesse de glissement à la paroi. Il est clair que sans la présence de la couche limite, nous sommes incapables de simuler ce phénomène de glissement car le frottement entre la paroi et le fluide devient dominant.

Il est à noter que cette simulation est assez optimiste car pratiquement, avec un tel frottement, le béton ne peut pas du tout avancer. Donc le frottement doit être évité, d'ailleurs c'est la raison pour laquelle quelques guides pratiques de pompage recommandent d'avoir une certaine quantité de pâte ou mortier, ou un certain affaissement minimum. (Kasami et al. 1979, Schwing 1983, Sakuta et al. 1989, Crepas 1997, Guptill 1998, Spiratos et al. 2003, Jolin et al. 2009, Materials 2009)

4.2.2. Estimation de la rhéologie de la couche limite.

L'intégration de la couche limite dans les simulations est faite en divisant le domaine de l'écoulement en deux zones correspondant aux deux fluides. Ainsi, l'entrée de la conduite est divisée en deux zones.

- Une zone d'épaisseur 2mm au contact de la paroi est réservée pour l'entrée de la couche limite. Le matériau qui utilise cette entrée est un mortier dont les paramètres rhéologiques sont donnés dans le Tableau 3-2. Particulièrement pour les bétons traditionnels, les paramètres rhéologiques sont d'origine des paramètres tribologiques du béton. Ici, nous avons la constant visqueux mesurée en Pas/m. Alors que la définition du constant visqueux est le rapport de la viscosité plastique sur l'épaisseur de la couche limite. Donc pour une couche limite de 2 mm, nous avons pu calculer la viscosité plastique de la couche limite.
- Le reste de l'entrée de la conduite est réservé pour l'entrée du béton.

Les deux entrées sont présentées dans la Figure 5-9. Ces entrées sont imposées à une même valeur de pression calculée avec l'Equation 5, sachant que la pression à la sortie est imposée à la valeur de 0 Pa.

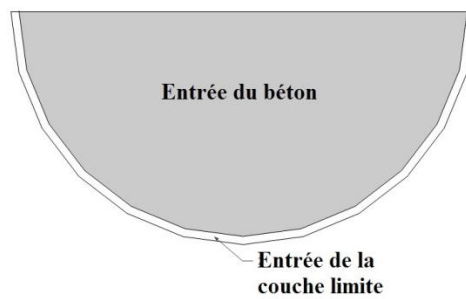


Figure 5-9 Les entrées différentes de chaque matériau

Les calculs ont été effectués en régime permanent c'est-à-dire indépendamment du temps. Pour vérifier la convergence des calculs, le débit entrant est comparé au débit sortant. Dans toutes nos simulations, une erreur relative maximale d'environ 0,007% est obtenue. De ce fait, les calculs sont considérés convergents et fiables.

La distribution de phases différentes correspondant aux différents matériaux est montrée dans la Figure 5-10. La distribution de la vitesse dans la section droite est présentée dans la Figure 5-11.

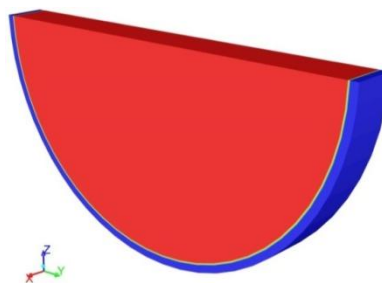


Figure 5-10 Distribution des phases: rouge-béton, bleu- couche limite, (exemple de démonstration pour le SCC1_juin)

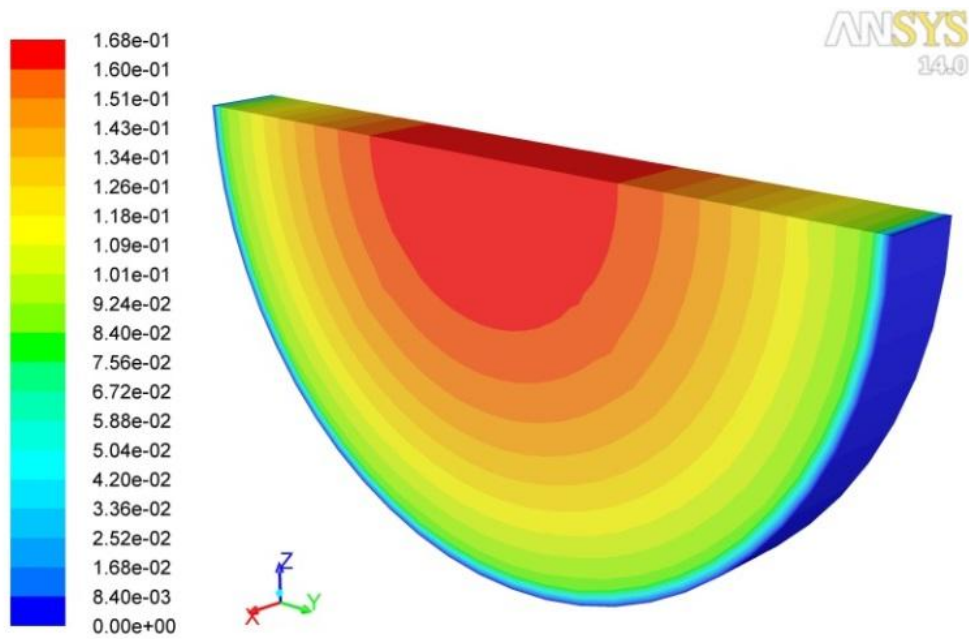


Figure 5-11 Champ de vitesse (unité: m/s) (exemple de démonstration pour le SCC1_june)

Les résultats des simulations sont montrés dans les Figure 5-12 à Figure 5-16

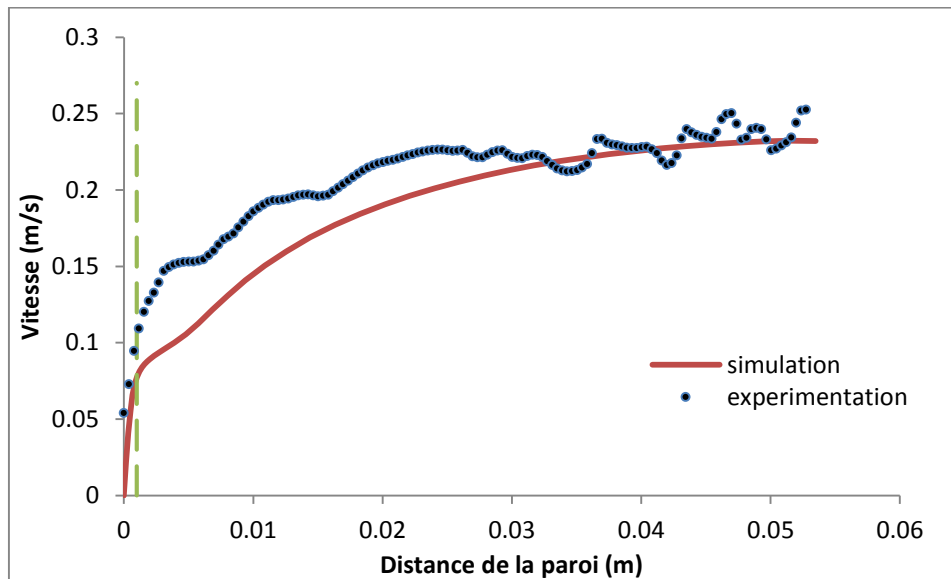


Figure 5-12 Comparaison entre le profil de vitesse simulé et le profil de vitesse mesuré pour le béton SCC1

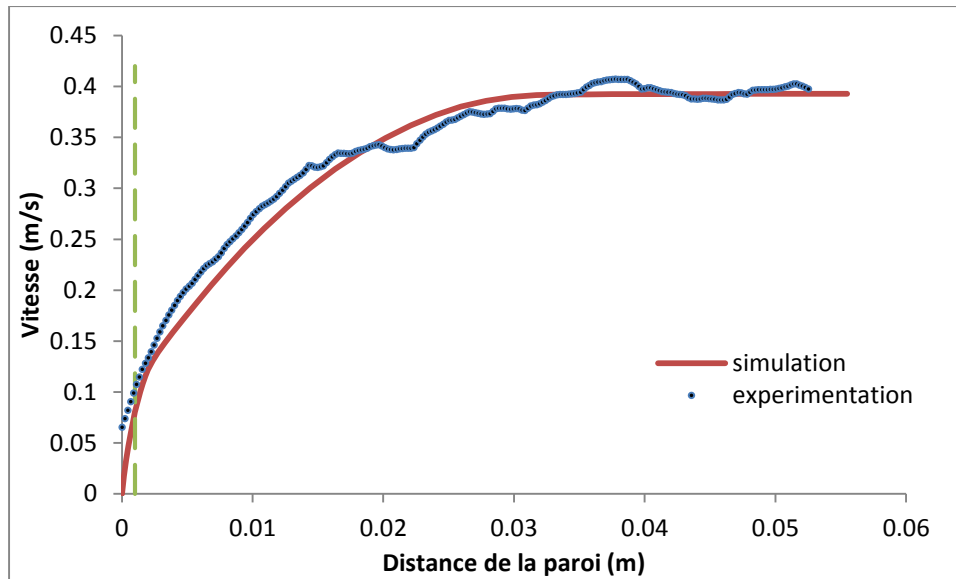


Figure 5-13 Comparaison entre le profil de vitesse simulé et le profil de vitesse mesuré pour le béton SCC2

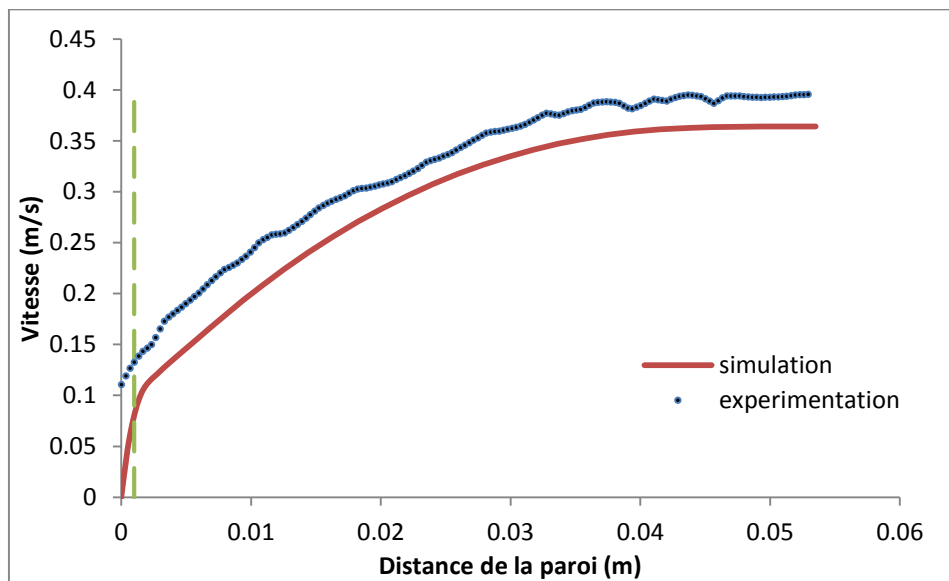


Figure 5-14 Comparaison entre le profil de vitesse simulé et le profil de vitesse mesuré pour le béton SCCM

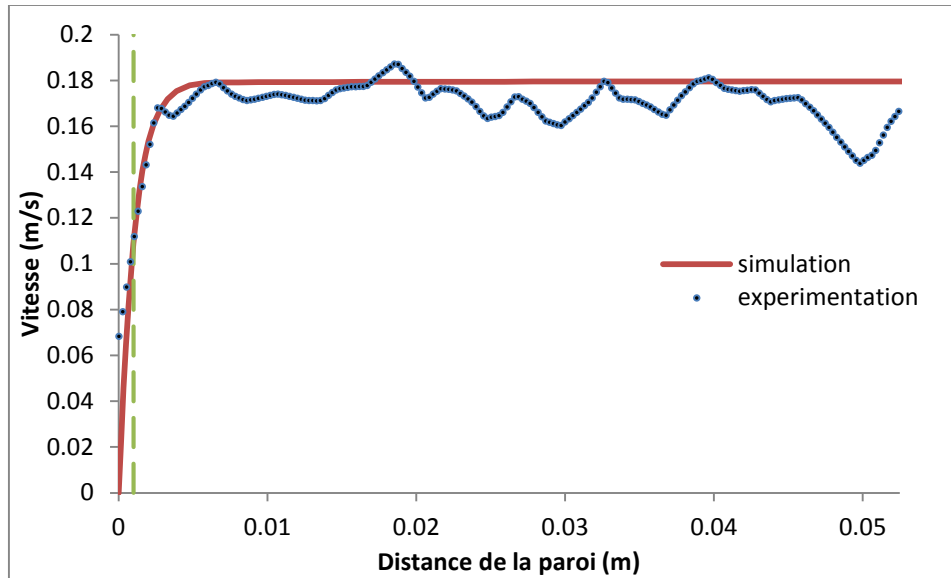


Figure 5-15 Comparaison entre le profil de vitesse simulé et le profil de vitesse mesuré pour le béton TC1

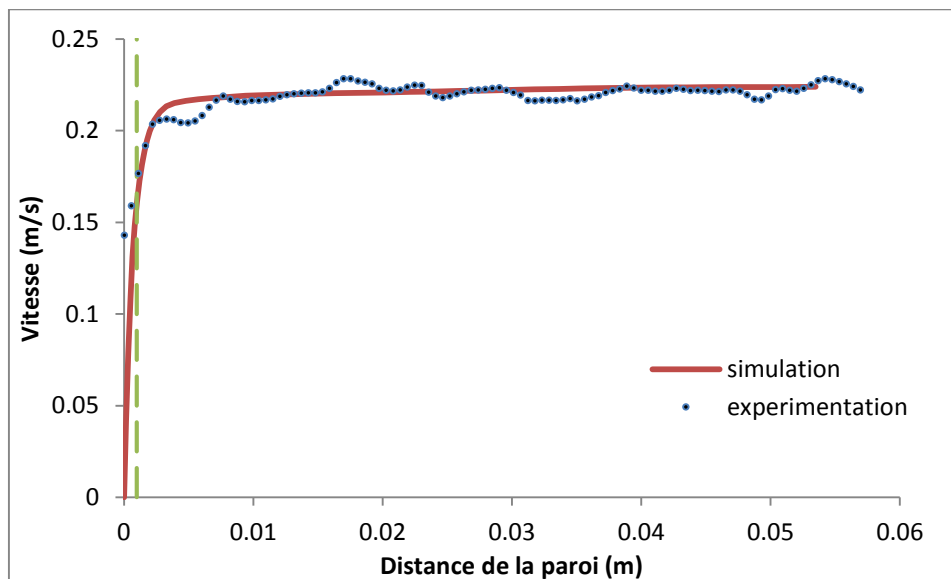


Figure 5-16 Comparaison entre le profil de vitesse simulé et le profil de vitesse mesuré pour le béton TC2

Les résultats de la simulation dans le cas des bétons traditionnels (Figure 5-15 et Figure 5-16) montrent que le tribomètre peut fournir les paramètres rhéologiques de la couche limite avec précision. Ainsi, le profil de vitesse simulé est complètement cohérent avec celui mesuré. Ce qui n'est pas le cas pour la simulation des bétons auto plaçants, notamment pour les bétons SCC1 et SCC3. En effet, pour la simulation de l'écoulement de ces bétons, les paramètres rhéologiques de la couche limite sont identiques à ceux du mortier. On peut constater qu'avec ces paramètres, la simulation sous-estime le profil de vitesse. Comme cette sous-estimation a lieu dans la zone de la

couche limite, il est donc clair que les propriétés rhéologiques de la vraie couche limite sont encore plus faibles que celles du mortier.

Dans l'objectif d'estimer la vraie viscosité de la couche limite, nous avons répété plusieurs fois la simulation. Chaque fois, nous diminuons la viscosité plastique de la couche limite et nous comparons le profil de vitesse simulé avec celui mesuré. Quand les deux profils de vitesse superposent, notamment dans la zone de la couche limite, nous arrêtons les simulations et prenons la dernière valeur de la viscosité plastique de la couche limite comme la vraie valeur.

Cette procédure d'estimation a permis de fournir les nouvelles valeurs de la viscosité plastique de la couche limite. Ces dernières sont regroupées dans le Tableau 5-1 pour les trois bétons auto plaçants.

	SCC1		SCC2		SCCM	
	Mortier	Couche limite	Mortier	Couche limite	Mortier	Couche limite
Seuil de cisaillement (Pa)	2,01	1,01	2,50	1,84	7,21	6,73
Indice de consistance (Pa.s)	2,23	1,59	1,19	0,86	1,04	0,69
Indice de puissance	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00

Tableau 5-1 Les valeurs ajustées des paramètres rhéologiques de la couche limite

Avec les nouveaux paramètres rhéologiques, des nouveaux profils de vitesse ont été obtenus, comme illustrés dans les Figure 5-17 à Figure 5-19.

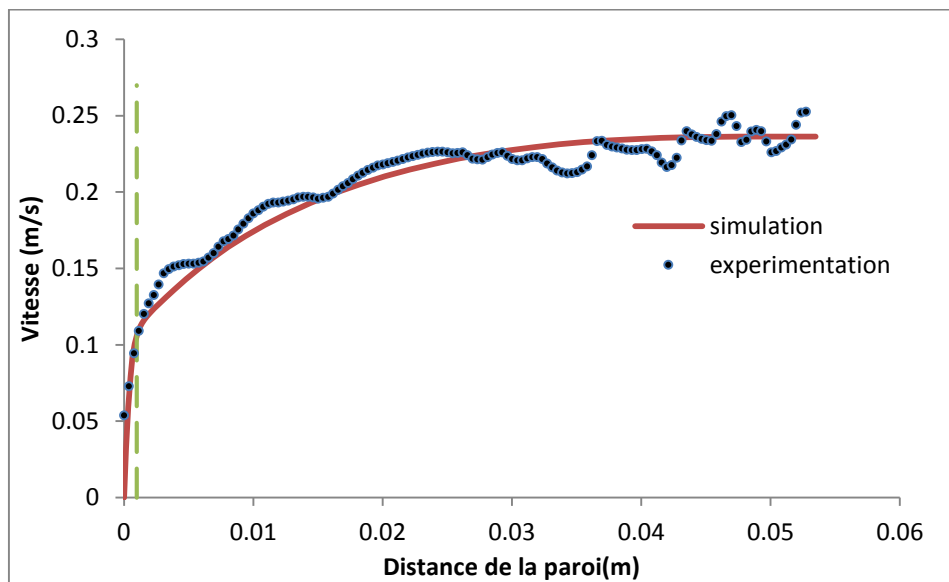


Figure 5-17 Comparaison entre le profil de vitesse simulé et le profil de vitesse mesuré pour le béton SCC1 dont la viscosité de la couche limite est artificiellement optimisée

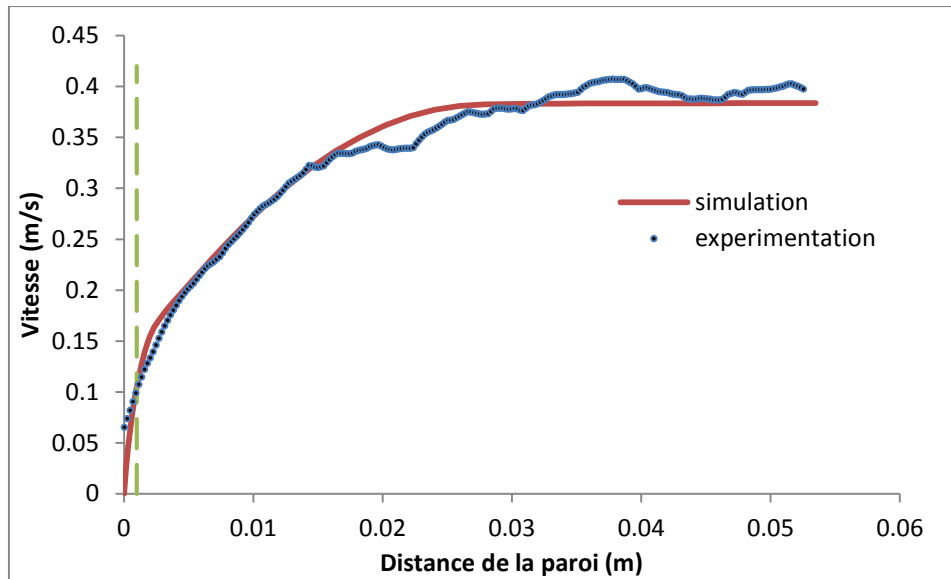


Figure 5-18 Comparaison entre le profil de vitesse simulé et le profil de vitesse mesuré pour le béton SCC2 dont la viscosité de la couche limite est artificiellement optimisée

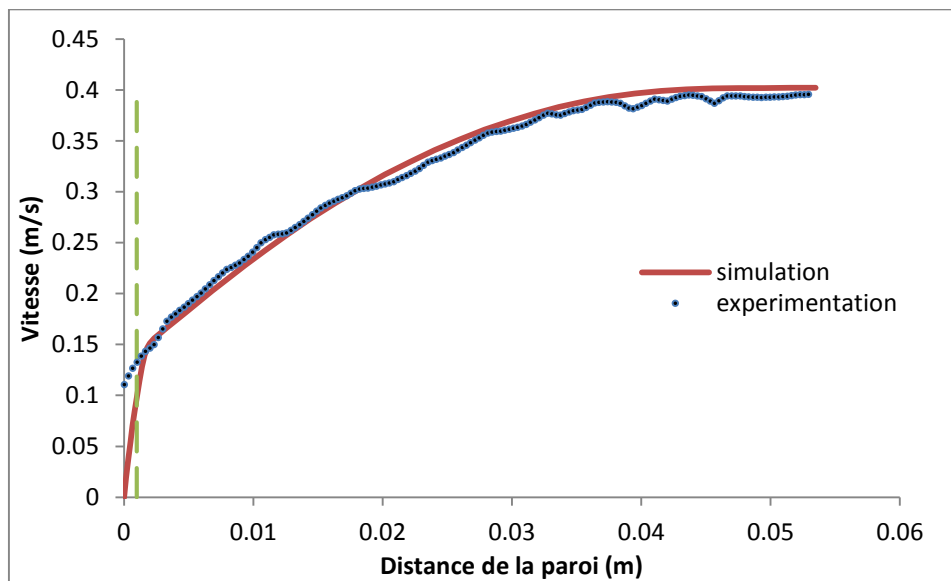


Figure 5-19 Comparaison entre le profil de vitesse simulé et le profil de vitesse mesuré pour le béton SCCM dont la viscosité de la couche limite est artificiellement optimisée

4.3. Simulation des essais de variation de l'épaisseur maximale de la pâte

Pour la série d'essais de variation du diamètre maximal des granulats, il n'a pas été possible de mesurer expérimentalement la rhéologie de la couche limite. Cependant, pour la série d'essais de variation de l'épaisseur maximale de la pâte effectuée plus tard, nous avons pu développer une méthode pour récupérer cette couche. Grâce à cette méthode, le matériau se trouvant au contact de la paroi de la conduite de pompage est obtenu. Ainsi, sa viscosité plastique est mesurée.

Les résultats de la comparaison ont confirmé que la rhéologie de cette couche est inférieure à celle du mortier. D'ailleurs, une relation entre la viscosité plastique de cette couche et l'indice de consistance du béton a été découverte à l'aide de la régression linéaire. Il s'agit de la relation 1 (Equation 6):

$$K_{\text{couche liquide}} = 0,1805 k_{\text{béton}} \text{ (Relation 1)} \quad \text{Equation 5-6}$$

Comme cette relation est obtenue sur les 5 bétons de la série d'essai de variation du diamètre maximal des granulats, nous nous demandons si avec les bétons fabriqués pour l'autre série d'essai, nous pouvons obtenir un même genre de relation.

Pour répondre à cette question, nous sommes retournés sur la série d'essais de variation de D_{max} . Pour cette série, la rhéologie de la couche limite n'a pas été mesurée mais a été trouvée après les tâtonnements réalisés lors des simulations numériques précédentes (Tableau 5-1). Nous avons comparé ces valeurs avec les indices de consistance mesurés des bétons. Pour cette série, il y a deux cas de béton: les bétons traditionnels et les bétons auto plaçants.

Pour le cas des bétons auto plaçants, avec la régression linéaire, la relation suivante a été trouvée (Equation 7):

$$K_{\text{couche limite}} = 0,1441 k_{\text{béton}} \text{ (Relation 2)} \quad \text{Equation 5-7}$$

Pour le cas des bétons traditionnels, avec la régression linéaire, la relation suivante a été trouvée (Equation 8).

$$K_{\text{couche limite}} = 0,1478 k_{\text{béton}} \text{ (Relation 3)} \quad \text{Equation 5-8}$$

Ces trois relations sont très proches l'une de l'autre même si la relation 1 est obtenue expérimentalement alors que les relations 2 et 3 sont basées sur les valeurs prédites numériquement. La figure ci-après montre les régressions linéaires effectuées sur les deux séries d'essais (Figure 5-20).

