



HAL
open science

Contrôle de la rhéologie d'un béton et de son évolution lors du malaxage par des mesures en ligne à l'aide de la sonde Viscoprobe

Samir Mokéddem

► **To cite this version:**

Samir Mokéddem. Contrôle de la rhéologie d'un béton et de son évolution lors du malaxage par des mesures en ligne à l'aide de la sonde Viscoprobe. Génie civil. Ecole Centrale de Nantes (ECN), 2012. Français. NNT: . tel-00993153

HAL Id: tel-00993153

<https://theses.hal.science/tel-00993153v1>

Submitted on 20 May 2014

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



IFSTTAR



Ecole Centrale de Nantes

Ecole Doctorale Sciences Pour l'Ingénieur, Géosciences et Architecture

Année : 2012

THESE

Présentée par :

MOKEDDEM Samir

Pour l'obtention du grade de

DOCTEUR DE L'ECOLE CENTRALE DE NANTES

Spécialité: Génie Civil

**Contrôle de la rhéologie d'un béton et de son évolution lors du malaxage
par des mesures en ligne à l'aide de la sonde Viscoprobe**

Soutenue publiquement le 18 Septembre à l'Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de l'Aménagement et des Réseaux de Nantes

devant le jury composé de :

Rapporteur : CHOPLIN Lionel, ENSIC, Nancy

Rapporteur : JEZEQUEL Pierre-Henri, LCR, St Quentin Fallavier

Rapporteur : MOURET Michel, LMDC, Toulouse

Examineur : LEGRAND Jack, GEPEA, Saint-Nazaire

Examineur : LOUKILI Ahmed, ECN, Nantes

Directeur de thèse : LANOS Christophe, LGCGM, Rennes

Co-directeur de thèse: CAZACLIU Bogdan, IFSTTAR, Bouguenais

Invité : BRUNQUET Eric, SKAKO Concrete

Invité : CHOPIN David, VM Matériaux

Remerciements

Tout d'abord je souhaite exprimer ma profonde gratitude à mes parents et ma famille pour leur soutien indéfectible et leur réconfort dans les moments difficiles.

Je remercie Eric Brunquet, directeur technique chez Skako Couvrot, Bogdan Cazacliu, codirecteur de thèse, Christophe Lanos, directeur de thèse, Nicolas Roquet, conseiller d'études et également David Chopin, directeur qualité et développement chez VM Matériaux, pour leur disponibilité, leur encadrement agréable et enrichissant ainsi que leurs précieux conseils dans l'aboutissement de cette thèse.

Je voudrais remercier Lionel Choplin, Pierre-Henri Jézéquel et Michel Mouret d'avoir accepté de rapporter ce manuscrit et également Jack Legrand, Ahmed Loukili qui m'ont fait l'honneur d'être membres du jury.

Je remercie les techniciens qui m'ont aidé à réaliser les essais expérimentaux et pour l'ensemble de leurs contributions à savoir Frantz Buisson, Olivier Garcin, Bernard Guieysse, David Hamon et Annick L'Alloret et aussi l'ensemble des doctorants et stagiaires (Jean-François, Laurédan, Toan...) pour les bons moments partagés.

Table des matières

Introduction générale.....	8
Généralités sur les bétons frais.....	8
Les malaxeurs à bétons	9
Objectifs de l'étude	10
1 Synthèse bibliographique	12
1.1 Caractérisation rhéologique des bétons.....	12
1.1.1 Rhéologie des bétons.....	12
1.1.2 Méthodes de caractérisation de la rhéologie	13
1.2 Force de trainée	27
1.2.1 Hypothèse de Stokes à faible nombre de Reynolds	27
1.2.2 Effets dynamiques	28
1.2.3 Effets plastiques	29
1.2.4 Motifs d'écoulements : fluide de Bingham autour d'une sphère	33
1.2.5 Effets de parois.....	34
1.2.6 Effets de voûtes	35
1.2.7 Conclusions	36
2 Matériels et méthodes.....	38
2.1 Matériels et leurs utilisations.....	38
2.1.1 Malaxeur et centrale de malaxage	38
2.1.2 Sonde Viscoprobe	39
2.1.3 Sondes Bi-MFM.....	44
2.1.4 Wattmètre	45
2.1.5 Rhéomètre LGCGM.....	45
2.1.6 Cône d'Abrams, V-Funnel et Aéromètre	50
2.2 Matériaux	51
2.3 Protocole expérimental.....	53
2.4 Modèle numérique.....	54
2.4.1 Code de calcul FloMix	54
2.4.2 Techniques numériques.....	55
2.4.3 Conclusions	56
3 Résultats	58
3.1 Sondes Viscoprobe et Bi-MFM.....	59
3.1.1 Evolution de la force de trainée avec le temps de malaxage.....	59
3.1.2 Corrections à apporter sur le signal de la sonde Viscoprobe	62
3.1.3 Récapitulation des incertitudes prises en considération dans l'analyse	69
3.2 Exploitation du rhéomètre à bétons.....	70
3.2.1 Méthode d'analyse des enregistrements.....	70
3.2.2 Méthode d'analyse des propriétés d'usage.....	74
3.2.3 Analyses des mesures rhéologiques	76
3.3 Bilan des mesures.....	80
3.4 Simulations des écoulements dans le malaxeur	82
3.4.1 Configurations analysées numériquement	82
3.4.2 Etude des motifs d'écoulement	83
3.4.3 Effet de la sonde Viscoprobe sur le champ de vitesse	85
4 Analyses	88
4.1 Relation entre la force de trainée, la vitesse et la rhéologie.....	88
4.1.1 Facteurs correcteurs dans l'expression de la force de trainée	89
4.1.2 Expression retenue de la force de trainée.....	96