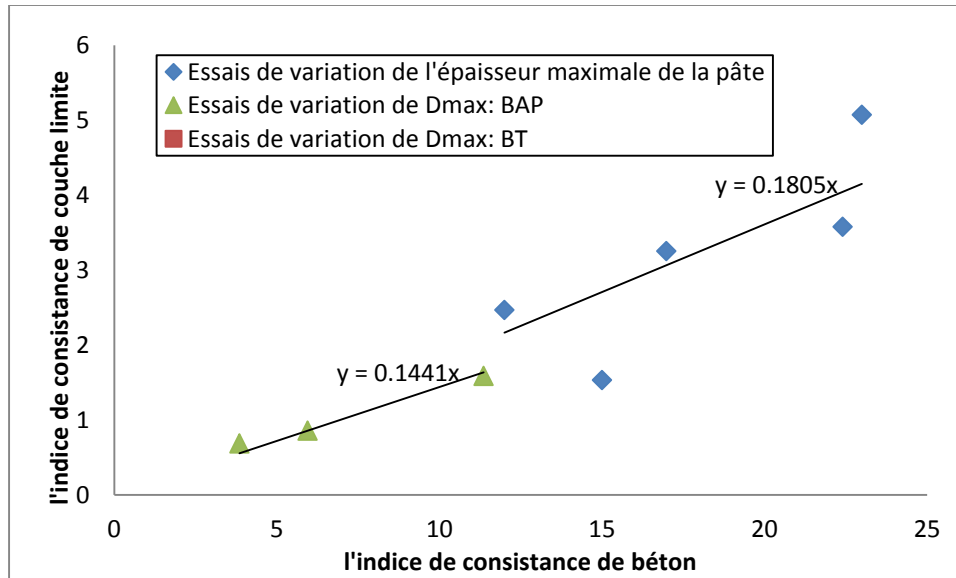


Figure 5-20 Relation entre la viscosité plastique de la couche limite et l'indice de consistance du béton

Les trois relations sont très proches l'une de l'autre, bien que les relations 2 et 3 soient obtenues avec les valeurs artificielles de la viscosité plastique de la couche limite, alors que la relation 1 est obtenue avec les valeurs mesurées. C'est très promettant car cela permet de confirmer que ces relations ne doivent pas être loin de la réalité.

Cependant, comme la méthode de prélèvement de la couche limite permettant d'établir la relation 1 n'a pas été validée, il est préférable de vérifier si nous obtenons la vraie couche limite ou s'il s'agit juste d'une coïncidence. Pour cela, nous sommes amenés à réaliser une deuxième série de simulation numérique.

Pour cette série de simulation, nous utilisons les valeurs mesurées pour la rhéologie de la couche limite et essayons de trouver un profil de vitesse cohérent au celui mesuré. Les résultats de comparaison du profil de vitesse est présenté ci-dessous (Figure 5-21 à Figure 5-25).

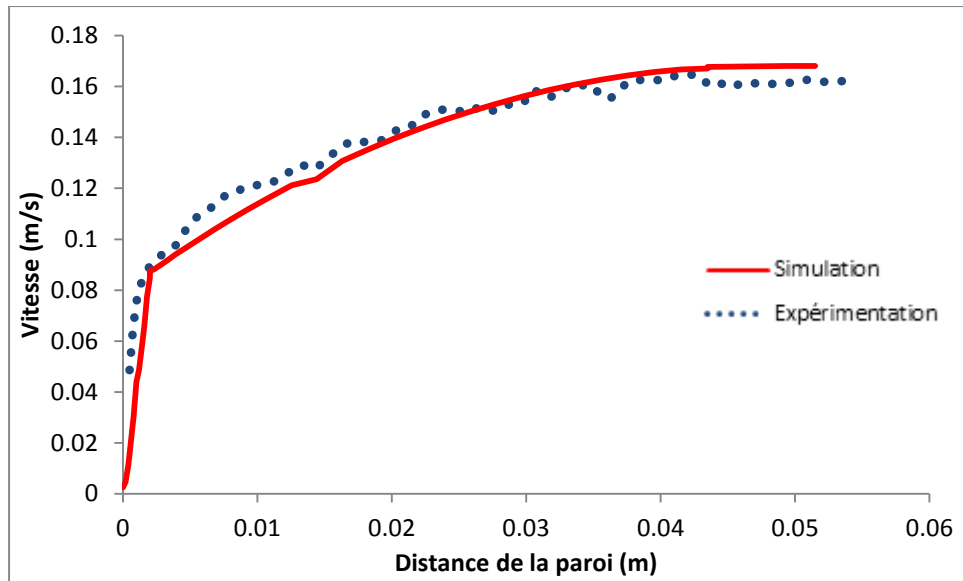


Figure 5-21 Comparaison entre le profil de vitesse simulé et le profil de vitesse mesuré pour le béton SCC1_juin

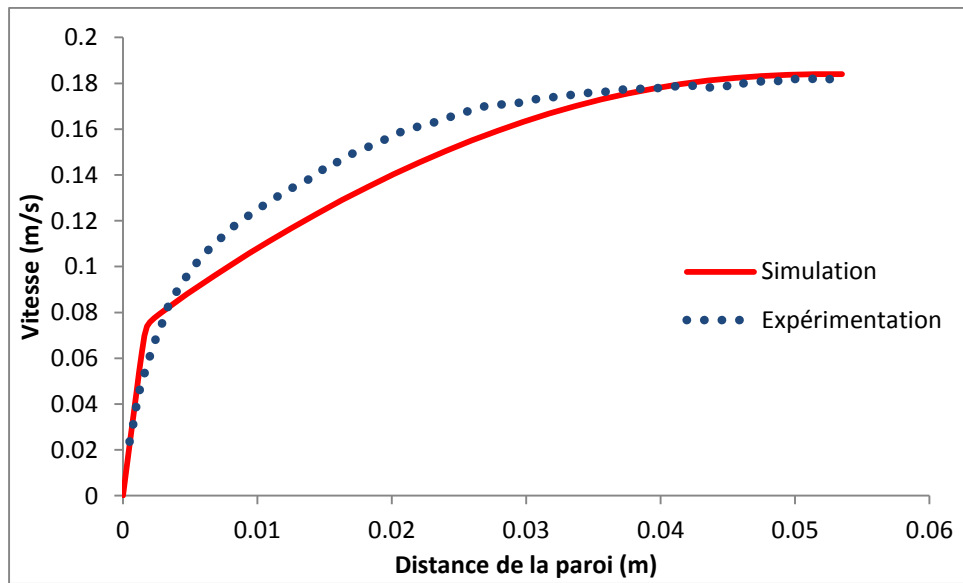


Figure 5-22 Comparaison entre le profil de vitesse simulé et le profil de vitesse mesuré pour le béton SCC2_juin

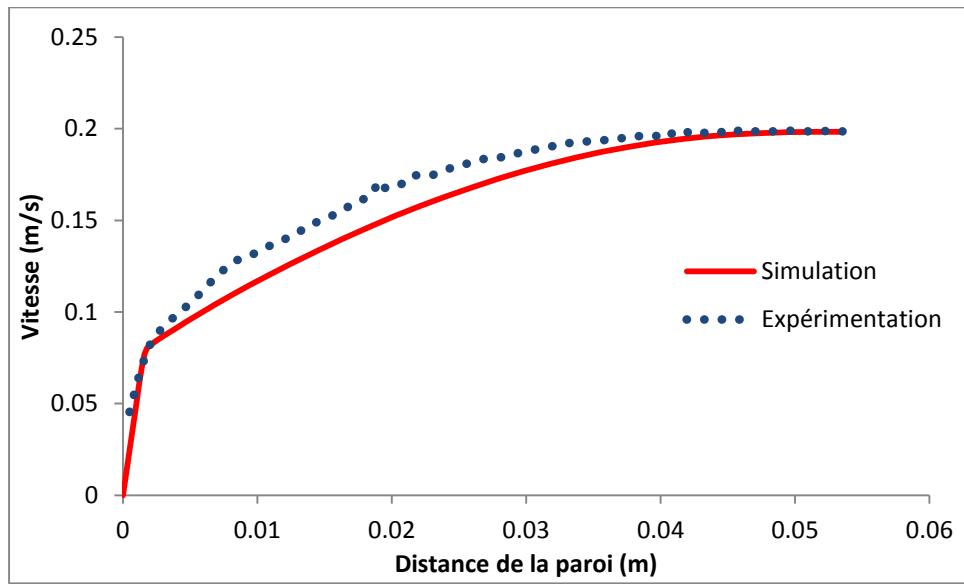


Figure 5-23 Comparaison entre le profil de vitesse simulé et le profil de vitesse mesuré pour le béton SCC3_juin

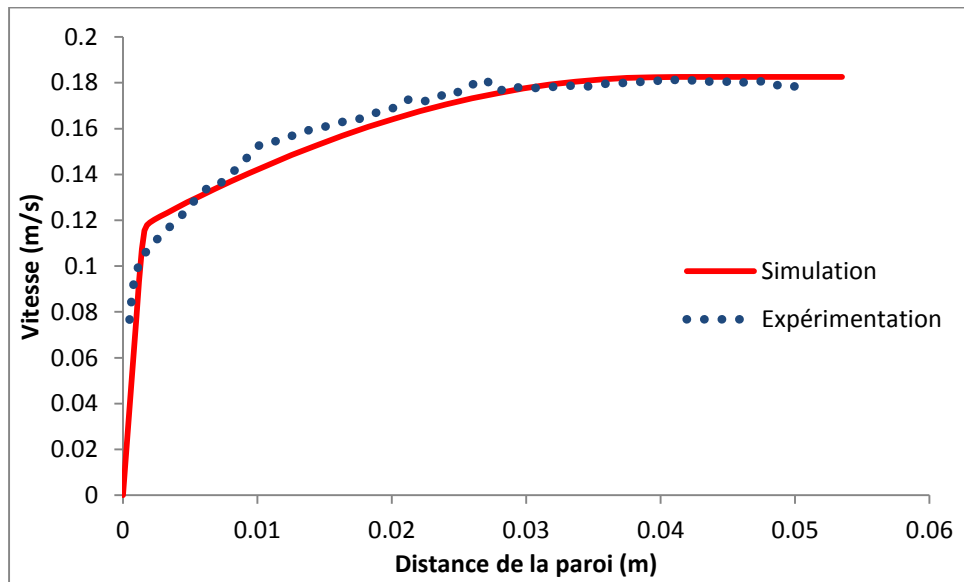


Figure 5-24 Comparaison entre le profil de vitesse simulé et le profil de vitesse mesuré pour le béton SCC4_juin

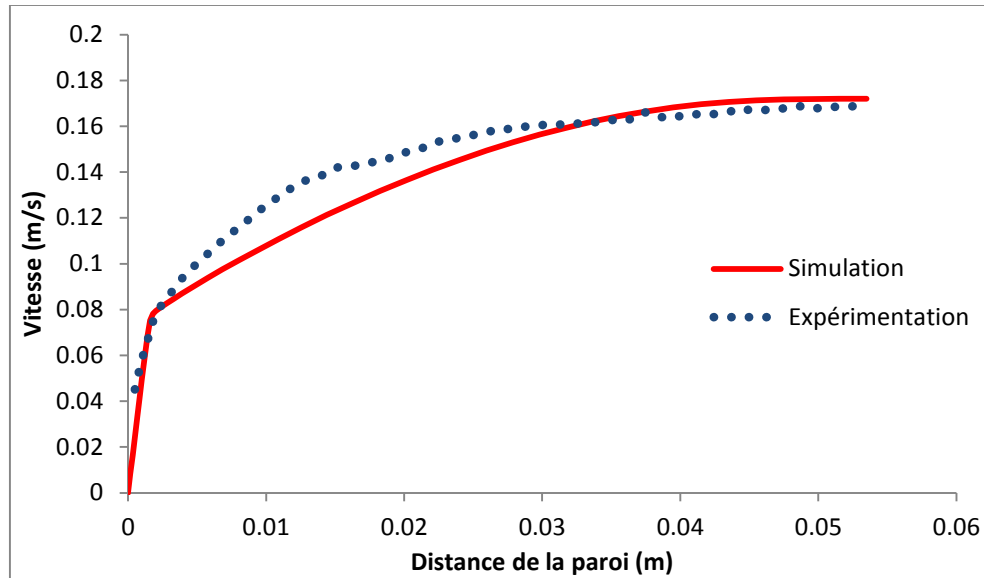


Figure 5-25 Comparaison entre le profil de vitesse simulé et le profil de vitesse mesuré pour le béton SCC5_juin

On peut constater qu’avec la valeur de la viscosité plastique de la couche limite mesurée expérimentalement, il est possible de simuler l’écoulement d’une façon cohérente et proche à la réalité. Ce qui permet de valider la méthode de prélèvement de la couche limite, ainsi que le modèle de prédiction de la viscosité plastique de cette couche en fonction de l’indice de consistance du béton.

En conséquence, en réalisant une régression linéaire pour les trois relations 1, 2 et 3 un modèle de prédiction de la rhéologie de la couche limite est obtenu. Ce modèle est, donc, valable pour les bétons fabriqués pour les essais de variation de D_{max} ainsi que ceux fabriqués pour les essais de variation de l’épaisseur maximale de la pâte. (Equation 9, 10 et 11)

$$k_{\text{couche liquide}} = 0.176 k_{\text{béton}} \quad \text{Equation 5-9}$$

$$n_{\text{couche limite}} = 1 \quad \text{Equation 5-10}$$

$$\tau_0 \text{ couche limite} < 7 \text{ Pa} \quad \text{Equation 5-11}$$

$$\text{épaisseur de la couche limite} = 2 \text{ mm} \quad \text{Equation 5-12}$$

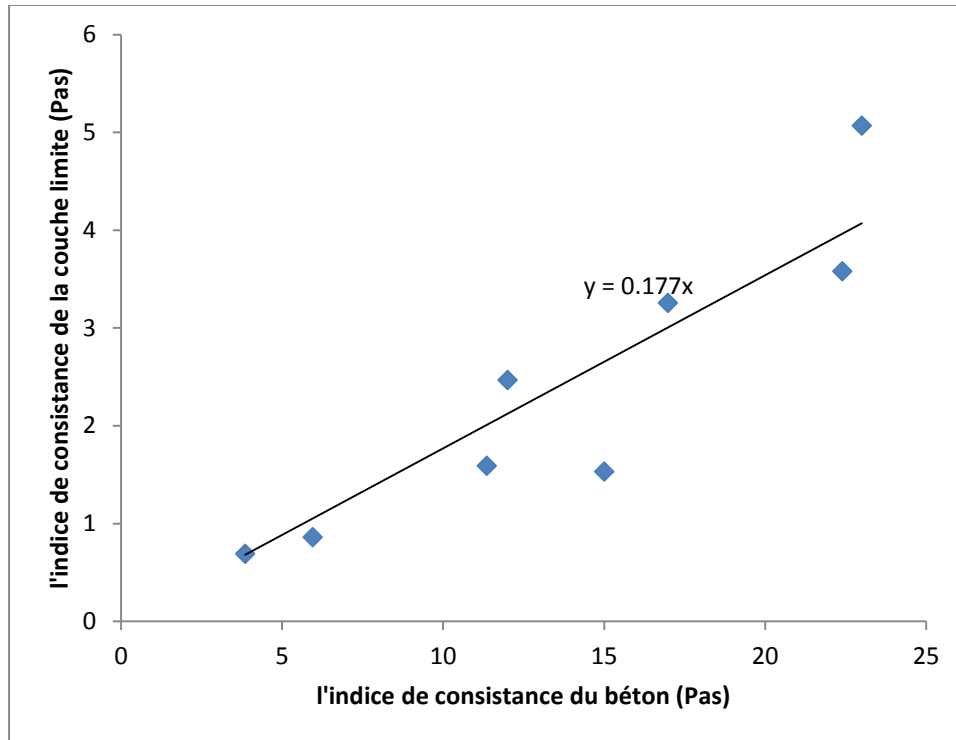


Figure 5-26 Relation entre l'indice de consistance du béton et la viscosité plastique de la couche limite

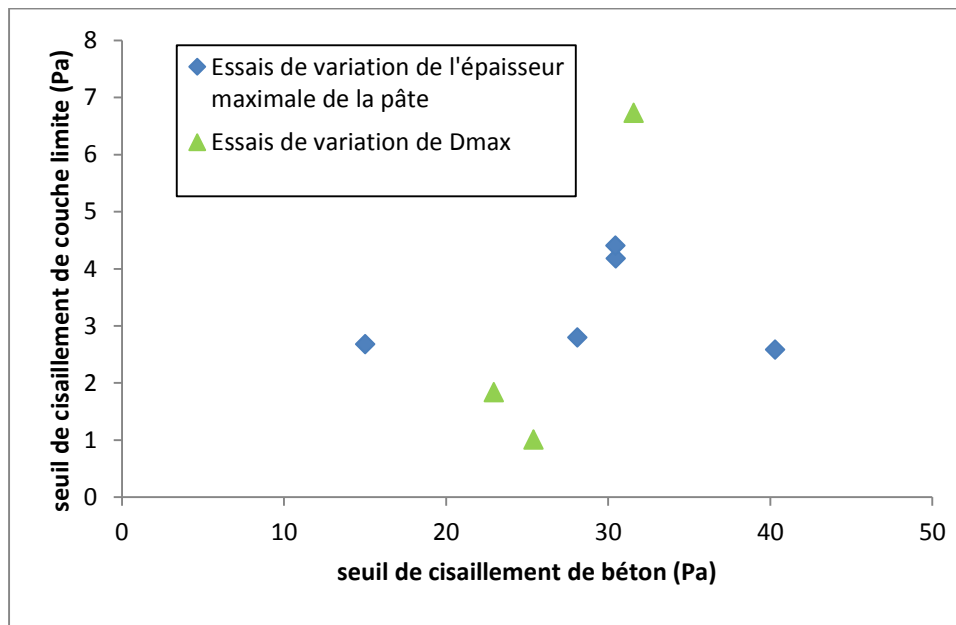


Figure 5-27 Relation entre le seuil de cisaillement du béton et celui de la couche limite

Toutefois, nous pouvons remarquer une légère incohérence pour les simulations du profil de vitesse des bétons SCC1_juin, SCC2_juin, SCC3_juin et SCC5_juin dans la zone de transition béton - couche limite. Cela peut être expliqué par l'évolution progressive de la rhéologie du

béton en fonction de la distance à la paroi non pris en compte dans les simulations. D'autre part, des erreurs de mesure de la rhéologie de la couche limite peuvent également affecter les résultats de simulation.

Concernant la relation entre la pression de pompage et le débit, les études de Feys (Feys 2009) ont montré que sans la prise en compte de la couche limite, les prédictions de la pression de pompage sont deux fois plus importantes que les valeurs réelles:

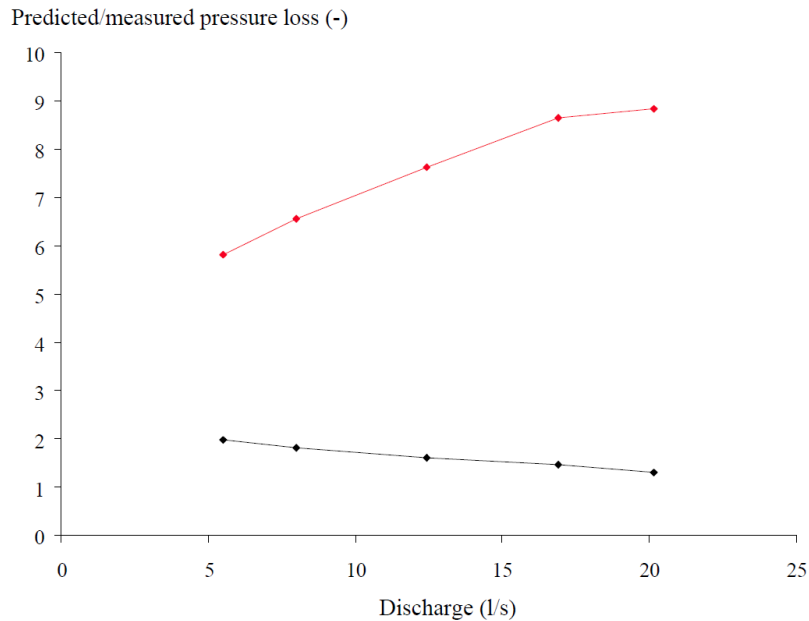


Figure 5-28 Rapport de prédiction pour le BAP LM-7, basé sur le modèle de Bingham (courbe noire) et celle basée sur le modèle de Bingham modifié (courbe rouge) en fonction du débit (Feys 2009)

La Figure 5-28 montre bien qu'il y a une erreur entre la prédiction et la réalité. Cette erreur doit aussi être présentée dans les simulations pour lesquelles nous ne prenons pas en compte la couche limite. Dans le but de comparer les erreurs que nous avons sur ces simulations avec les erreurs que Feys obtient avec les calculs analytiques nous avons simulé l'écoulement du béton sans la présence de la couche limite. Pour cette simulation, nous avons imposé le débit (valeur mesurée) et nous calculons la pression. Nous obtenons donc une sous-estimation de la pression aussi de l'ordre de 2 à 4 fois en fonction du béton simulé, comme illustrée dans le Tableau 5-2.

Béton	SCC1_juin	SCC2_juin	SCC3_juin	SCC4_juin	SCC5_juin
$P_{\text{sans couche limite}}$					
$P_{\text{avec couche limite}}$	2.78	2.40	2.45	4.07	2.84
Débit (l/s)	0.66	0.69	0.68	0.75	0.60

Tableau 5-2 Rapport de la pression pour le cas sans la couche limite sur la pression pour le cas avec de la couche limite

En effet, le même ordre de grandeur des erreurs montrent que les simulations sont cohérentes avec les calculs analytiques. Ainsi, on peut constater que la mesure de la viscosité plastique de la couche limite est assez fiable et le modèle de prédiction de la viscosité de la couche limite permet de réaliser les prédictions de pression de pompage proche à la réalité.

5. Etude de l'influence de l'épaisseur et de la viscosité de la couche limite sur le profil de vitesse

Le profil de vitesse du béton est une fonction à plusieurs variables. Cependant, la contribution de la couche limite est une variable qui n'est pas très bien connue. Cette contribution est caractérisée principalement par le couplage entre l'épaisseur et la viscosité plastique de la couche limite.

L'analyse sur l'influence de ce couplage permet de mieux comprendre l'effet de la couche limite. En effet, théoriquement, pour une vitesse de glissement donnée, si la viscosité plastique de la couche limite est connue, il est possible d'en déduire l'épaisseur de la couche limite. Inversement, si l'épaisseur de la couche limite est connue, il est possible d'en déduire la viscosité plastique de la couche limite. Comme ces deux paramètres sont tous mesurables, au point de vue de la précision des mesures, il est intéressant d'étudier l'influence de la variation de l'un paramètre sur la variation entraînée de l'autre paramètre. Cette étude peut être réalisée à l'aide de la simulation numérique.

Dans le cadre de cette étude, le béton auto plaçant SCC1_june a été choisi.

Les propriétés rhéologiques de la couche limite ont été estimées par le rhéomètre à mortier. Sa viscosité plastique est de 3,579 Pas. Son épaisseur d'environ 2 mm est aussi estimée au cours des essais d'écoulement. La simulation de l'essai d'écoulement avec ses deux valeurs donne un profil de vitesse en concordance avec le profil mesuré (Figure 5-29).

Ensuite, nous réalisons une deuxième simulation numérique. Dans un premier temps, nous commençons à changer l'épaisseur de la couche limite à une valeur imposée de 1mm. La viscosité de la couche limite est maintenue constante à 3,579 Pas. Le profil de vitesse ainsi obtenu est représenté par la courbe verte (Figure 5-29). Cette courbe se situe nettement en dessous de la courbe expérimentale. Ceci se traduit par une baisse de débit de 24,64%. Cette simulation montre qu'une sous-estimation de l'épaisseur de la couche limite de 50% (1mm par rapport à 2mm) conduit à une baisse du débit d'environ 25%. En outre, cette simulation confirme l'efficacité de la mesure de l'épaisseur de la couche limite à l'aide de la méthode de PIV.

Supposons que l'épaisseur de la couche limite était de 1mm. Si on veut que le débit simulé soit égale au débit mesuré, il faudrait varier la valeur de la viscosité plastique de la couche limite. Pour cela, nous avons réalisé une troisième série de simulation. Par tâtonnement, nous avons

trouvé qu'avec une viscosité plastique de 2 Pas, nous obtenons le débit souhaité. Cette valeur est de 44,11% plus faible par rapport à la valeur originale. La courbe représentant le profil de vitesse dans ce cas est celle en violet (Figure 29). Cette simulation permet donc de montrer approximativement qu'une diminution de 44,11% de la viscosité plastique de la couche limite conduit à une augmentation de 24,64% du débit.

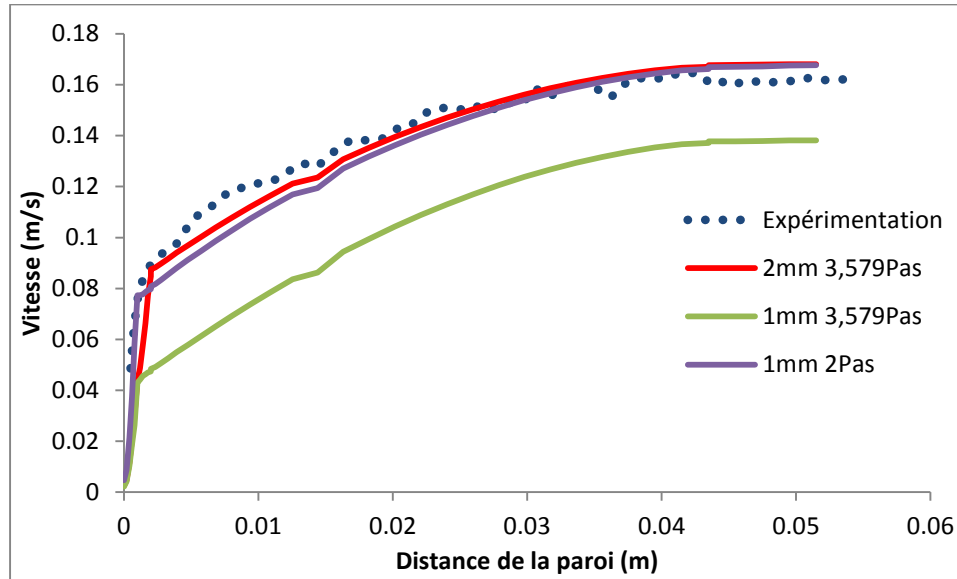


Figure 5-29 Comparaison du profil de vitesse mesuré (point) avec le profil de vitesse simulé avec les différentes valeurs de l'épaisseur et de la viscosité de la couche limite. Résultat du béton SCC1_june.

6. Calcul analytique du débit

Les essais expérimentaux ont permis de caractériser la couche limite, notamment dans le cas du béton auto plaçant. Ainsi, celle-ci a une épaisseur de 2 mm et une viscosité plastique qui vaut 0,176 fois l'indice de consistance du béton.

Afin de vérifier ces caractéristiques analytiquement, nous utilisons les résultats des essais de pompage réalisé par Feys (Feys et al. 2013). En effet, nous avons calculé le débit en fonction de la perte de charges. Ensuite, les calculs sont comparés avec les résultats expérimentaux.

Cette série d'essai concerne le pompage des différents bétons dans un circuit. Pendant le pompage, les capteurs de pression situés au long de la tuyauterie enregistrent les valeurs de pression qui permettent d'en déduire la perte de charges $\frac{\Delta P}{L}$ (kPa/m). Le débit Q (l/s) est aussi mesuré. Les bétons différents sont fabriqués en faisant varier le dosage de super plastifiant. Les compositions de ces différents bétons sont présentées dans le Tableau 5-3.

	SCC1	SCC2	SCC3	SCC5	SCC7	SCC8	SCC12	SCC13	SCC15	SCC16
Granulat 8/16	434	434	434	434	434	434	434	434	434	434
Granulat 3/8	263	263	263	263	263	263	263	263	263	263
Sable 0/5	853	853	853	853	853	853	853	853	853	853
Ciment CEM I 52.5 N	360	360	360	360	360	360	360	360	360	360
Filaire calcaire	239	239	239	239	239	239	239	239	239	239
Eau	165	165	165	165	165	165	165	165	165	165
Super plastifiant (l/m ³)	11	11	15,22	20,95	12,69	14,44	18,15	?	21,9	?
Etalement (mm)	?	?	690	710	650	680	675	700	650	700
Age (minutes)	130	125	170	105	120	150	150	120	120	210

Tableau 5-3 Composition des bétons utilisés dans les essais de pompage

Les circuits de pompage sont montrés dans la Figure 5-30. Le diamètre intérieur des tuyaux est 105 mm.

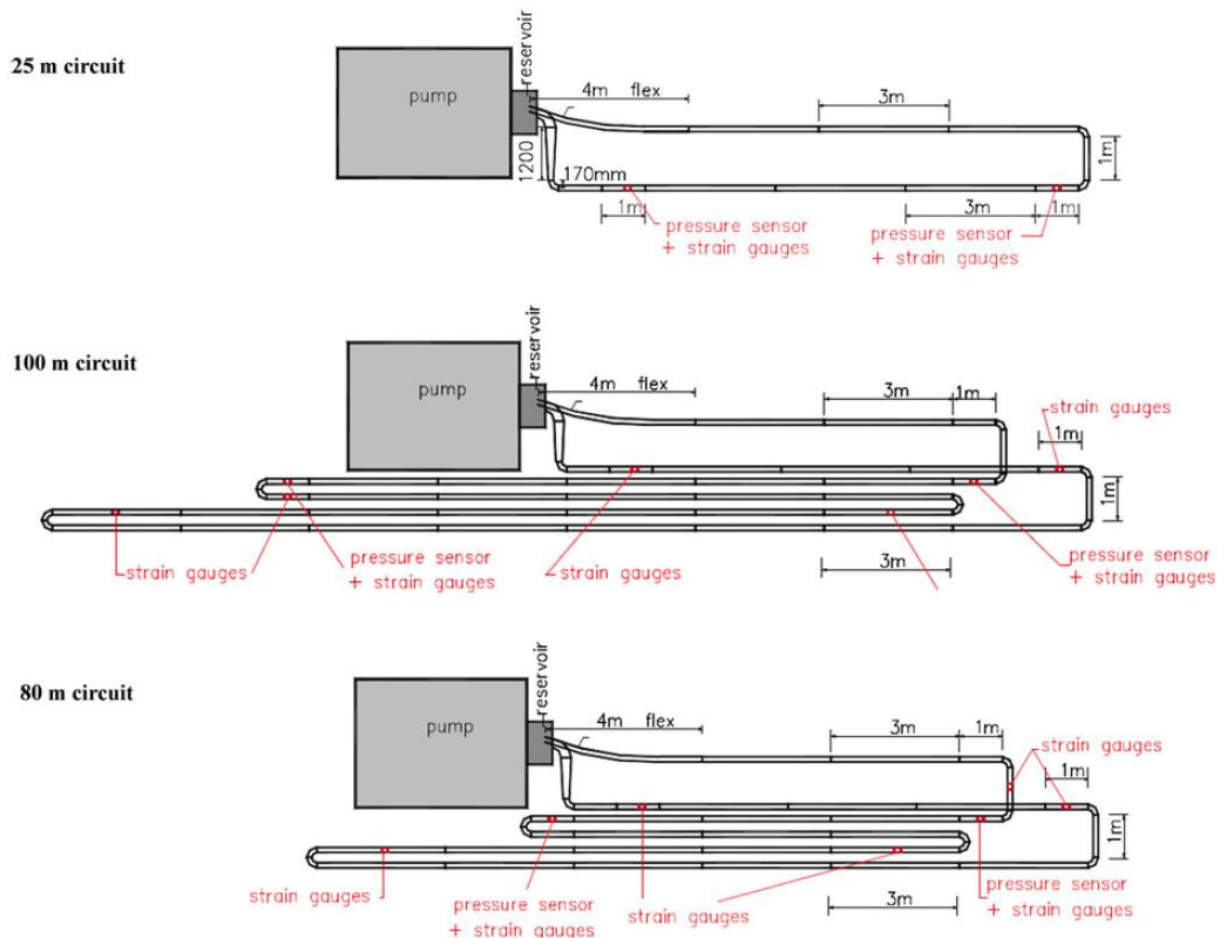


Figure 5-30 Schéma des circuits de pompage montrant les positions les capteurs de pression et les jauges de déformation (Feys, De Schutter et al. 2013)

Les caractéristiques rhéologiques des différents bétons déterminée avec les modèles de Herschel-Bulkley et de Bingham modifié ainsi que les valeurs mesurées du gradient de pression et du débit sont regroupées dans le Tableau 5-4.

	Paramètres de Herschel-Bulkley		Paramètres de Bingham modifié		Q (l/s)	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa/m)
SCC1	τ_0 (Pa)	56,92	τ_0 (Pa)	49	18,7	53,9
	k (Pas)	19,16	μ (Pas)	24,7		
	n	1,15	μ/c	0,012		
SCC2	τ_0 (Pa)	114,39	τ_0 (Pa)	114,4	19,2	63,5
	k (Pas)	39,50	μ (Pas)	39,5		
	n	1,00	μ/c	0		
SCC3	τ_0 (Pa)	270,11	τ_0 (Pa)	270,11	18,5	86,6
	k (Pas)	45,80	μ (Pas)	45,80		
	n	1,00	μ/c	0		
SCC5	τ_0 (Pa)	73,40	τ_0 (Pa)	73,4	18,7	53,9
	k (Pas)	28,20	μ (Pas)	28,2		
	n	1,00	μ/c	0		
SCC7	τ_0 (Pa)	40,43	τ_0 (Pa)	31,2	20,2	40,8
	k (Pas)	10,42	μ (Pas)	16,4		
	n	1,27	μ/c	0,023		
SCC8	τ_0 (Pa)	24,74	τ_0 (Pa)	21,8	19,4	31,8
	k (Pas)	1,79	μ (Pas)	3,5		
	n	1,65	μ/c	0,134		
SCC12	τ_0 (Pa)	11,60	τ_0 (Pa)	11,60	19,1	25,7
	k (Pas)	6,40	μ (Pas)	6,40		
	n	1,00	μ/c	0		
SCC13	τ_0 (Pa)	6,70	τ_0 (Pa)	6,7	19,5	13,3
	k (Pas)	1,38	μ (Pas)	2,3		
	n	1,51	μ/c	0,091		
SCC15	τ_0 (Pa)	40,59	τ_0 (Pa)	40,59	17	22,9
	k (Pas)	9,80	μ (Pas)	9,80		
	n	1,00	μ/c	0		
SCC16	τ_0 (Pa)	34,4	τ_0 (Pa)	34,4	13,9	27,1
	k (Pas)	9,8	μ (Pas)	9,8		
	n	1	μ/c	0		

Tableau 5-4 Les résultats expérimentaux de la rhéologie de du béton, du débit et du gradient de pression

Connaissant les propriétés rhéologiques d'un béton en écoulement dans un tube, nous pouvons déterminer la distribution du taux de cisaillement dans une section perpendiculaire à l'axe du tube. Par la suite, le profil de vitesse peut être calculé en intégrant le taux de cisaillement sur le

rayon du tube. Finalement, l'intégrale du profil de vitesse sur la section droite du tube donne le débit. Cette procédure de calcul permet d'obtenir l'expression analytique du débit.

- **Les calculs sans prise en compte de la couche limite:**

- Cas d'un fluide de Bingham:

Considérons maintenant un fluide de Bingham en écoulement dans un tube sous l'effet d'un gradient de pression constant, sans la présence de la couche limite. Nous sommes dans le cas où la vitesse à la paroi est nulle et le matériau est homogène. L'expression du débit est obtenue en appliquant l'équation de Poiseuille pour un fluide Newtonien (Poiseuille 1840, 1841) et ensuite l'équation de Buckingham-Reiner pour un fluide Bingham (Buckingham 1921, Tattersall et Banfill 1983, Macosko 1994):

$$Q = \frac{\pi \left(3R^4 \left(\frac{\Delta P}{L} \right)^4 + 16\tau_0^4 - 8\tau_0 R^3 \left(\frac{\Delta P}{L} \right)^3 \right)}{24 \left(\frac{\Delta P}{L} \right)^3 \mu} \quad \text{Equation 5-13}$$

- Cas d'un fluide de Bingham modifié:

Considérons un fluide du modèle Bingham modifié dans les mêmes conditions d'écoulement que celui du fluide de Bingham. Sans la présence de la couche limite, nous avons une expression plus étendue du débit:

$$Q = \frac{\pi D^3}{6720 c^4 \tau_w^3} \left[-\mu^7 + W\pi^6 + 140\mu c^3 (\tau_0^3 - \tau_w^3) - 2W\mu^4 c (\tau_w + 6\tau_0) + 14\mu^5 c \tau_0 - 70\tau_0^2 c^2 \mu^3 - 8Wc^3 \tau_w \tau_0 (3\tau_w + 4\tau_0) + 2W\mu^2 c^2 (3\tau_w^2 + 24\tau_0^2 + 8\tau_w \tau_0) + 120Wc^3 \tau_w^3 - 64c^3 \tau_0^3 \right] \quad \text{Equation 5-14}$$

Avec

$$W = \sqrt{\mu^2 + 4c\tau_w - 4c\tau_0} \quad \text{Equation 5-15}$$

Avec

D Diamètre du tube (m)

μ viscosité plastique du béton (Pas)

c paramètre de second ordre du modèle de Bingham modifié (Pas²)

- **Les calculs avec prise en compte de la couche limite:**

Avec la prise en compte de la couche limite, nous avons deux couches de fluide de propriétés rhéologiques différentes en écoulement. En répétant la même procédure, l'expression du débit est (Kalyon 2005):

$$Q = \pi R^2 U_s \left[1 - \frac{e}{R} + \frac{1 - \frac{1}{n_{cl}}}{3} \left(\frac{e}{R} \right)^2 + \frac{1 - \frac{1}{n_{cl}} \left(\frac{1}{n_{cl}} + 2 \right)}{12} \left(\frac{e}{R} \right)^3 \right] + \left(\frac{\tau_w}{k} \right)^{\frac{1}{n}} \frac{\pi R^3}{\frac{1}{n} + 1} \left[\begin{array}{l} \left(1 - \frac{e}{R} \right)^2 \left(1 - \frac{e}{R} - \frac{\tau_0}{\tau_w} \right)^{\frac{1}{n} + 1} \\ - \frac{2}{\frac{1}{n} + 3} \left(1 - \frac{e}{R} - \frac{\tau_0}{\tau_w} \right)^{\frac{1}{n} + 3} \\ - \frac{2}{\frac{1}{n} + 2} \left(1 - \frac{e}{R} - \frac{\tau_0}{\tau_w} \right)^{\frac{1}{n} + 2} \frac{\tau_0}{\tau_w} \end{array} \right]$$

Equation 5-16

Avec U_s la vitesse de glissement donnée par:

$$U_s = \left(\frac{\tau_w}{k_{cl}} \right)^{\frac{1}{n_{cl}}} \frac{R}{\frac{1}{n_{cl}} + 1} \left[1 - \left(1 - \frac{e}{R} \right)^{\frac{1}{n_{cl}} + 1} \right]$$

Equation 5-17

Avec

e épaisseur de la couche limite (m)

n_{cl} indice de puissance de la couche limite

k_{cl} indice de consistance de la couche limite (Pasⁿ)

τ_0 seuil de cisaillement du béton (Pa)

n indice de puissance du béton

k indice de consistance du béton (Pasⁿ)

τ_w contrainte de cisaillement à la paroi donnée par:

$$\tau_w = \frac{\Delta P R}{L 2}$$

Equation 5-18

Pour calculer k_{cl} , nous appliquons:

$$k_{cl} = 0,176 k$$

Equation 5-19

En résumé, le calcul du débit avec la prise en compte de la couche limite s'effectue avec le modèle Herschel-Bulkley. Le calcul sans la prise en compte de la couche limite s'effectue avec le modèle Bingham modifié pour les bétons rhéo-épaississants, et avec le modèle de Bingham pour les bétons de comportement rhéologique linéaire. Ces calculs ont permis de comparer le débit calculé et celui mesuré. Cette comparaison est présentée sur la Figure 5-31.

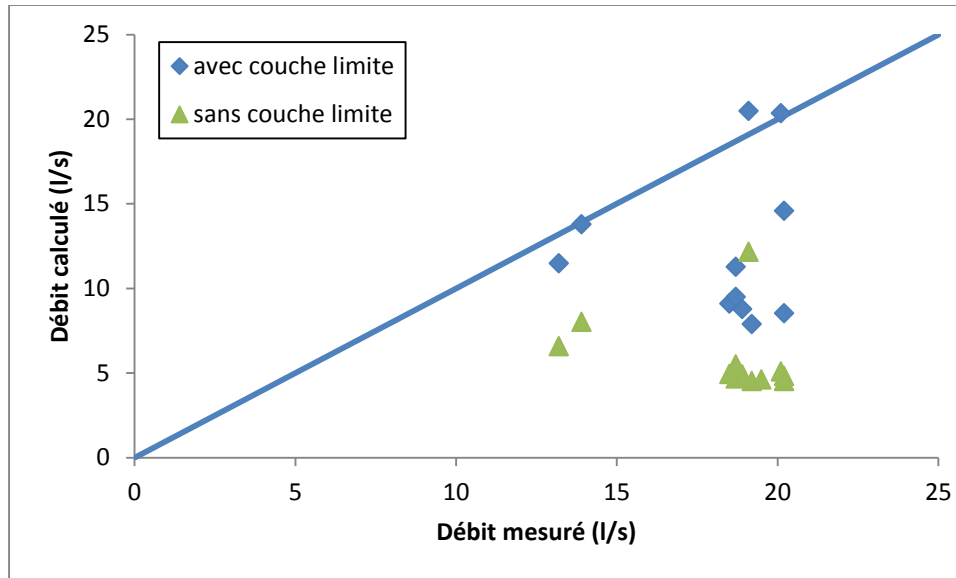


Figure 5-31 Débit calculé en fonction du débit mesuré

Nous constatons, d'après la Figure 5-31 que lorsque la couche limite n'est pas prise en compte, le débit théorique calculé est nettement sous-estimé pour tous les bétons. La prise en compte de la relation $k_{couche\ limite} = 0,176 k_{béton}$ dans les calculs analytiques a permis d'améliorer la prédiction. Cette prédiction est correcte pour les quatre bétons SCC8, SCC12, SCC15, SCC16. Cependant, le calcul du débit des bétons SCC1, SCC2, SCC3, SCC5, SCC7, SCC13 est toujours sous-estimé avec une erreur relative moyenne de 48%.

Ceci est assez étrange car si on compare la composition du béton SCC3 avec celle du béton SCC8, on trouve qu'elles sont presque identiques. La différence en quantité de super plastifiant est très petite (5,12%). La même remarque est aussi valable pour la comparaison entre le béton SCC5 et le béton SCC15. La seule différence entre eux est une quantité de super plastifiant légèrement variée (4,34%).

Approfondissons l'étude de la comparaison entre le SCC3 et le SCC8. Malgré un dosage de super plastifiant supérieur, le seuil de cisaillement du SCC3 (de 270 Pa) est largement plus important que celui du SCC8 (21,8 Pa)! Aussi, leur différence en termes d'indice de consistance est très grande: 45,8 Pasⁿ et 1,79 Pasⁿ. On pourrait présumer qu'il y a une anomalie dans la mesure de la rhéologie du SCC3 qui altère le calcul théorique du débit.

Dans le cas des bétons mentionnés ci-dessous, on peut constater que pour les bétons de formulation assez identique (la seule différence est la quantité de super plastifiant), on obtient des relations pression-débit très différentes. En conséquence, on peut en déduire qu'il n'y a aucun moyen possible de prédire cette relation en se basant uniquement sur la formulation du béton.

Aussi, une mauvaise mesure de la rhéologie du béton altère sérieusement la prédiction de la relation pression-débit. Une mauvaise estimation du seuil de cisaillement ne pose pas beaucoup de problème; par contre une mauvaise estimation de l'indice de consistance modifie complètement la prédiction du débit. Cette remarque peut être visualisée en observant l'analyse graphique de l'Equation 15 appliquée au béton SCC3 (Figure 5-32 et Figure 5-33). La Figure 5-32 montre le changement du débit en fonction d'une variation unique du seuil de cisaillement. La Figure 5-33 montre le changement du débit en fonction d'une variation unique de l'indice de consistance. On peut voir que la prédiction du débit devient extrêmement sensible pour les bétons de l'indice de consistance faible.

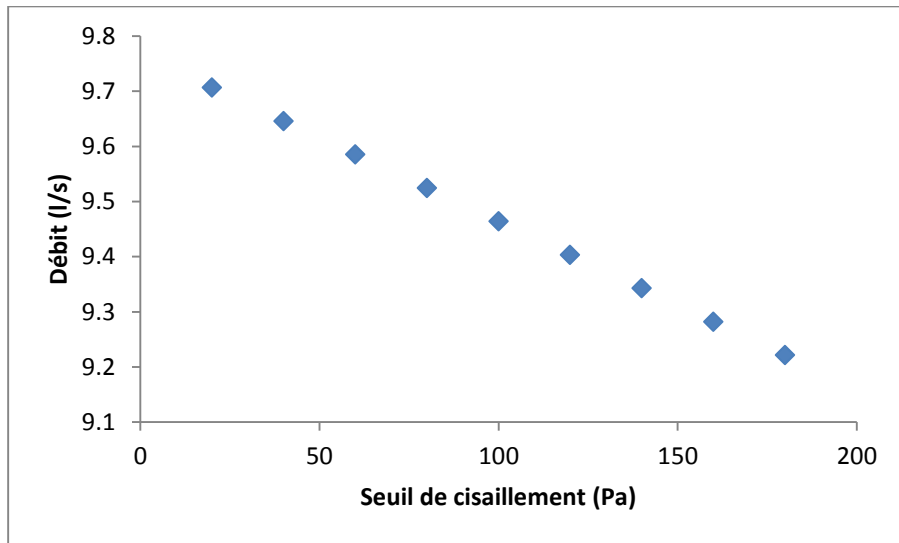


Figure 5-32 Changement du débit en fonction d'une variation unique du seuil de cisaillement

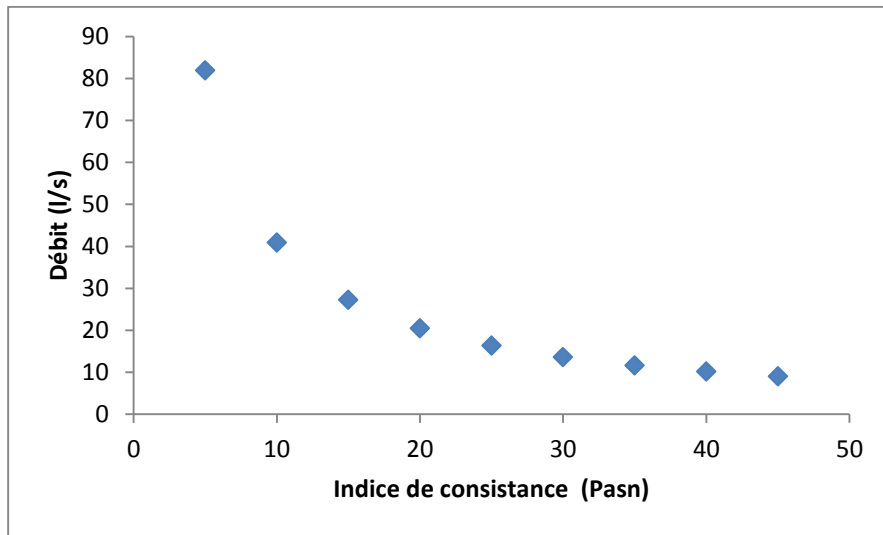


Figure 5-33 Changement du débit en fonction d'une variation unique de l'indice de consistance

7. Conclusion

Fluent est un logiciel de simulation numérique des fluides très performant. Avec un maillage adapté à la technique VOF, nous sommes capables de simuler les écoulements des fluides non miscibles. C'est la raison pour laquelle il est un outil très puissant pour simuler l'écoulement multicouches du béton dans une conduite.

L'utilisation de Fluent dans notre étude consiste à simuler l'écoulement du béton dans un canal ouvert avec la présence d'une couche limite d'épaisseur 2 mm à l'interface béton-paroi. Pour simuler l'écoulement, il nous faut la rhéologie du béton et celle de la couche limite. La rhéologie du béton est mesurée par le rhéomètre Tattersall MK-II qui a été calibré par les simulations numériques. Quant à la rhéologie de la couche limite, une méthode de prélèvement a permis d'extraire une couche d'épaisseur 2 mm au contact de la paroi et sa rhéologie a été mesurée. Réalisée sur plusieurs bétons, la mesure de rhéologie de cette couche permet de trouver une relation linéaire avec la rhéologie du béton. Après avoir utilisé ces données rhéologiques pour simuler les essais de pompage, nous avons retrouvé exactement les mêmes profils de vitesse par rapport aux profils mesurés. Ainsi, le matériau prélevé au contact de la paroi est bien la couche limite, la méthode de prélèvement est fiable.

En plus, des simulations sans prise en compte de la couche limite ont été réalisées. Dans le but de comparer la relation pression-débit avec les résultats d'essais de pompage trouvés dans la littérature. Feys a prédit analytiquement la pression de pompage pour obtenir un débit donné sans considérer la couche limite mais la pression nécessaire réellement a dépassé sa prédiction d'environ 2 fois (sur un exemple de béton auto plaçant). Ici, la simulation sans la couche limite indique qu'il faut aussi une pression plus de 2 fois plus forte comparée au cas avec présence de la couche limite. En conséquence, la simulation est considérée comme cohérente avec les calculs analytiques et encore une fois la comparaison permet de confirmer la relation linéaire en termes de la viscosité plastique entre la couche limite et le béton.

Les simulations ont aussi permis de montrer que la couche limite n'a pas la composition du mortier du béton mais est un matériau moins visqueux.

Références

- Buckingham, E. (1921). On plastic flow through capillary tubes. Proceedings of the American mathematical Society.
- Choi, M., N. Roussel, Y. Kim and J. Kim (2013). "Lubrication layer properties during concrete pumping." Cement and Concrete Research 45: 69-78.
- Crepas, R. A. (1997). Pumping concrete, techniques and applications. Elmhurst, Crepas and Associates, Inc.
- ENSEEIH, I.-. "Formation d'ingénieurs en Hydraulique et Mécanique des Fluides ", from <http://hmf.enseeiht.fr/travaux/CD0809/bei/beiep/9/html/vof/vof.html>.
- Feys, D. (2009). Interactions between Rheological Properties and Pumping of Self-Compacting Concrete. Doctoral thesis, Ghent University.
- Feys, D., G. De Schutter and R. Verhoeven (2013). "Parameters influencing pressure during pumping of self-compacting concrete." Materials and Structures 46(4): 533-555.
- Guptill, N. R. (1998). Placing concrete by pumping methods. ACI-Comm 304. Farmington Hills, American Concrete Institute.
- Hirt, C. W. and B. D. Nichols (1981). "Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries." Journal of Computational Physics 39: 201-225.
- Jolin, M., D. Burns, B. Bissonnette, F. Gagnon and L. S. Bolduc (2009). Understanding the pumpability of concrete. Shotcrete for Underground Support XI.
- Kalyon, D. M. (2005). "Apparent slip and viscoplasticity of concentrated suspensions." Journal of Rheology 49(3): 621-640.
- Kasami, H., T. Ikeda and S. Yamane (1979). On workability and pumpability of superplasticized concrete. Superplasticizers in Concrete, Ottawa.
- Macosko, C. W. (1994). Rheology: principles, measurements, and applications. New York, VCH.
- Materials, A. S. f. T. a. (2009). Standard specification for concrete aggregates. Philadelphia. ASTM C 33.
- Poiseuille, J. L. M. (1840). "Recherches expérimentales sur le mouvement des liquides dans les tubes de très-petits diamètres." CR Acad Sci Paris 11: 961-967, 1041-1049.
- Poiseuille, J. L. M. (1841). "Recherches expérimentales sur le mouvement des liquides dans les tubes de très-petits diamètres." CR Acad Sci Paris 12: 112-115.

Sakuta, M., I. Kasanu, S. Yamane and A. Sakamoto (1989). Pumpability of fresh concrete. Tokyo, Takenaka Technical Research Laboratory.

Schwing (1983). Pumping, concrete and concrete pumps: a concrete placing manual, In: Eckardstein KEV (ed).

Spiratos, N., M. Pagé, N. Mailvaganam, V. M. Malhotra and C. Jolicoeur (2003). Superplasticizers for Concrete: fundamentals, technology, and practice. Ottawa.

Tattersall, G. H. and P. J. G. Banfill (1983). The rheology of fresh concrete. Boston [Mass.] ; London, Pitman.

Conclusions et perspectives

1. Conclusions générales

1.1. Rhéométrie du béton

En réalisant la calibration du rhéomètre Tattersall MK-II avec la méthode de simulation numérique des fluides, désormais, la rhéologie d'un béton peut être mesurée d'une façon précise. Ce travail numérique a permis de simuler presque tous les phénomènes hydrodynamiques se produisant au sein du rhéomètre. Ainsi, nous sommes maintenant capables de prendre en compte toutes les forces agissant sur l'agitateur du rhéomètre lorsqu'il est en rotation. En effet, les résultats de simulation sont tout à fait cohérents avec ceux mesurés expérimentalement. Ce travail a permis de transformer le rhéomètre Tattersall MK-II d'un appareil de mesure qualitatif à un appareil de mesure quantitatif. En comparant les résultats de la prédiction de la rhéologie du béton des trois rhéomètres: le Tattersall –MK-II, l'Anton Paar MCR-52, et le Contec Viscometer 5, on peut confirmer que la méthode de calibration numérique développée est capable de décrire correctement la rhéologie du béton. En plus, cette méthode peut être appliquée à n'importe quel rhéomètre afin d'optimiser les résultats de mesure des paramètres rhéologiques et les rendre plus fiables. Dorénavant, le rhéomètre Tattersall MK-II peut être utilisé aussi bien pour le béton que pour le mortier.

1.2. Propriétés rhéologiques du béton frais

Dans le cadre de cette étude, nous avons montré que, presque tous les bétons auto plaçants ont un comportement rhéo-épaississant dû à leur rapport E/L assez faible. Le modèle rhéologique utilisé pour ces bétons est celui de Herschel-Bulkley. Quant aux bétons traditionnels, leur comportement rhéologique suit le modèle de Bingham. Par ailleurs, aucun comportement rhéo-fluidifiant du béton n'a été observé. Même si la rhéologie du béton frais est principalement définie par sa composition, le contrôle de la rhéologie n'est pas évident car celle-ci dépend aussi du malaxeur et de la procédure de malaxage. En plus, la rhéologie du béton est très sensible aux variations de quantité des paramètres de composition. En conséquence, si on connaît uniquement la formulation du béton, il est impossible de prédire quantitativement la rhéologie du béton. Dans ce cas, seulement une prédiction qualitative est possible.

1.3. Tribométrie du béton frais

Le tribomètre utilisé dans ce projet de recherche est dédié uniquement pour les bétons traditionnels dont le seuil de cisaillement est plus élevé que la contrainte de cisaillement développée par la rotation de l'agitateur. Donc nous sommes capables de mesurer la viscosité de la couche limite qui peut être utilisée pour prédire l'écoulement du béton dans une conduite.

Par contre, pour le béton auto plaçant, dû à son faible seuil de cisaillement, il est impossible de distinguer le couple dû au frottement entre le béton et la paroi de l'agitateur et celui dû au cisaillement du béton. En conséquence, la tribologie des bétons auto plaçants ne peut pas être caractérisée par ce tribomètre.

1.4. Mesure du profil de vitesse

L'application de la méthode PIV permet de mesurer le profil de vitesse à la surface libre d'un écoulement du béton dans un canal ouvert. Les résultats obtenus sont de haute résolution avec une moyenne de 4 points de mesure par millimètre. Grâce aux profils de vitesse très détaillés, les informations sur l'épaisseur de la couche limite et l'intensité de la vitesse de glissement sont obtenues.

Cependant, le débit de l'écoulement n'est pas très élevé (de 0,7 à 1 l/s) car il s'agit d'un écoulement sous l'effet de la gravitation, dans un canal incliné. En conséquence, l'effet du comportement rhéo-épaississant des bétons auto plaçants n'est pas prononcé. Du point de vue du comportement du béton au contact de la paroi, un écoulement dans un canal ouvert est quasi équivalent à un écoulement dans une conduite normale. (Chapitre 3, 3.1)

Les séries expérimentales permettent d'avancer que l'épaisseur de la couche limite est constante et égale à 2 mm. Celle-ci est indépendante du diamètre maximal des granulats qui varie entre 4 à 16 mm. Elle est également indépendante de l'épaisseur maximale de la pâte dans le cas des bétons auto plaçants.

L'inconvénient de la méthode PIV appliquée dans ces études concerne la distance d'un millimètre au contact de la paroi dans laquelle les vecteurs de vitesse sont artificiels.

1.5. Couche limite

Grâce à la mesure du profil de vitesse, l'effet de la couche limite est bien confirmé. Une vitesse de glissement est observée pour tous les bétons que ce soit un béton traditionnel ou un béton auto plaçant. Pour les bétons traditionnels, la majorité du cisaillement a lieu dans la couche limite. En conséquence, un écoulement en bloc avec un glissement à l'interface béton-paroi est observé. Alors que pour les bétons auto plaçants, l'effet de la couche limite n'est pas dominant car le béton est aussi cisailé, la zone d'écoulement en bloc est parfois négligeable.

Une méthode de prélèvement de la couche limite a été développée pour extraire celle-ci du reste de béton au cours de pompage. Les mesures rhéologiques montrent que la couche limite est un fluide de Bingham même si le béton correspondant est un fluide rhéo-épaississant. Dans le cadre de cette étude, nous avons montré que la viscosité de la couche limite est linéairement proportionnelle avec l'indice de consistance des bétons auto plaçants correspondant. Par contre il

n'y a pas de relation entre les seuils de cisaillement de ces deux matériaux. Cependant, le seuil de cisaillement de la couche limite est assez faible et proche de zéro.

Une analyse au MEB a été effectuée sur les échantillons de la couche limite et du mortier. Le résultat montre que la couche limite se compose d'eau, du liant et uniquement de grains de sable fin. Le diamètre moyen des grains de sable ainsi que la quantité de sable dans la couche limite sont plus faibles que dans le mortier béton équivalent. Ce qui permet d'en déduire que la quantité d'eau et de liant dans la couche limite est plus importante.

1.6. Simulation numérique

Avec le débit mesuré et les propriétés rhéologiques du béton et de la couche limite mesurées, nous avons effectué des simulations numériques des essais réalisés. Une épaisseur constante de 2 mm de la couche limite est prise en compte dans les simulations. Les résultats du profil de vitesse issues des travaux numériques sont très cohérents avec ceux du profil mesuré par la méthode PIV. Ceci confirme que l'observation sur l'épaisseur et les mesures sur la rhéologie de la couche limite sont correctes. Les simulations montrent aussi que si la rhéologie du mortier est utilisée pour simuler la couche limite, les résultats obtenus ne sont pas très proches des résultats expérimentaux.

1.7. Calculs analytiques – prédiction du débit

Malgré les bonnes cohérences obtenues par la simulation numérique, la relation entre la viscosité de la couche limite et l'indice de consistance du béton doit être vérifiée par les calculs analytiques. Ces calculs ont été effectués pour les essais de pompage réalisés précédemment par Feys. Avec la valeur mesurée de la pression de pompage, les calculs ont permis de prédire correctement le débit de pompage pour 4 bétons sur une série d'essais de 11 bétons. Ces résultats permettent de montrer que la viscosité plastique de la couche limite n'est pas seulement une fonction de l'indice de consistance du béton mais elle est aussi dépendante d'un autre paramètre qui peut être un paramètre de composition du béton ou un paramètre rhéologique du béton ou encore la pression de pompage.

1.8. Prédiction de la pression totale de pompage

La prédiction de la pression de pompage peut être simple pour les bétons traditionnels à l'aide du tribomètre mais pour les bétons auto plaçants, les seuls paramètres mesurables et disponibles pour la prédiction sont la rhéologie du béton et la composition du béton. Une relation correcte entre ces paramètres et la rhéologie de la couche limite doit être trouvée, cela est le seul moyen de bien prédire la pression de pompage.

Les travaux de cette thèse ont initialisé les méthodes expérimentales pour mesurer la rhéologie de la couche limite et ont permis de trouver une relation qui fonctionne pour les bétons testés.

Cependant, du point de vue statistique, l'application de cette relation pour quelques autres bétons disponibles dans la littérature ne donne pas les résultats escomptés.

La clé pour bien prédire la pression de pompage est la mesure correcte de la rhéologie du béton et la prédiction correcte de la rhéologie de la couche limite.

2. Perspectives

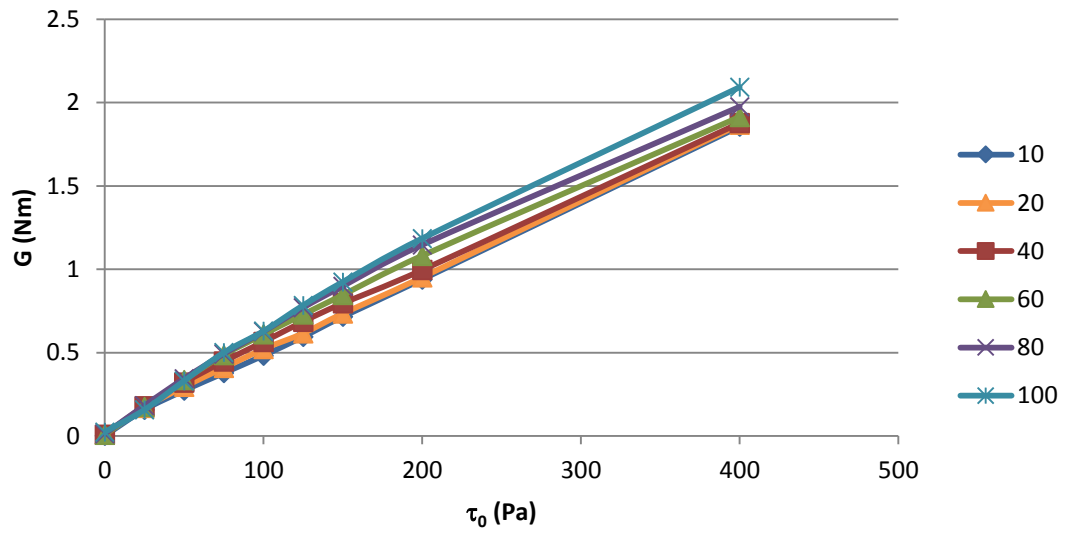
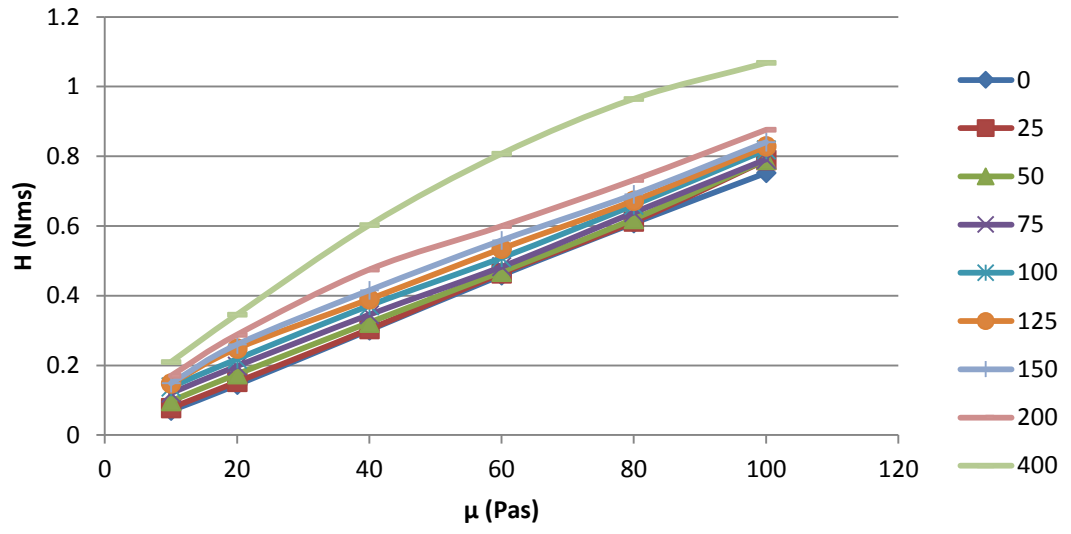
Comme le paramètre manquant pour la prédiction de la pression de pompage est la prise en compte de la couche limite, il y a deux options permettant de s'affranchir de ce problème:

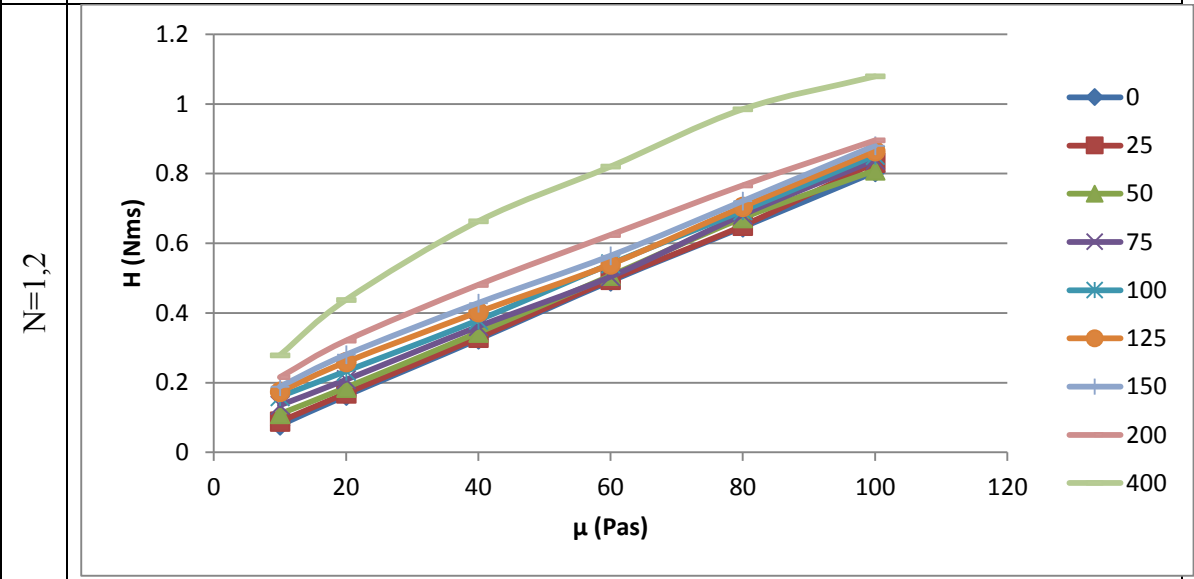
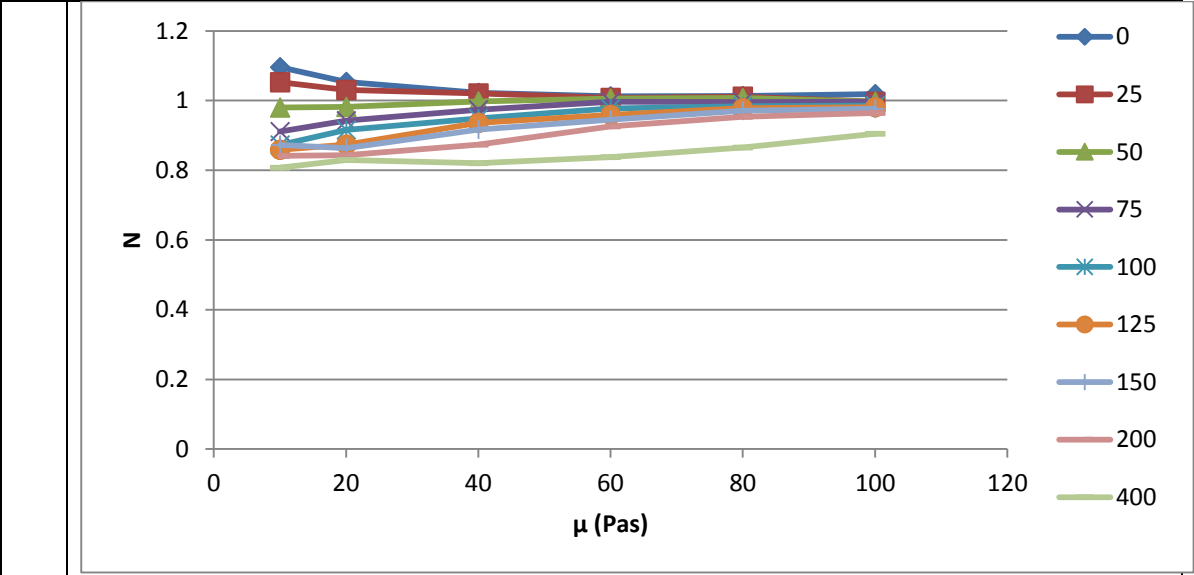
- Une étude plus approfondie devra être réalisée sur la relation entre la rhéologie de la couche limite et chaque paramètre de composition du béton et/ou chaque paramètre rhéologique du béton.
- Sinon, il faudra développer une méthode permettant de mesurer la tribologie des bétons auto plaçants. Cette mesure peut être réalisée avec le tribomètre mais doit être réalisée en deux étapes. Dans un premier temps, on mesure le couple généré par l'effet de combinaison entre le cisaillement de la couche limite et le cisaillement du béton. Dans un deuxième temps, on mesure uniquement le couple généré par le cisaillement du béton. Cette deuxième mesure peut être réalisée en ajoutant une rugosité à l'interface béton-paroi afin d'éviter la formation de la couche limite et donc d'éliminer le glissement. En faisant simplement la différence entre ces deux valeurs de couple, nous avons le couple dû uniquement à l'effet de la couche limite qu'on appelle la tribologie du béton. Cependant, il faut noter qu'avec le tribomètre actuel, l'effet centrifuge est assez prononcé pour les bétons auto plaçants, particulièrement les bétons très fluides. Il faudra donc prédire l'effet de ce phénomène.

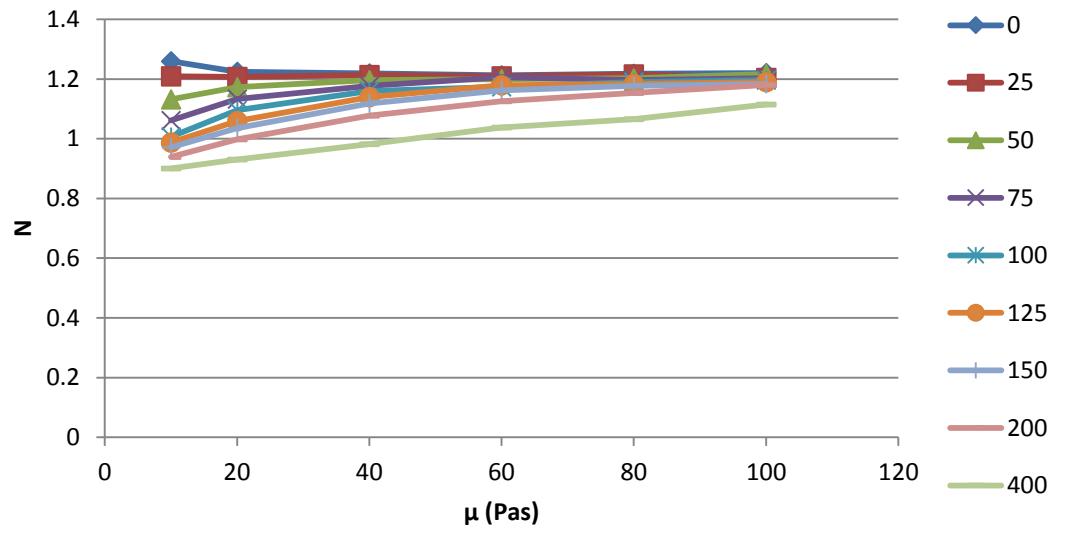
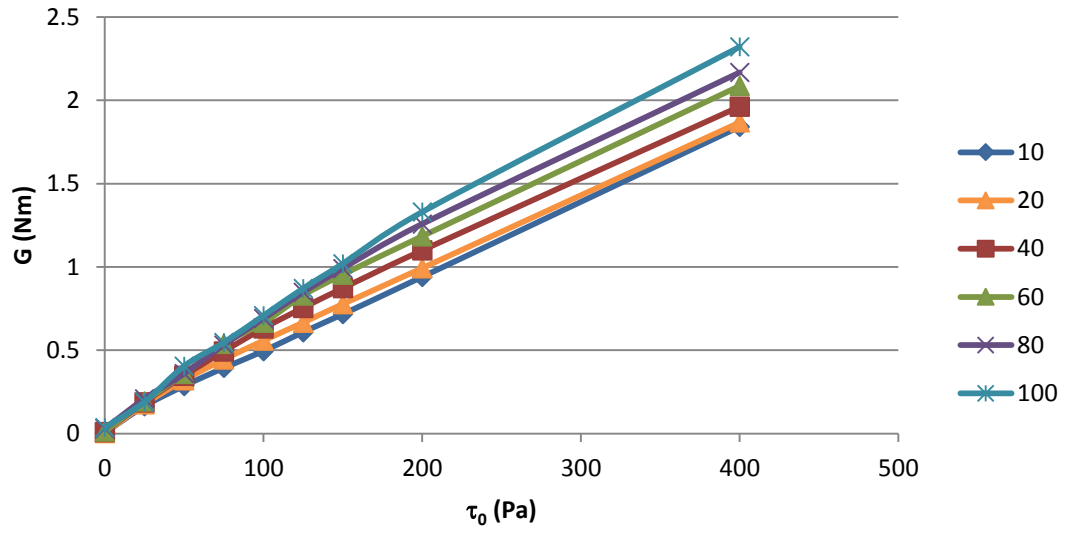
Comme le seul moyen permettant de prédire la rhéologie de la couche limite est de réaliser des essais expérimentaux sur une large variation de béton, il faut donc prévoir les travaux expérimentaux assez importants.

Annexe 1

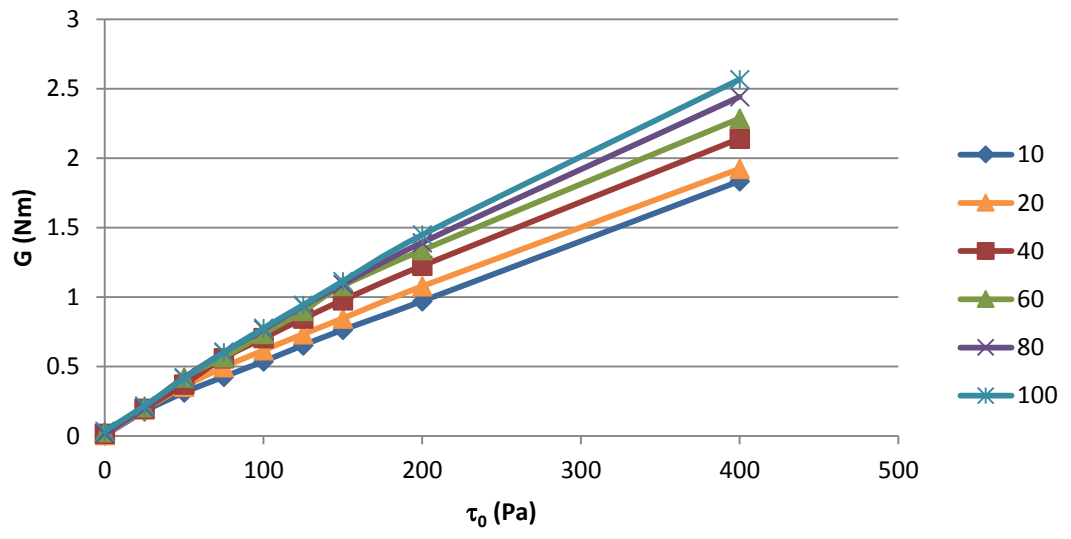
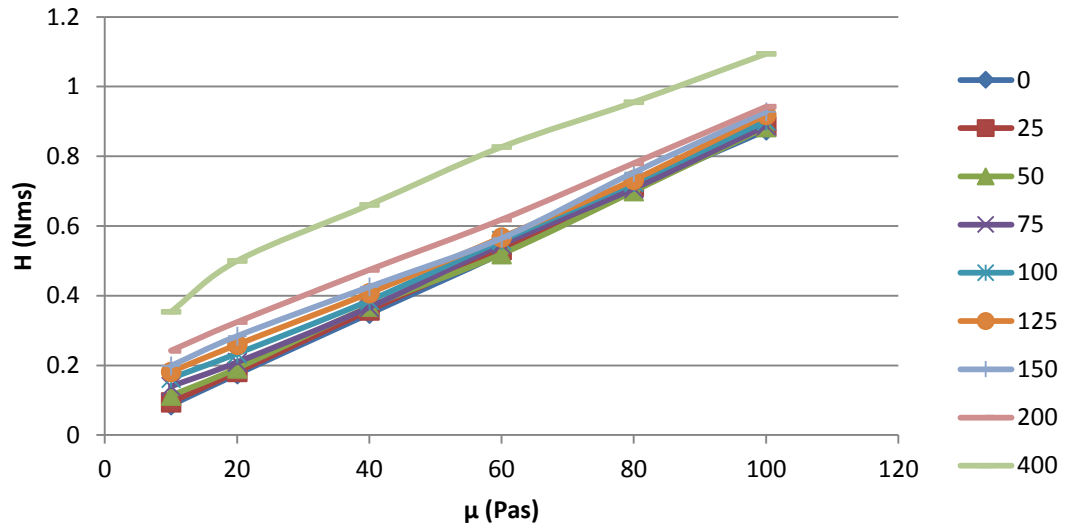
$N=1$

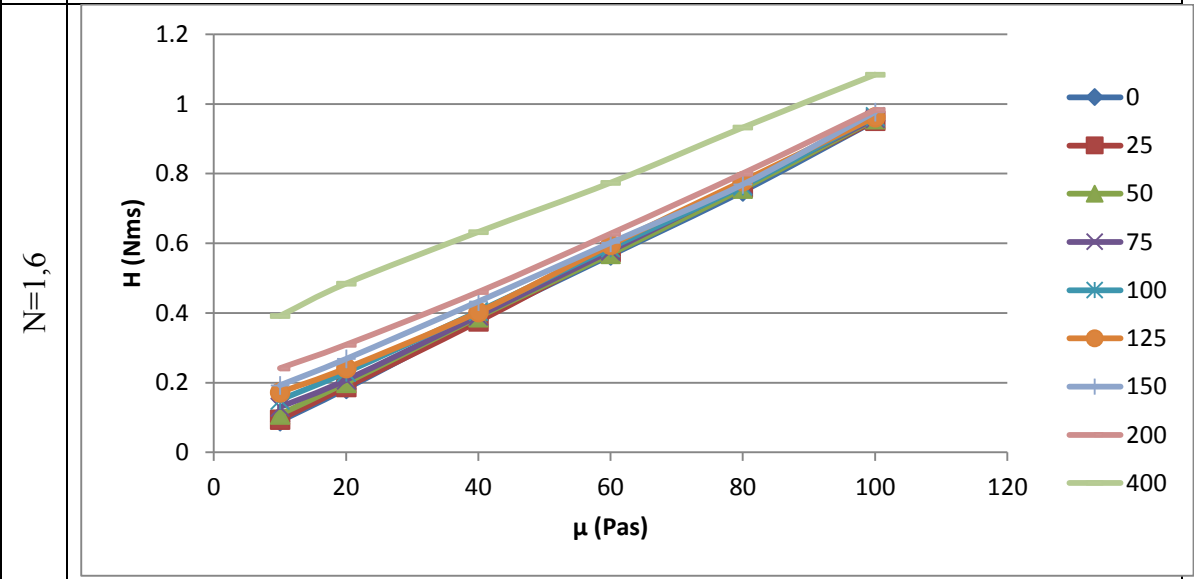
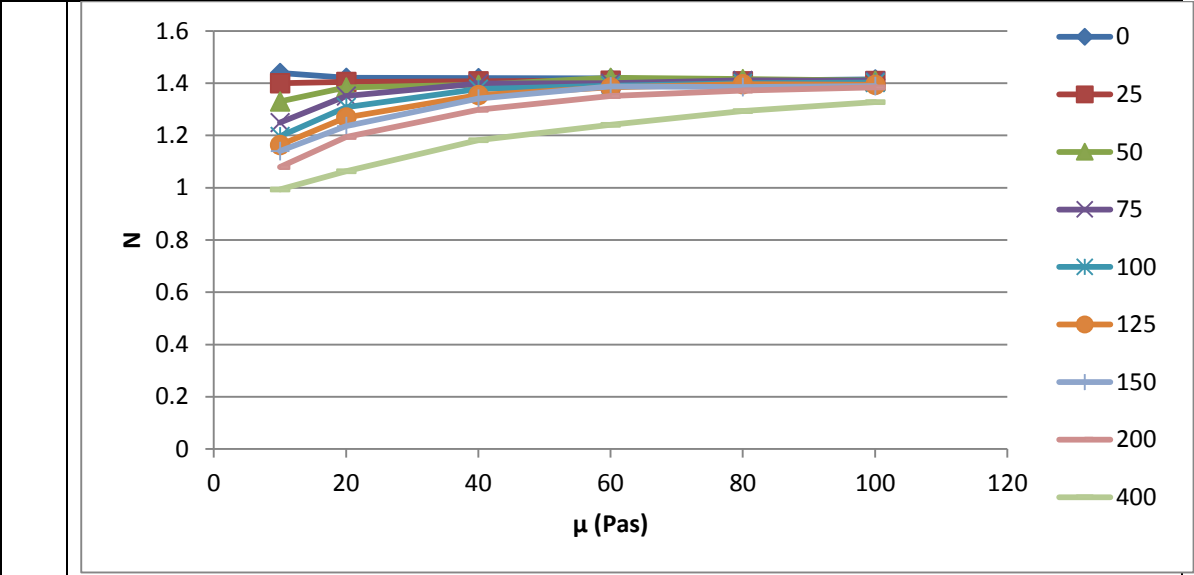


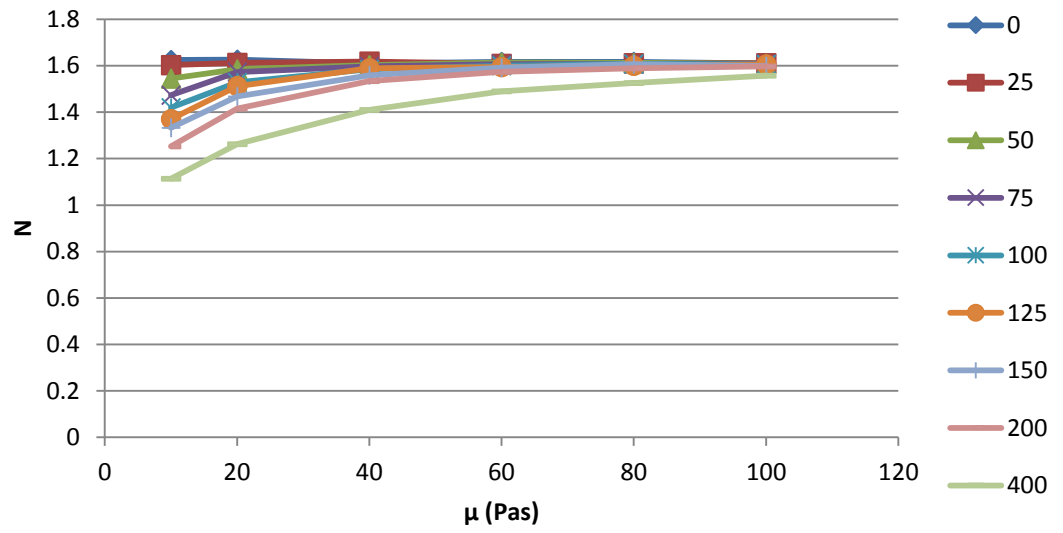
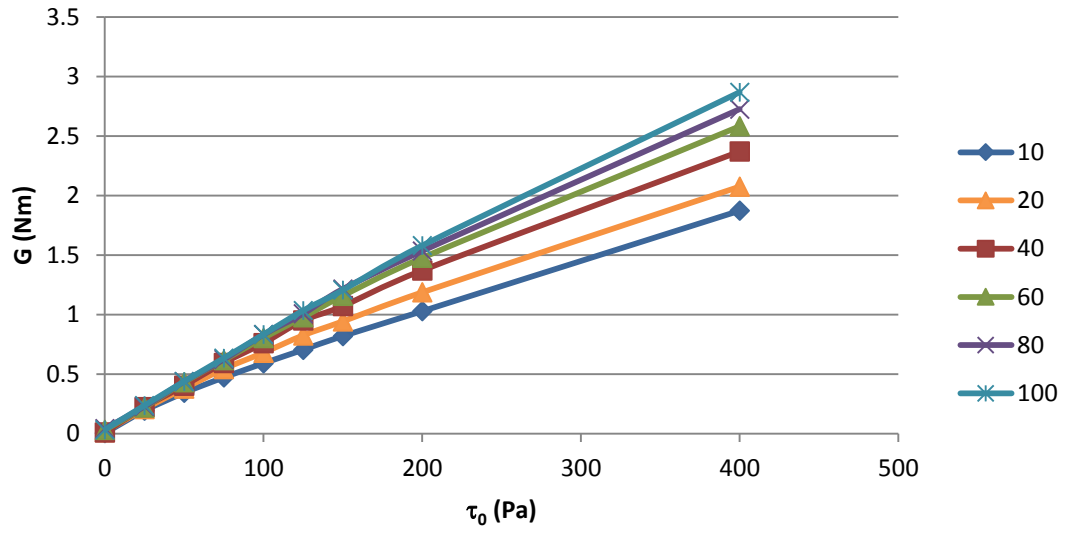




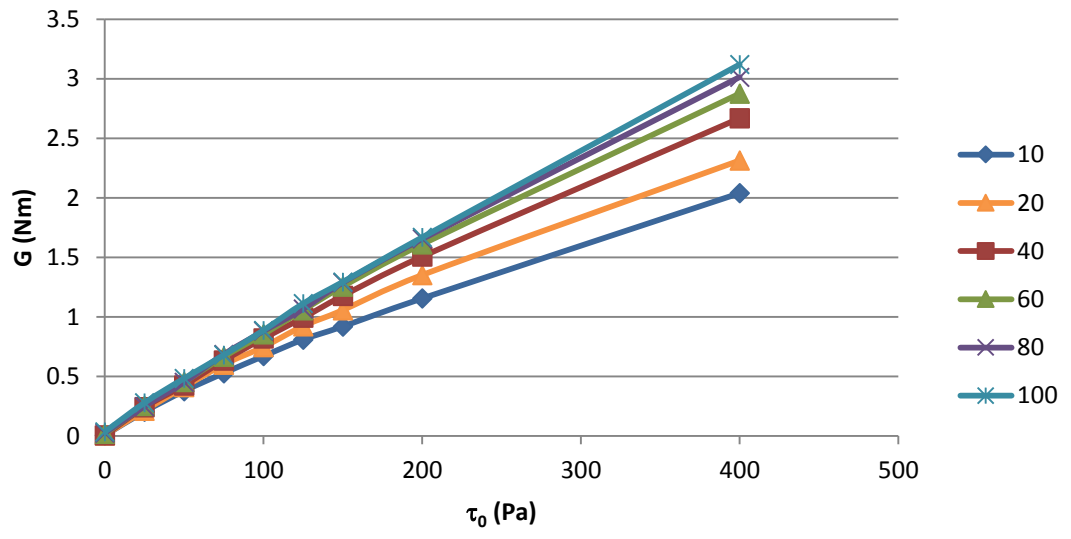
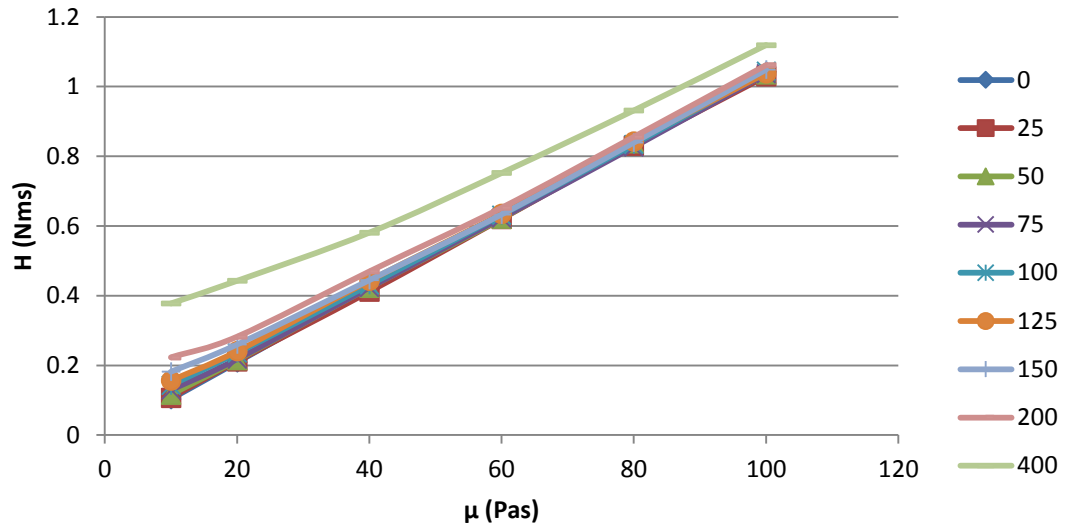
N=1,4

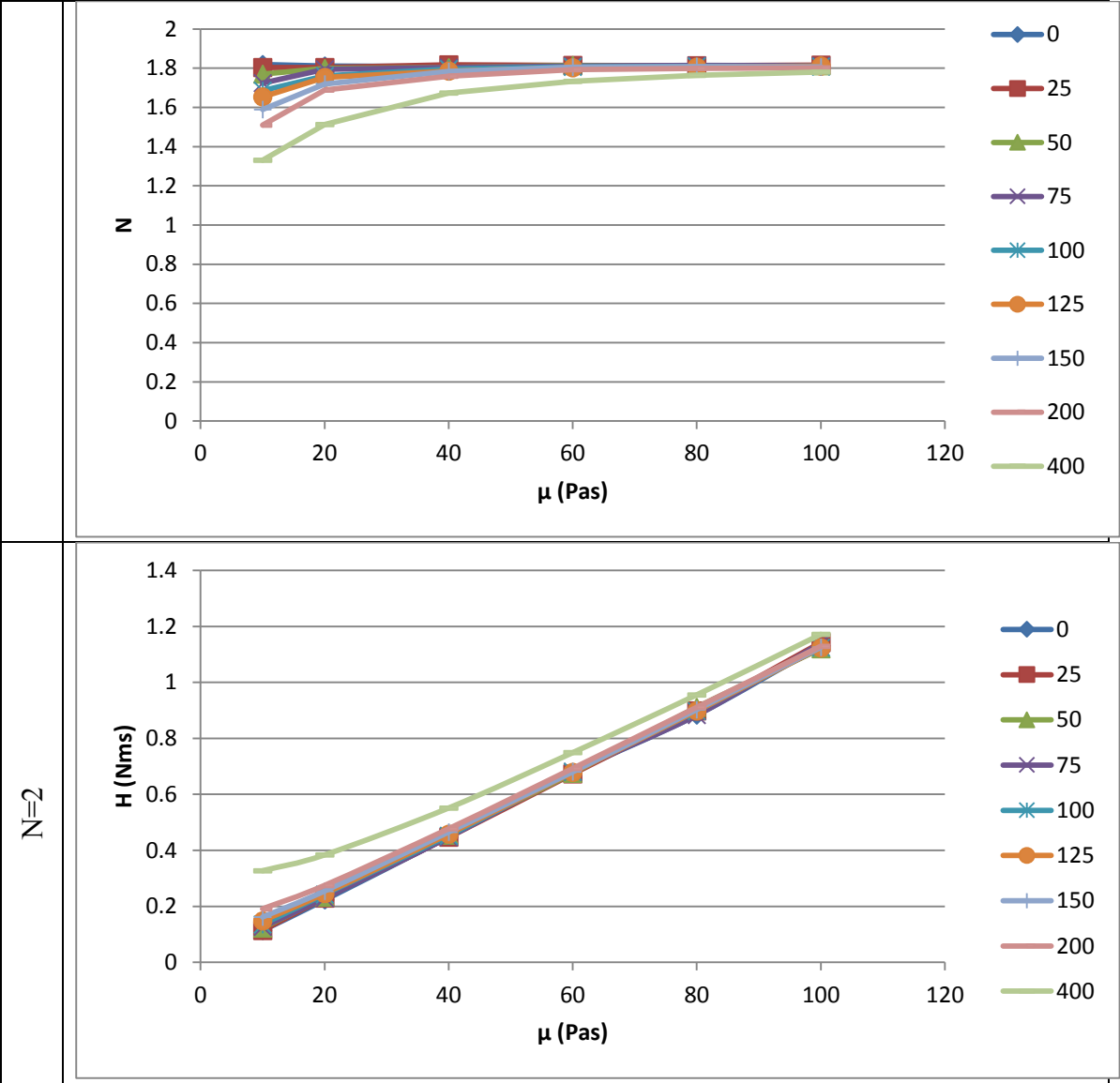


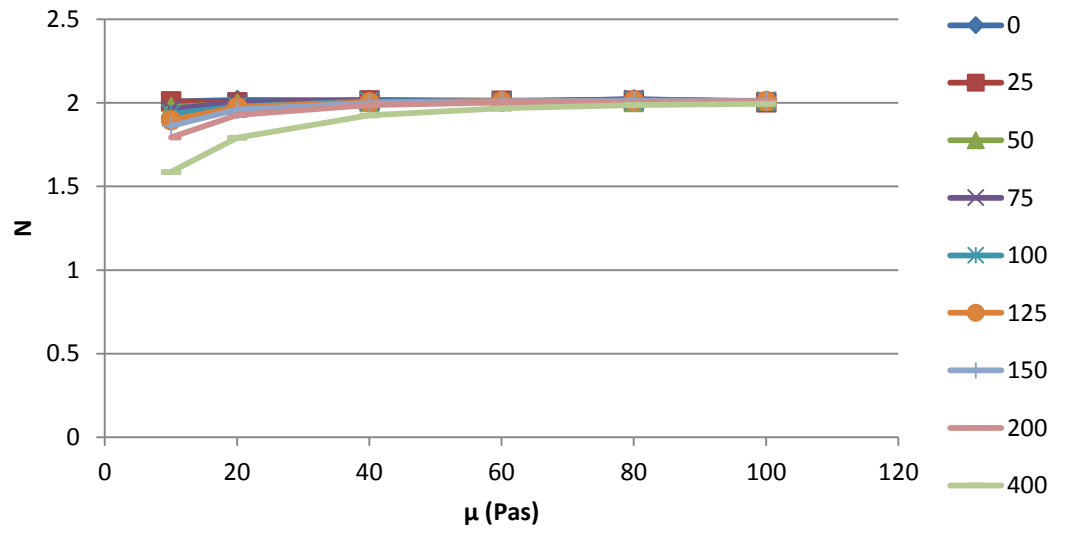
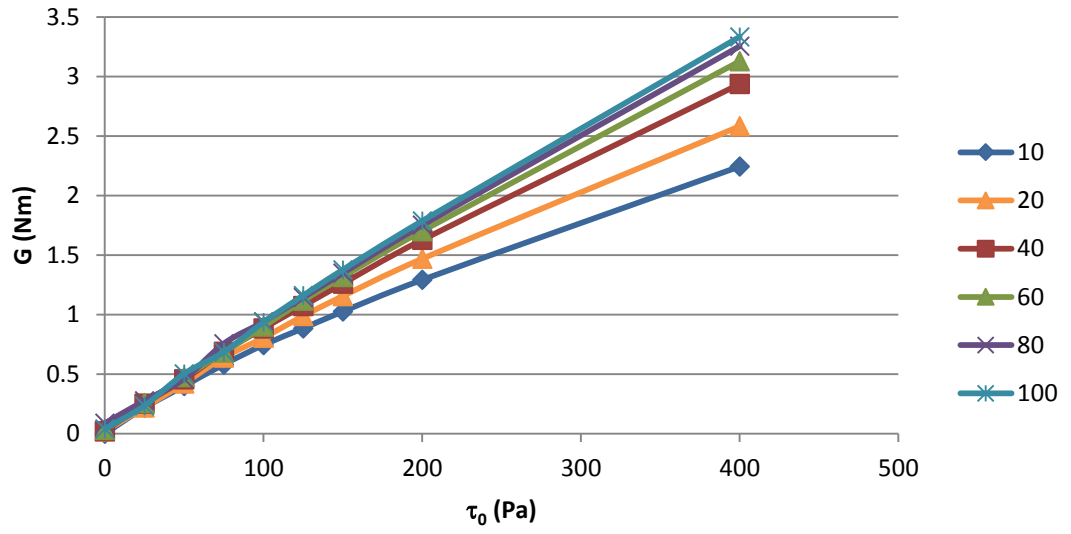




$N=1,8$



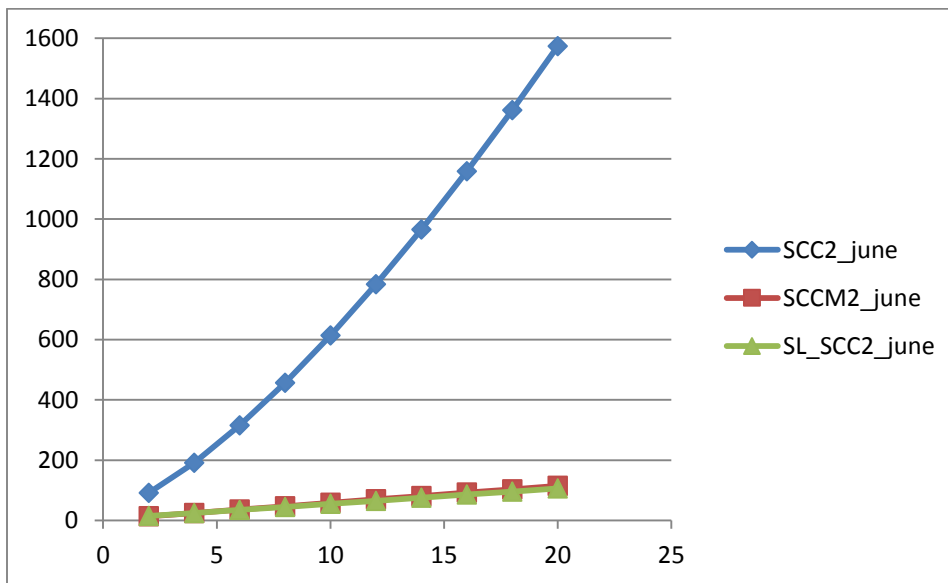
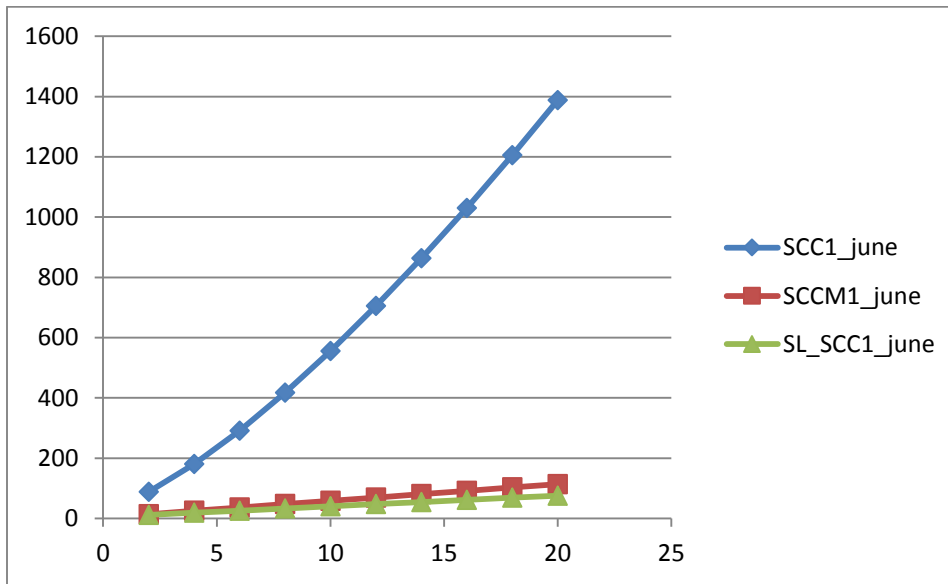


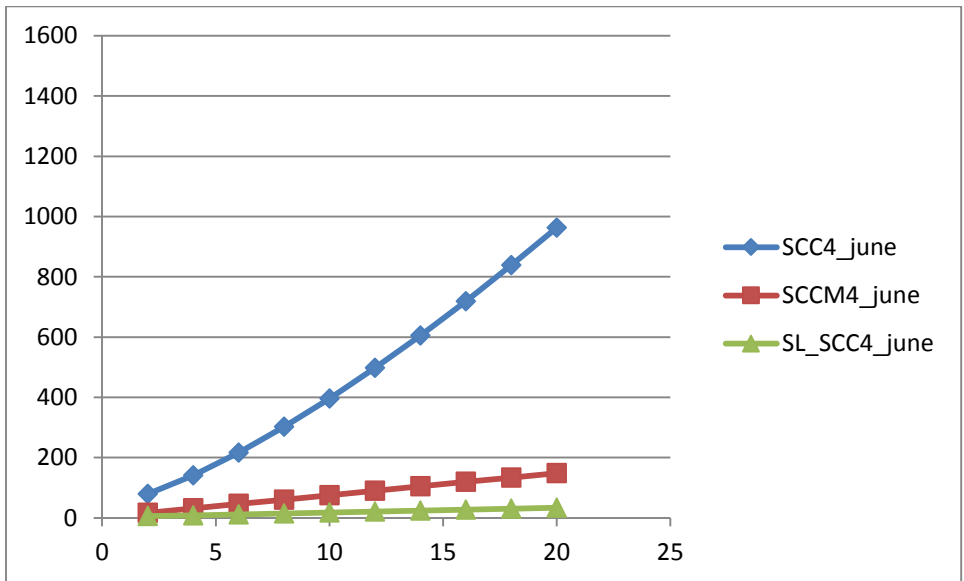
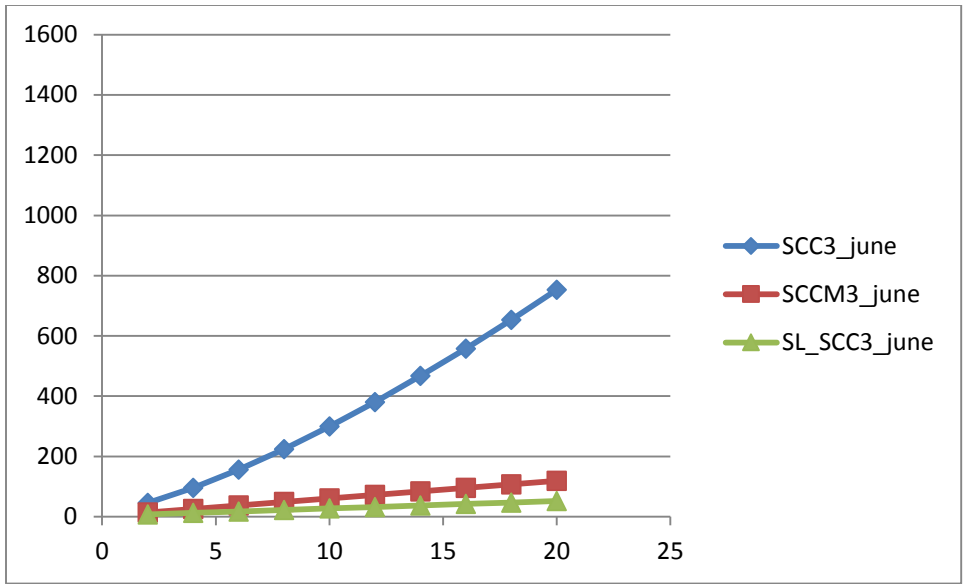


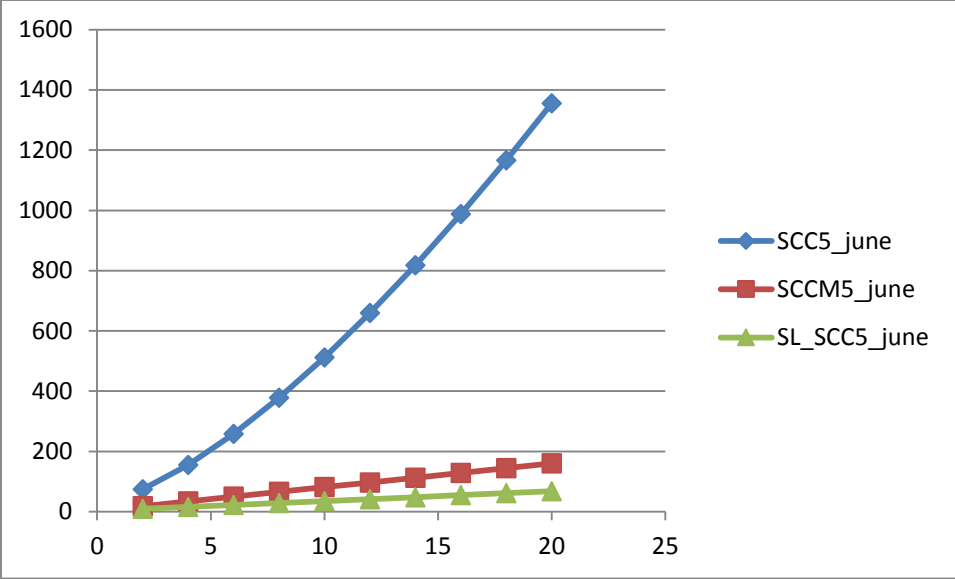
Annexe 2

Comparaison de la rhéologie: Béton – Mortier MBE – Couche limite

Contrainte de cisaillement (Pa) en fonction du taux de cisaillement (1/s)



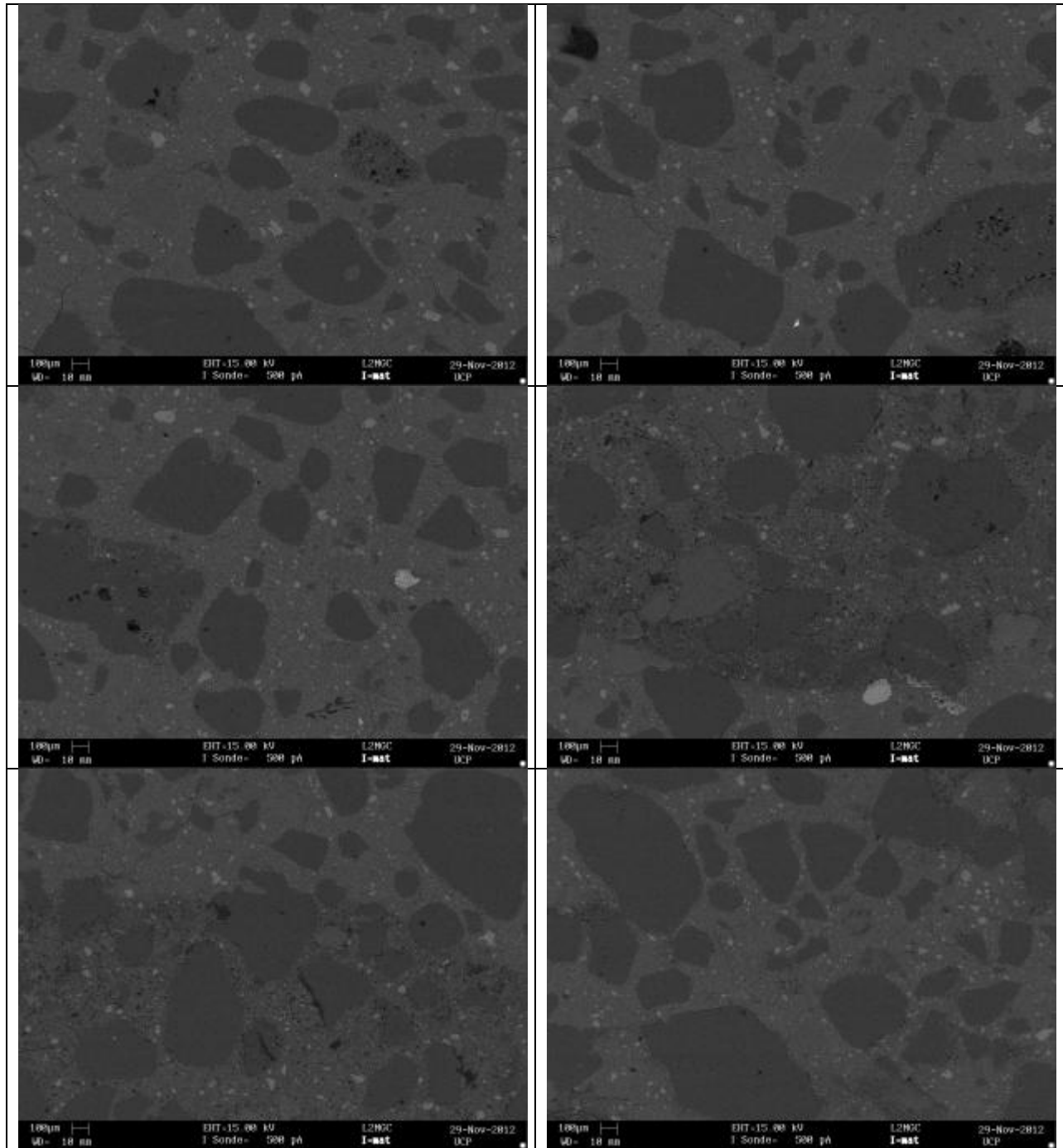


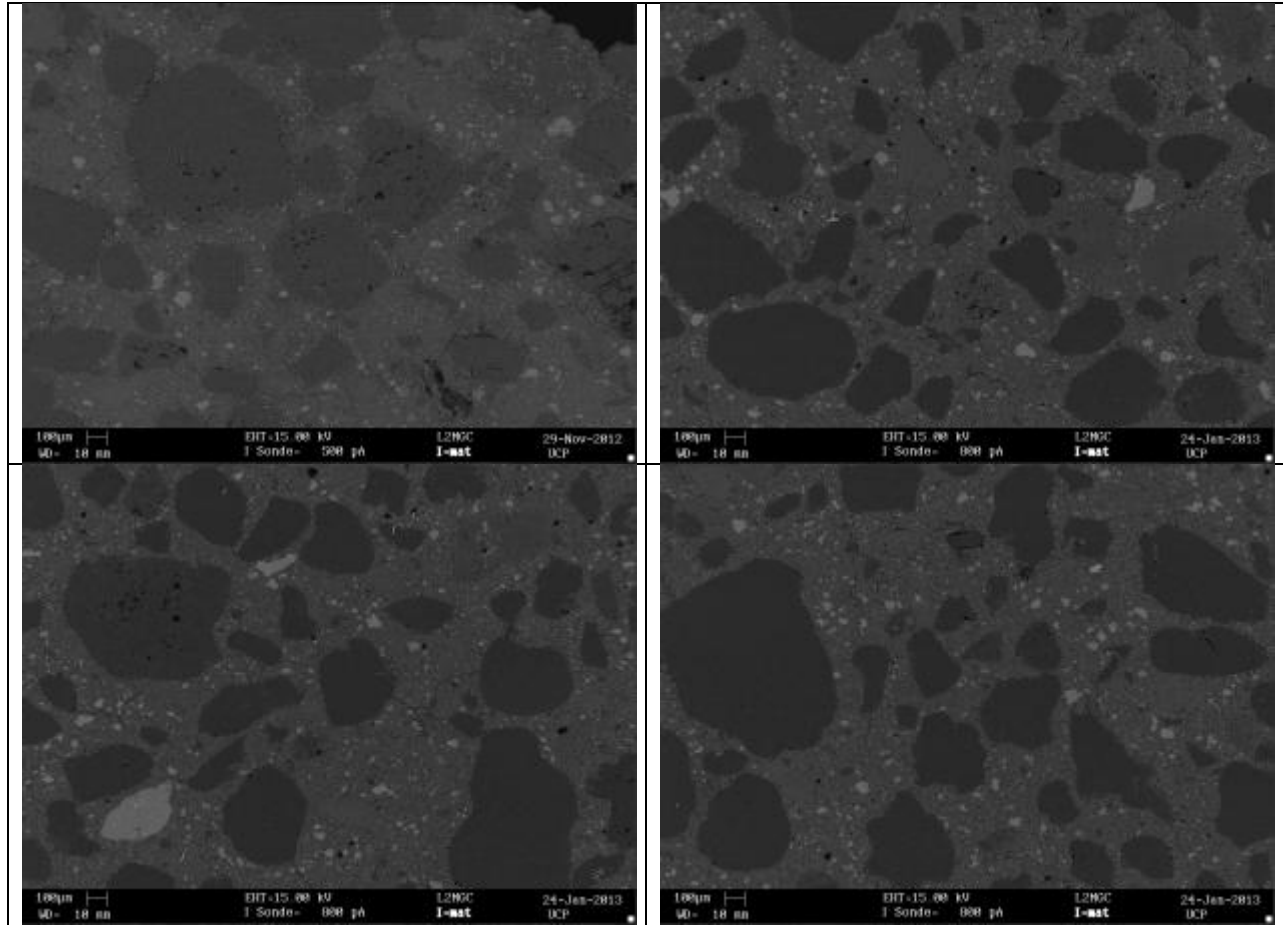


Annexe 3

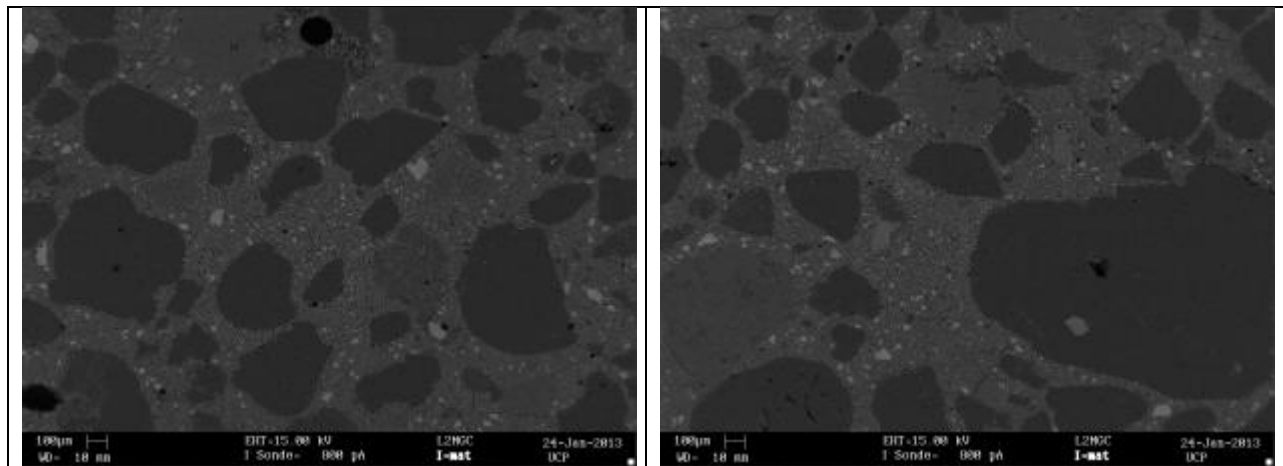
Analyse MEB : Couche limite– Mortier MBE

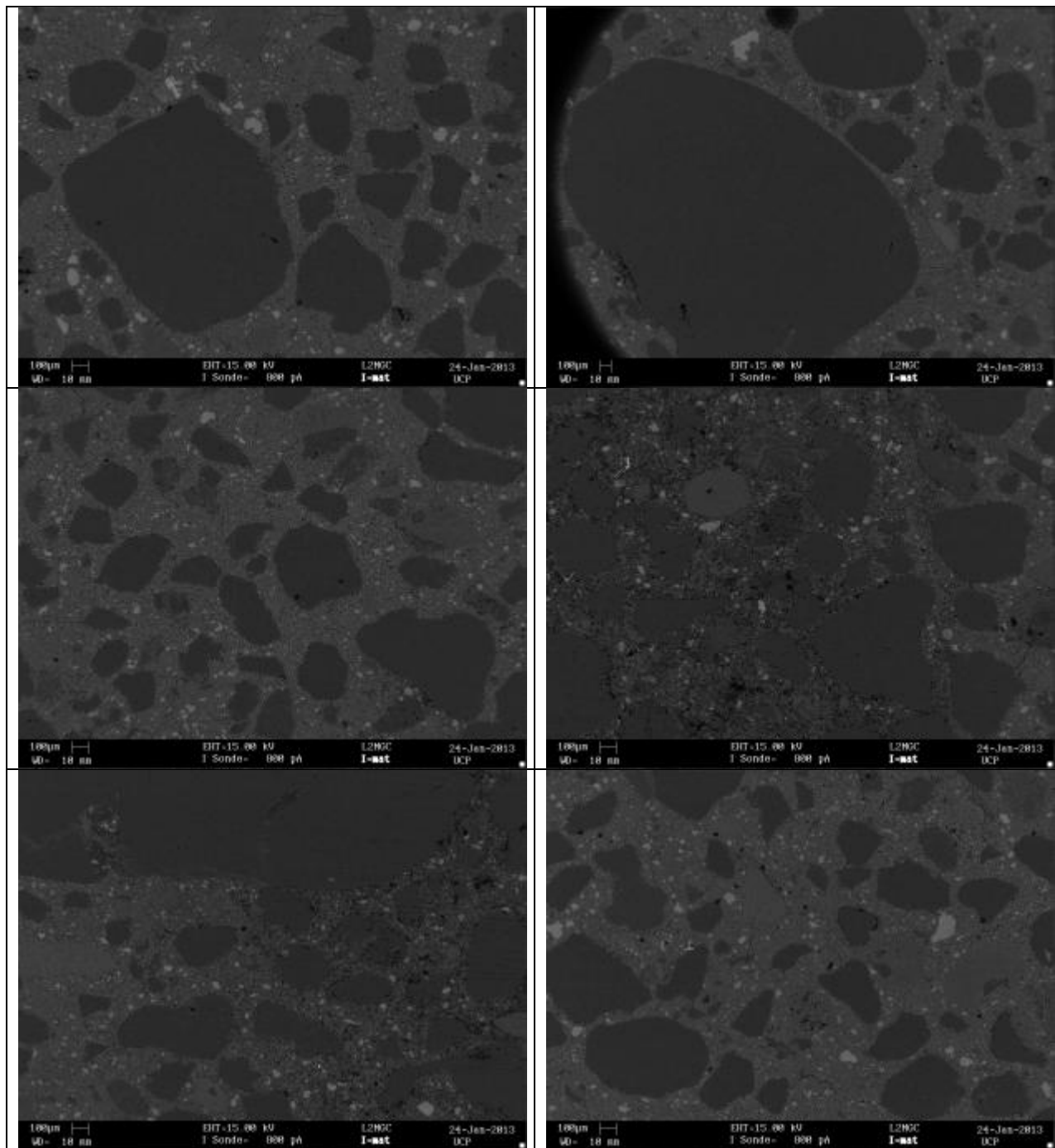
SCC1_juin – Couche limite

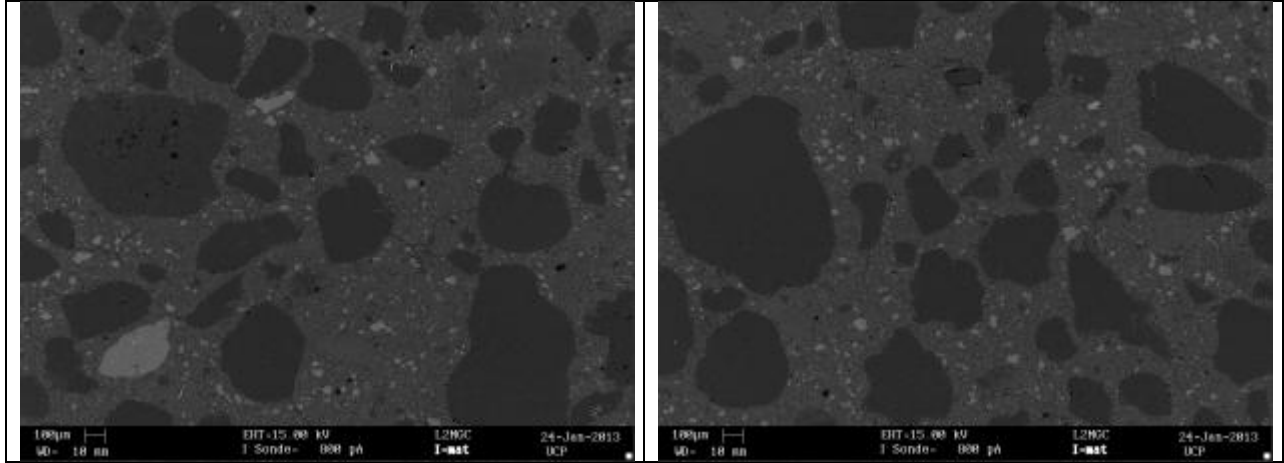




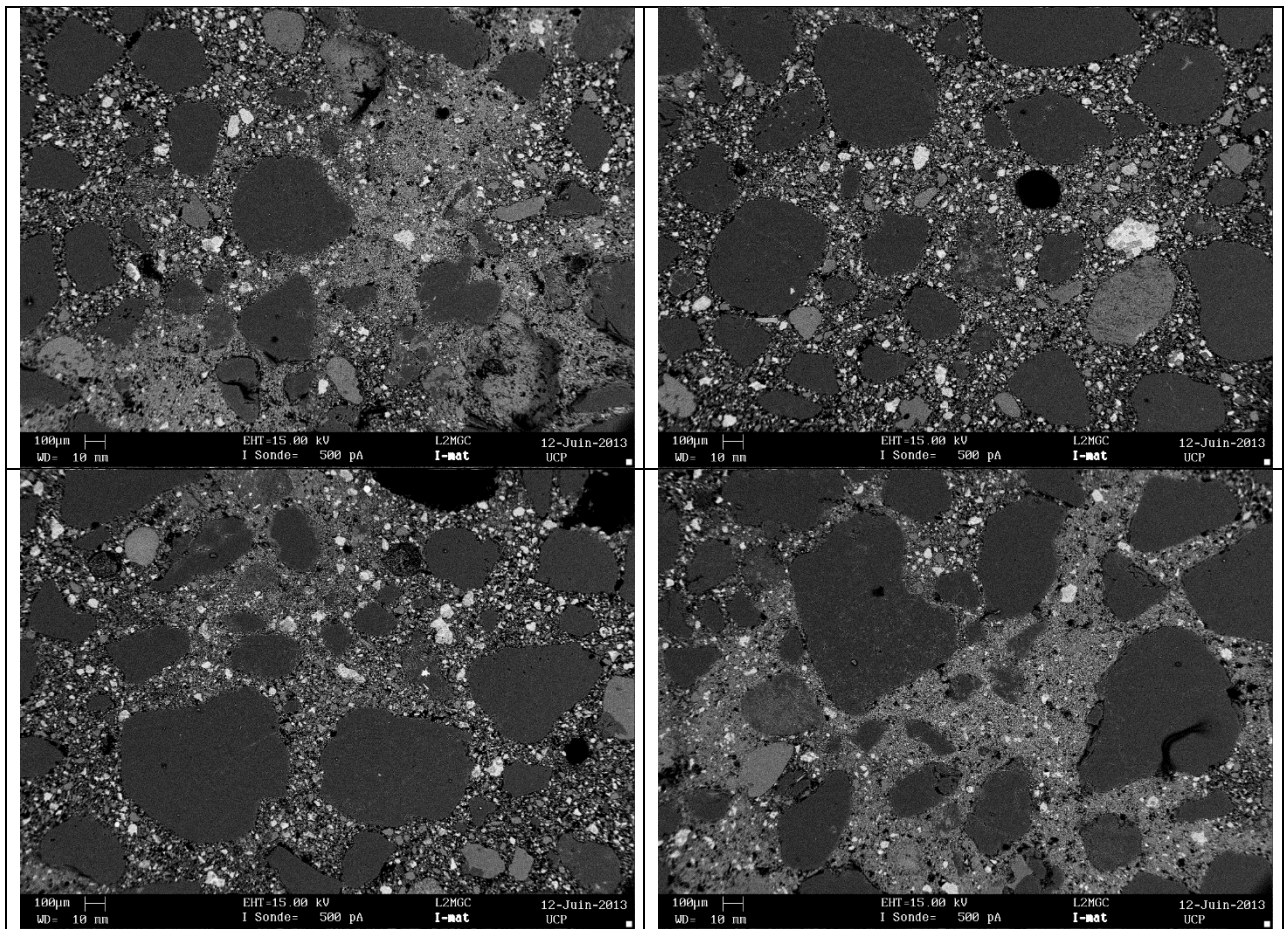
SCC1_juin – Mortier Béton Equivalent

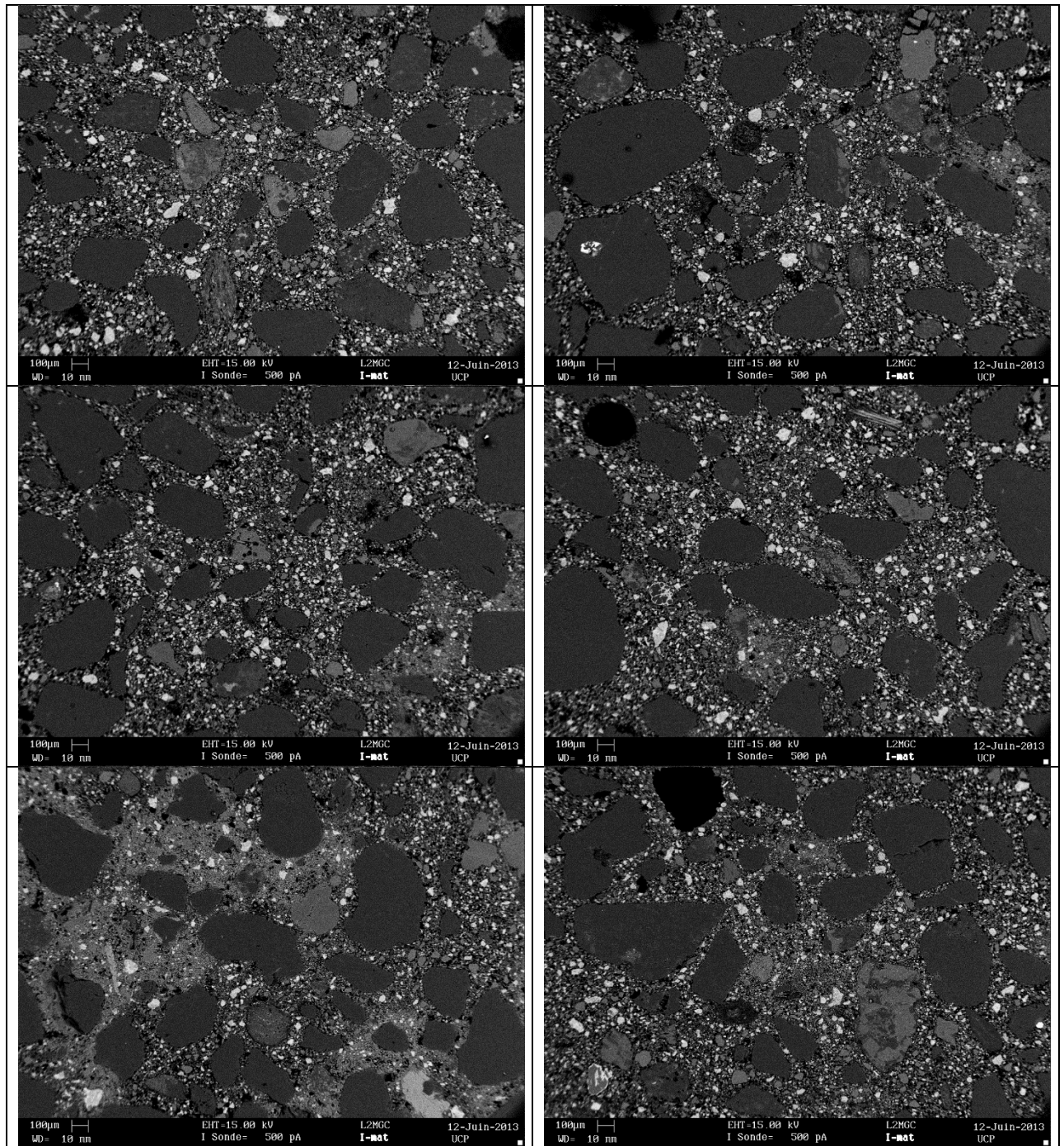




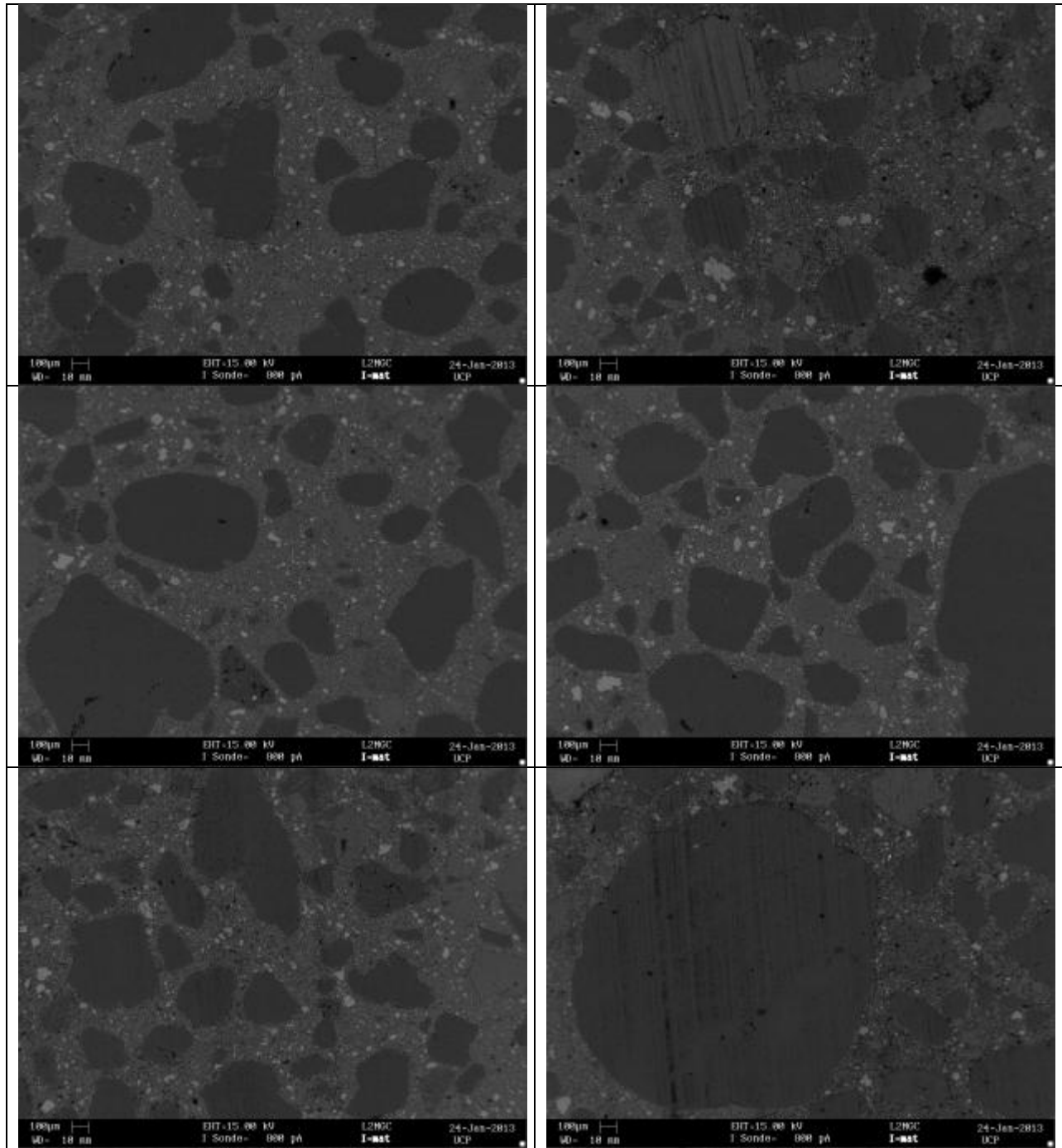


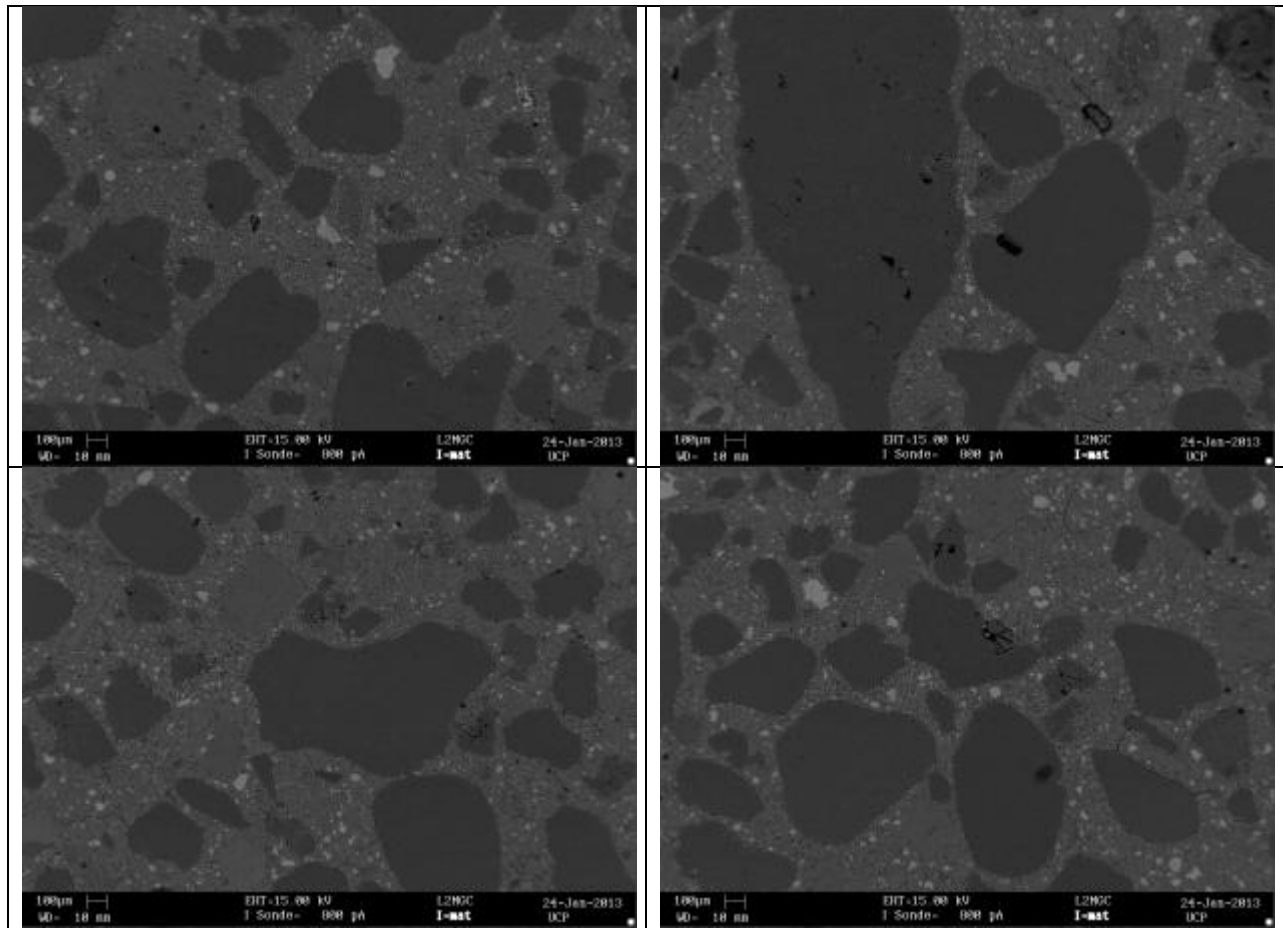
SCC2_juin – Couche limite



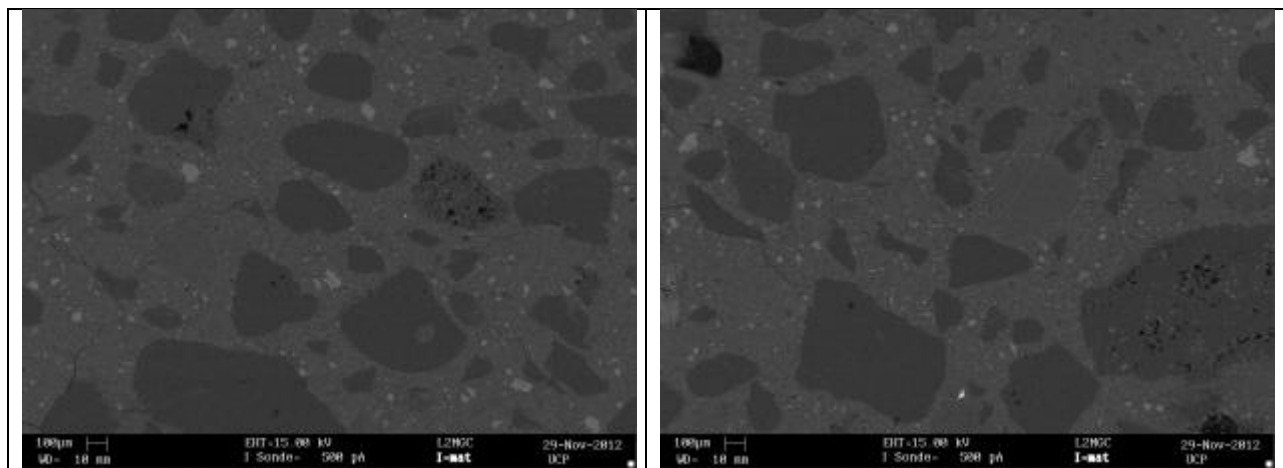


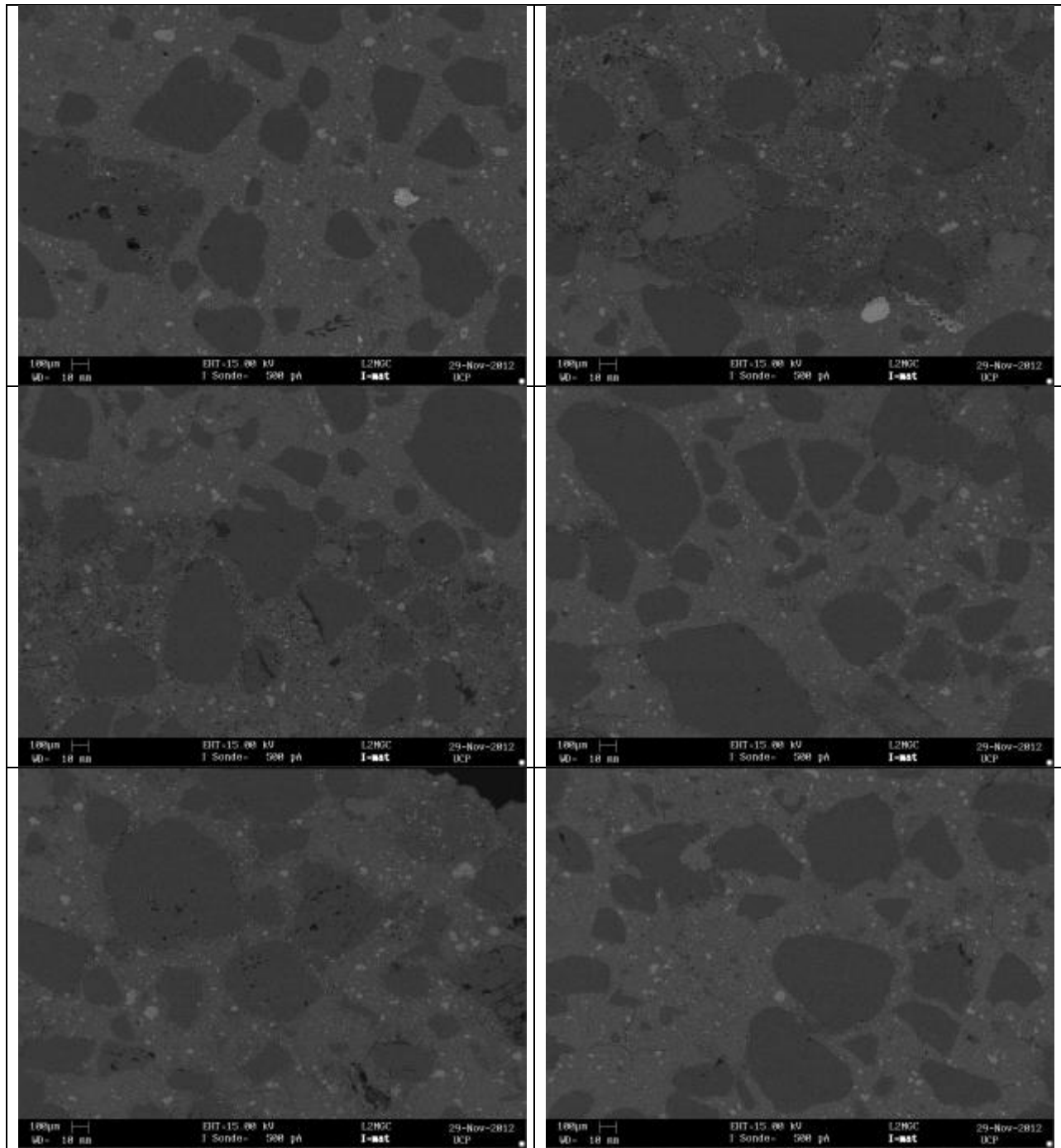
SCC2_juin – Mortier Béton Equivalent

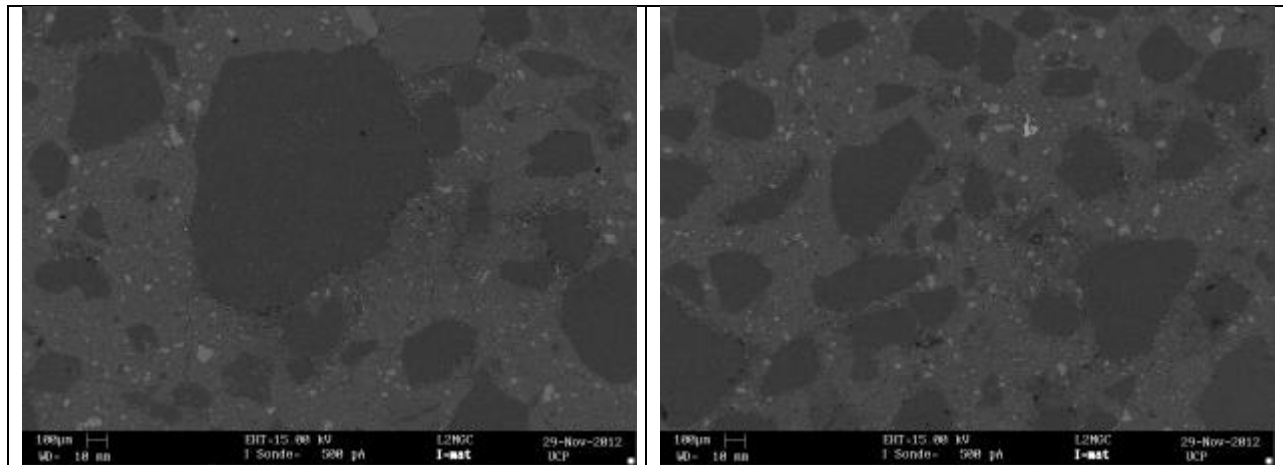




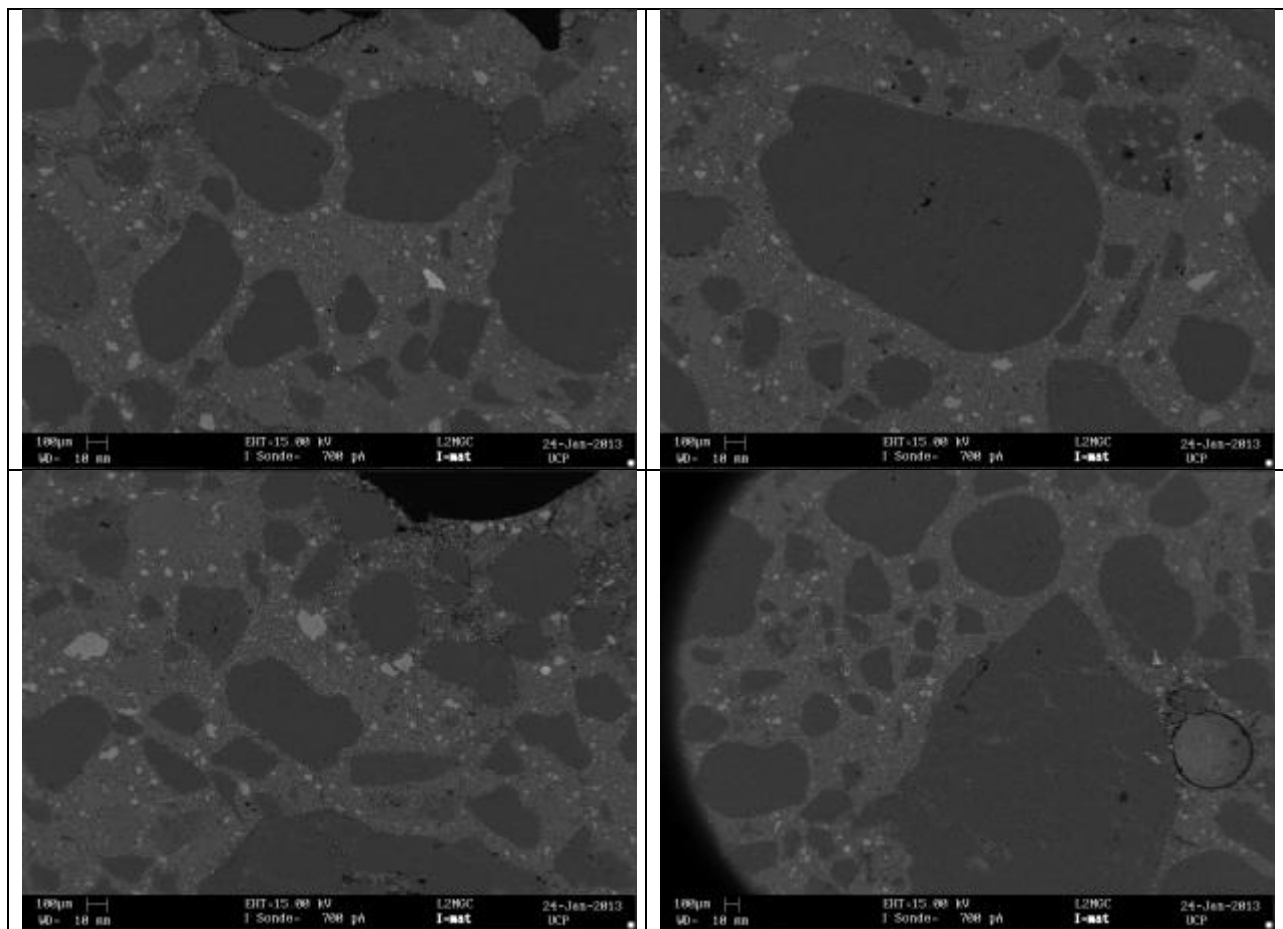
SCC3_juin – Couche limite

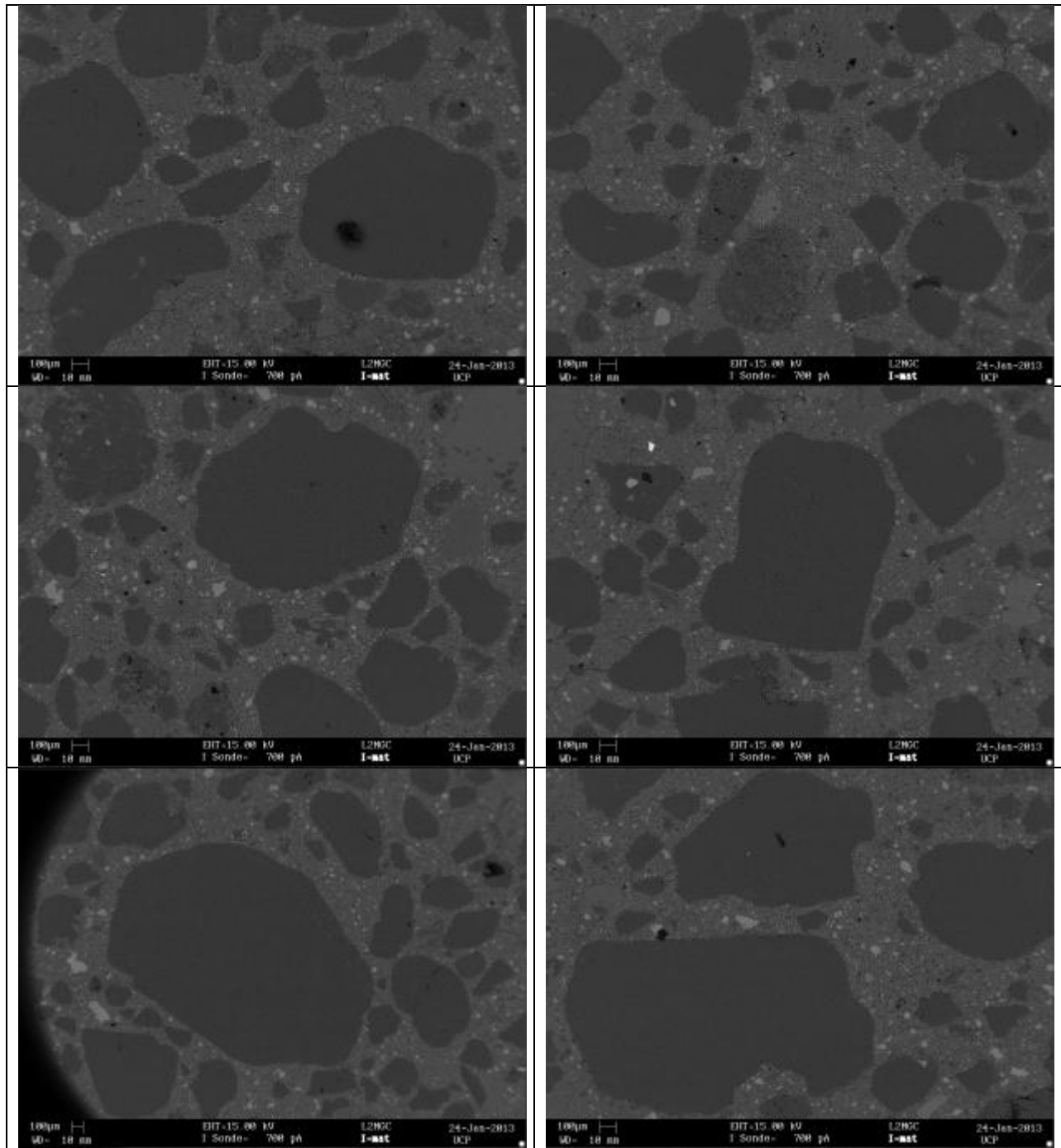




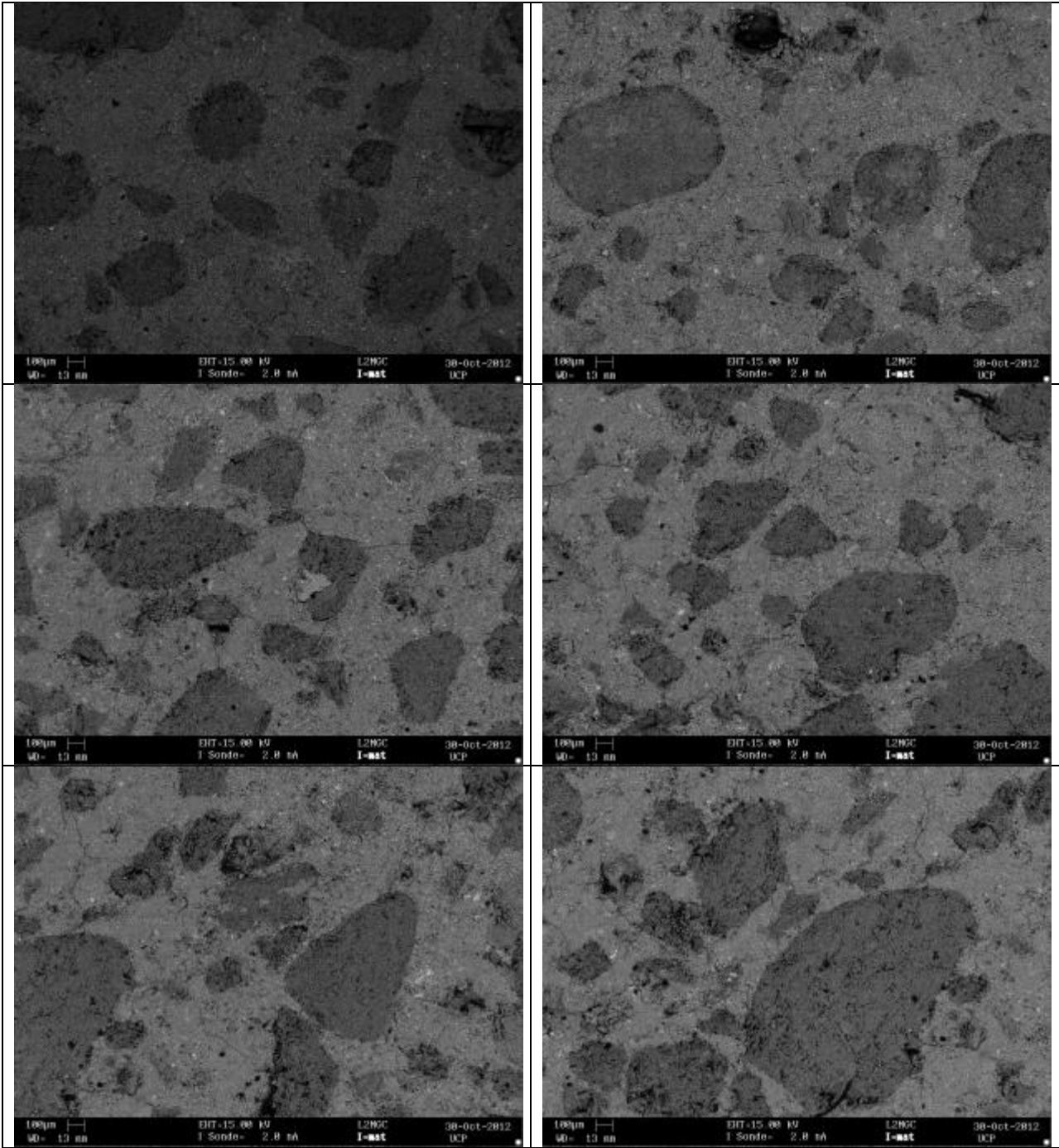


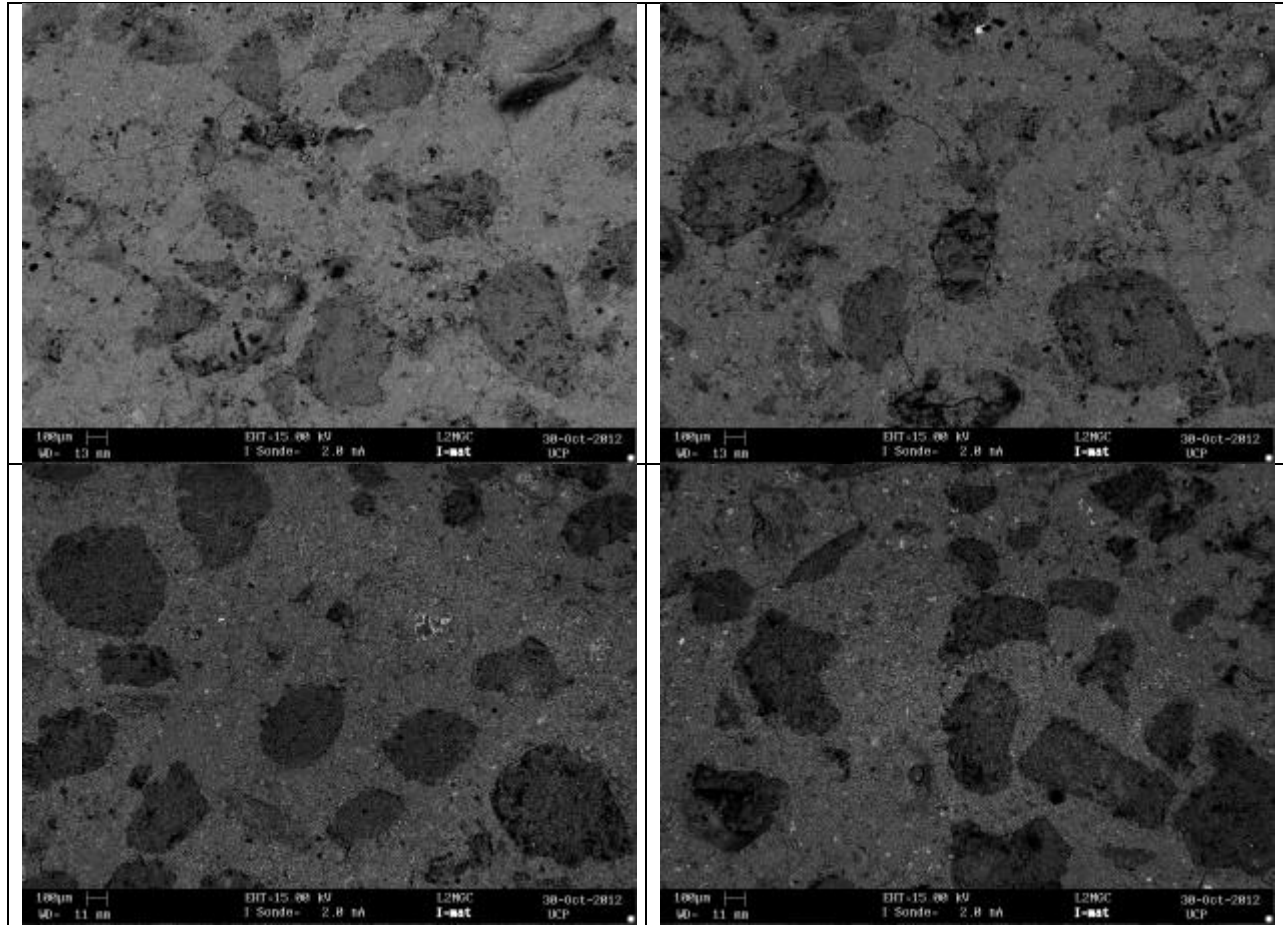
SCC3_juin – Mortier Béton Equivalent



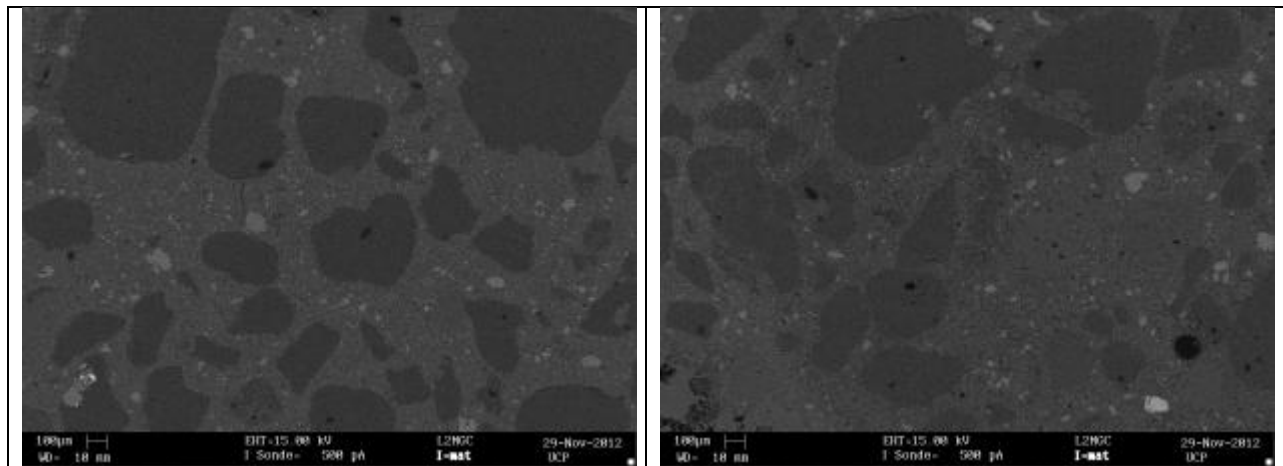


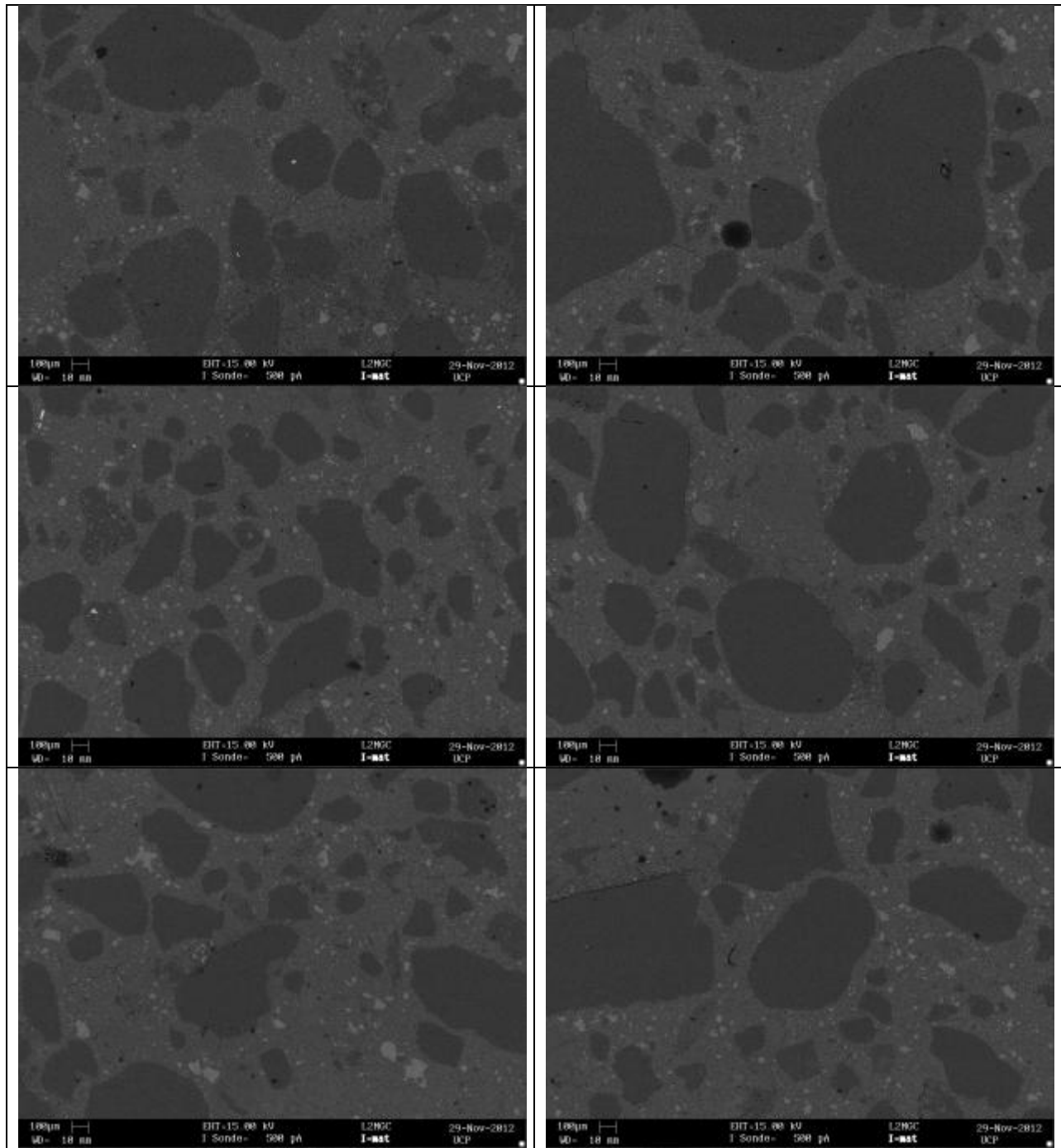
SCC4_juin – Couche limite

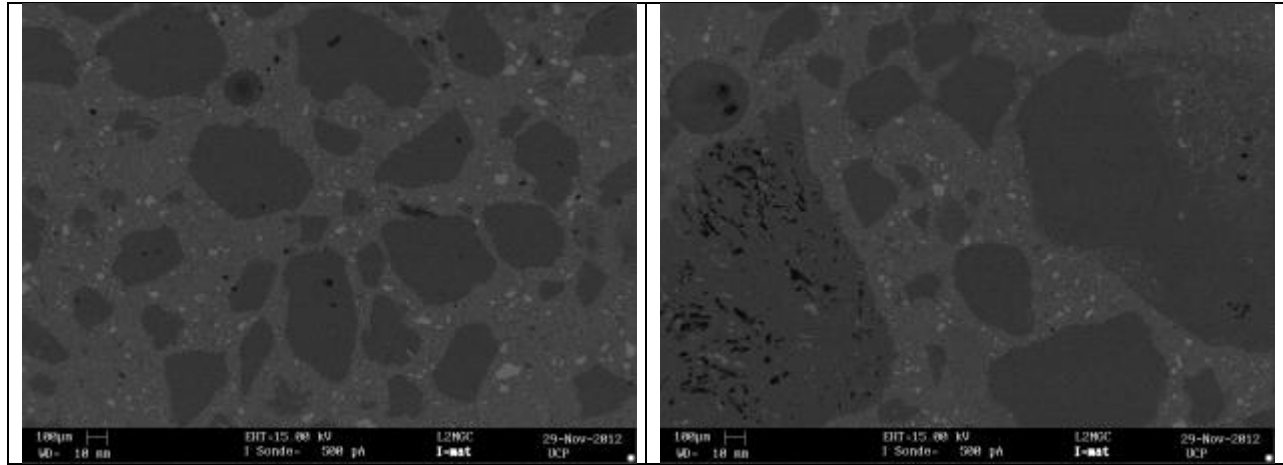




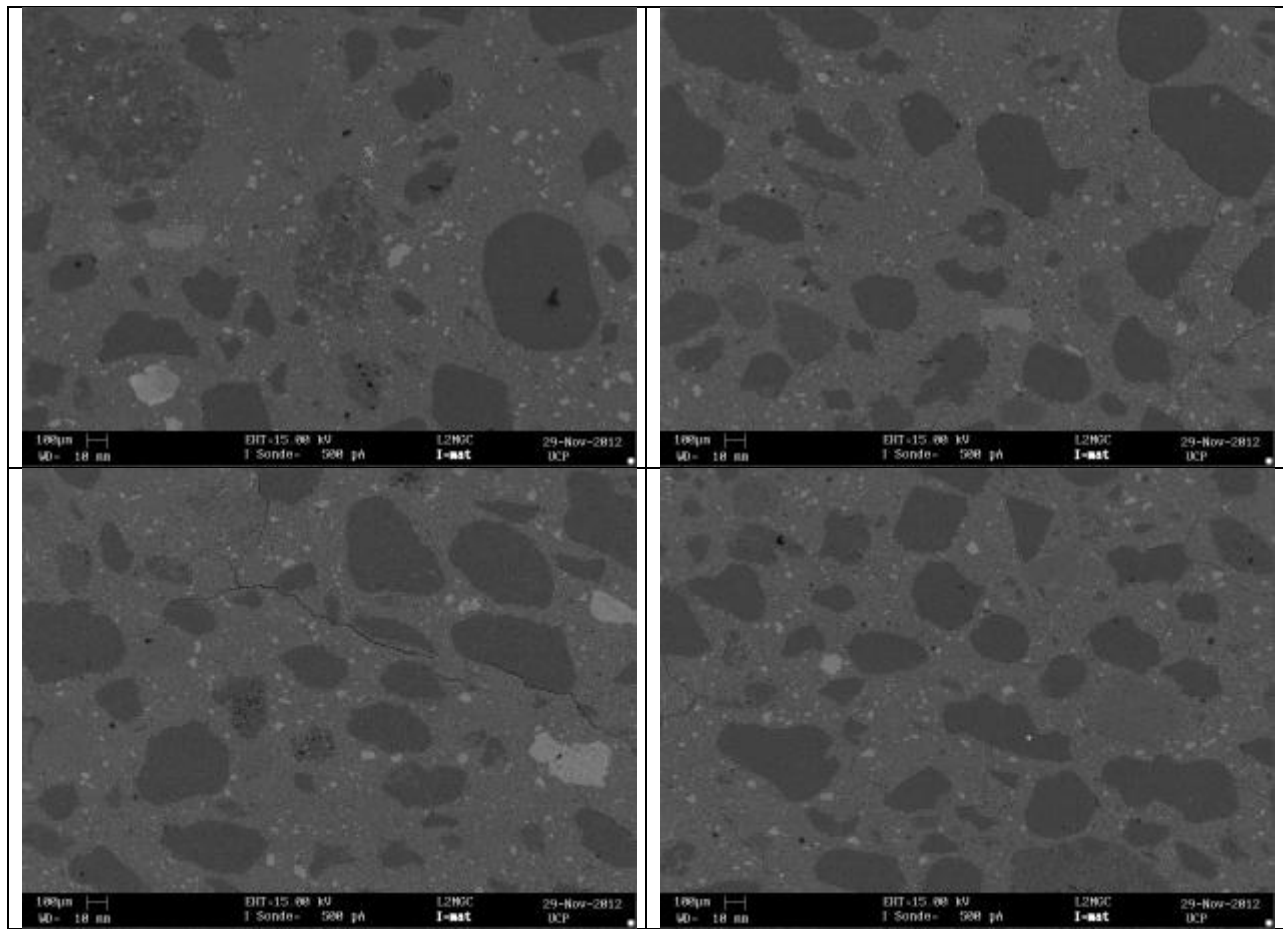
SCC4_juin – Mortier Béton Equivalent

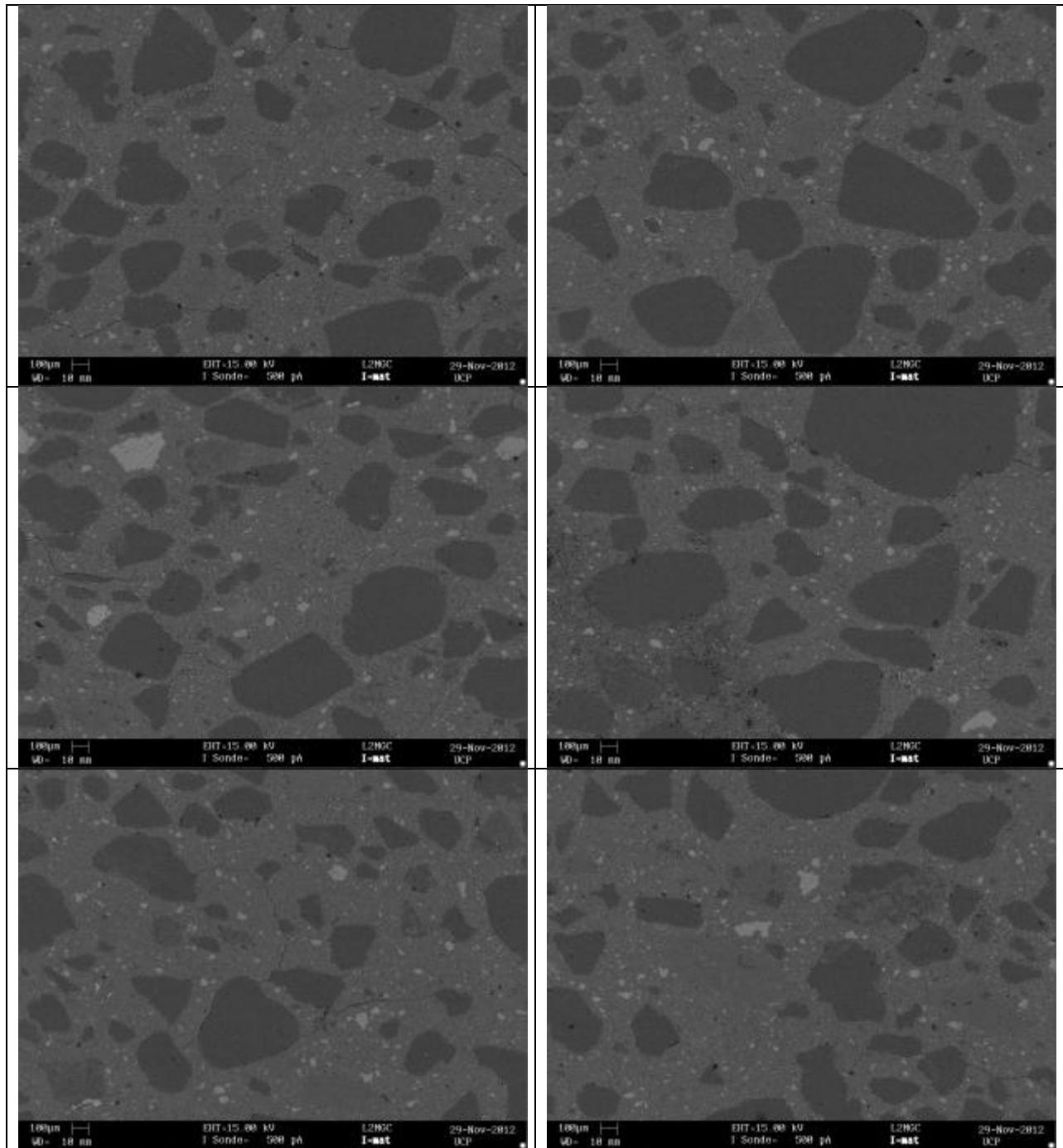




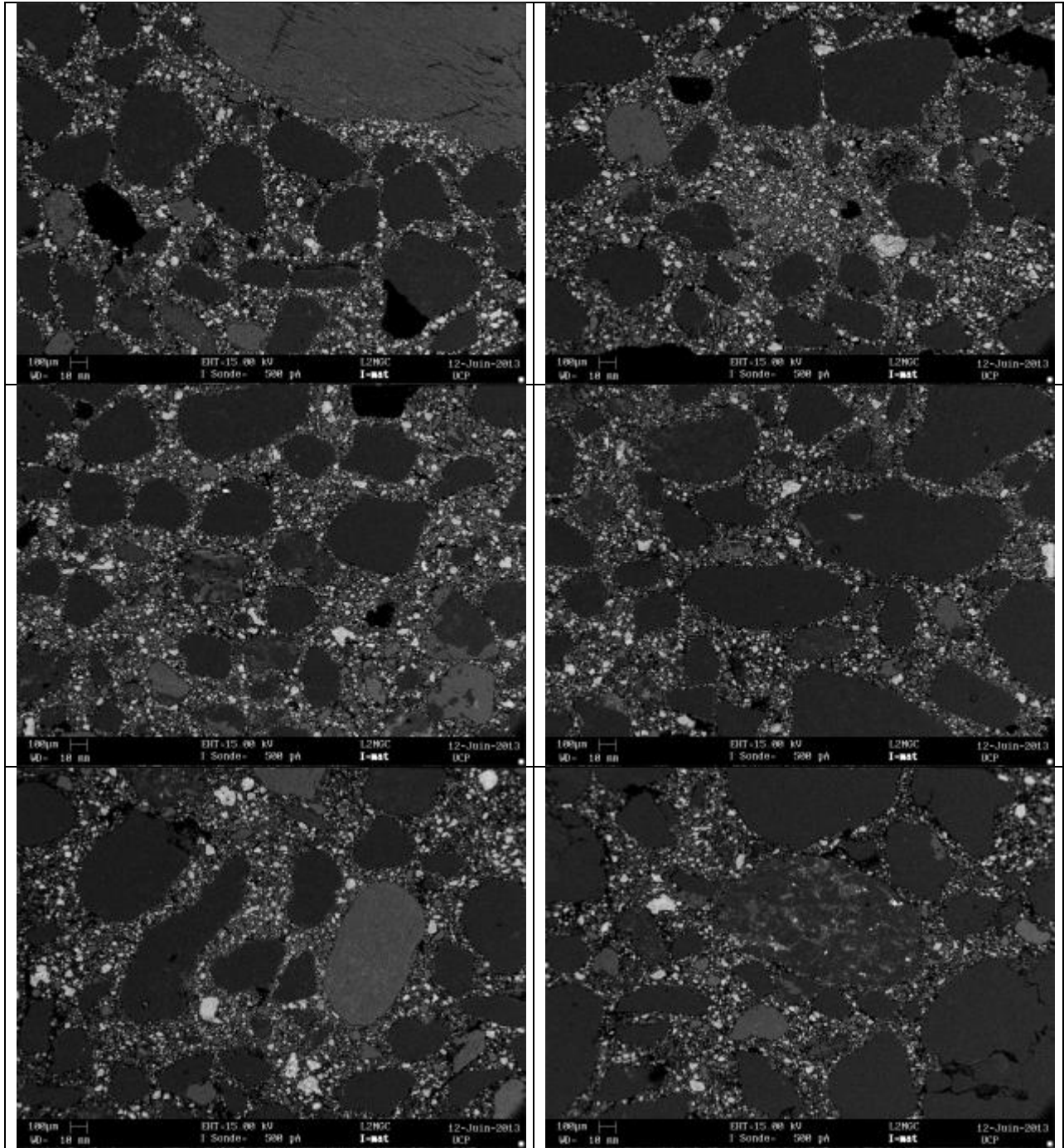


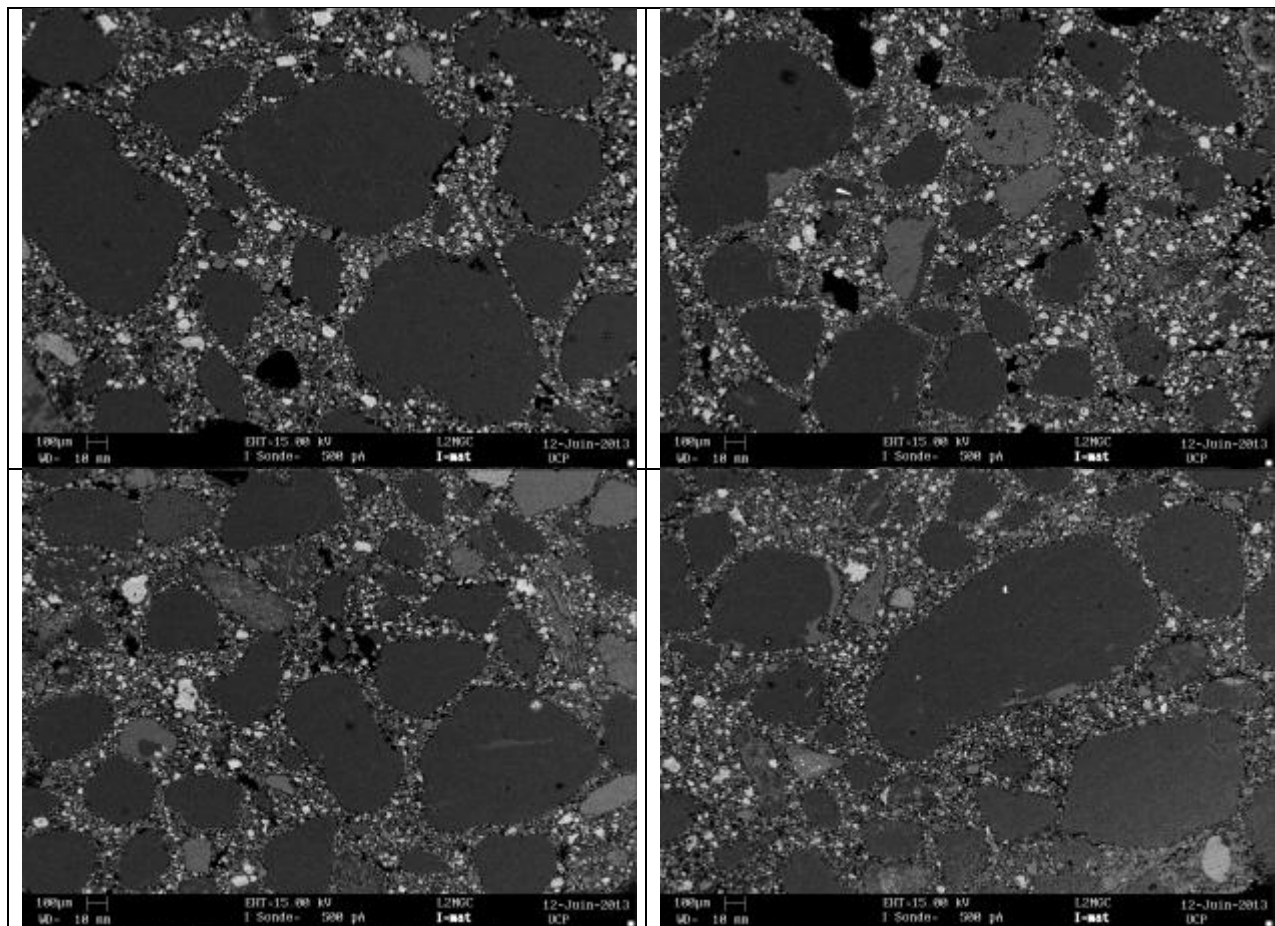
SCC5_juin – Couche limite





SCC5_juin – Mortier





Annexe 4

Analyse granulométrique