4.1.3	Validation de la relation retenue pour la force de trainée sur maquette.....	97
4.2	Description de l'écoulement dans le malaxeur	100
4.2.1	Flux d'interaction entre le racleur et le train valseur.....	102
4.2.2	Flux d'entraînement dans le train valseur	113
4.3	Vitesse entre la sonde et le béton	115
4.3.1	Constat avec la vitesse de la sonde par rapport au malaxeur	115
4.3.2	Effet d'entraînement.....	118
4.3.3	Correction des vitesses par l'entraînement et l'interaction	124
4.4	Vers une rhéométrie en ligne.....	130
4.4.1	Méthode proposée	130
4.4.2	Mesure du seuil de cisaillement	130
4.4.3	Mesure de la viscosité	133
4.4.4	Analyse d'effets perturbateurs.....	136
4.5	Synthèse de l'analyse	140
	Conclusion générale	143
	<i>Bibliographie</i>	147
	<i>Annexes</i>	154
	ANNEXE A – FICHE TECHNIQUE DES MATERIAUX.....	154
	ANNEXE B – TABLEAUX DE VALEURS DES CORRECTIONS SUR LES FORCES DE TRAINEE EN POSITION EXTERIEURE ET INTERIEURE ET REPRESENTATION GRAPHIQUES ASSOCIEES POUR LA SONDE VISCOPROBE	158
	ANNEXE C – PHOTOS DES ESSAIS EXPERIMENTAUX	174

Notations

Paramètres

E/P	rapport entre la masse d'eau et la masse de poudre (ciment et filler)
SP/P	rapport entre la masse de superplastifiant et la masse de poudre
G/S	rapport entre la masse de graviers et la masse de sable
ρ	masse volumique du béton (kg.m^{-3})
g	accélération de la pesanteur (N.kg^{-1})
R_0	rayon du cône d'Abrams (m)
$V_{\text{cône}}$	volume du cône d'Abrams (m^3)
Etal	diamètre de la galette d'étalement (mm)
Aff	affaissement au cône d'Abrams (mm)
T_{500}	temps pour que la galette d'étalement atteigne 500 mm (s)
T_{100}	temps pour que le béton frais atteigne un affaissement de 100 mm (s)
dP	différence de pression entre l'entrée et la sortie de la partie en V du V-Funnel (Pa)
t_{VF}	temps d'écoulement du béton frais au V-Funnel (s)
L_{VF}, O	longueur de la partie tubulaire et dimension de l'ouverture du V-Funnel (m)
V_{VF}	volume du V-Funnel (m^3)
$\dot{\gamma}$	taux de cisaillement : rapport entre la vitesse et une longueur caractéristique v/L (s^{-1})
τ	contrainte de cisaillement mesurée au rhéomètre à bétons (Pa)
μ_{pl}	viscosité plastique : pente de la courbe de retour du rhéogramme (Pa.s)
μ	viscosité apparente : rapport entre contrainte et taux de cisaillement mesurés (Pa.s)
τ_0	seuil de cisaillement ou seuil de plasticité (Pa)
Ω	vitesse de rotation de l'outil vane du rhéomètre (rad.s^{-1})
$C_{\text{Rhéo}}$	couple mesuré au rhéomètre à bétons (N.m)
D, h	diamètre et hauteur de l'outil vane (m)
ω_1	vitesse angulaire de rotation principale du malaxeur (rad.s^{-1})
ω_2	vitesse angulaire de rotation du train valseur dans le malaxeur (rad.s^{-1})
R_m	rayon du malaxeur (m)
R_1	distance entre le centre du malaxeur et le centre du train valseur (m)
R_2	distance entre le centre du train valseur et la sonde Viscoprobe (m)
R_{Visco}	rayon de la sonde Viscoprobe (m)
V_{Visco}	vitesse de la sonde Viscoprobe (m.s^{-1})
C_{Visco}	couple mesuré par la sonde Viscoprobe (N.m)
C_d	coefficient de trainée sur la sonde : $C_d = 2F/\rho V_{\text{Visco}}^2 \pi R_{\text{Visco}}^2$ ($C_d = 24/Re$ pour Stokes)
VP_{int}	force de trainée de la sonde Viscoprobe en position intérieure (force minimale) (N)
VP_{ext}	force de trainée de la sonde Viscoprobe en position extérieure (force maximale) (N)
R_{MFMint}	distance entre le centre du train valseur et la sonde MFM intérieure (m)
R_{MFMext}	distance entre le centre du malaxeur et la sonde MFM extérieure (m)
MFM_{int}	force de trainée de la sonde Bi-MFM intérieure (N)
MFM_{ext}	force de trainée de la sonde Bi-MFM extérieure (N)

INTRODUCTION GENERALE

Introduction générale

Généralités sur les bétons frais

Les bétons traditionnels dit bétons vibrés sont constitués d'un mélange de ciment (le liant hydraulique), de sable, de gravillons et d'eau. Les granulats sont classés en fonction de leur taille : fins (sable) et gros (gravillons). Ils constituent le squelette granulaire du béton et participent à sa résistance. Ces types de bétons sont maintenant bien maîtrisés en termes de formulations et de performances par les opérateurs. Cependant, ces bétons, traditionnellement fermes, nécessitent d'être vibrés pour être coulés dans les coffrages à géométries complexes. Ils posent donc des difficultés de mise en place pour les ouvriers, en particulier dans les zones de fort encombrement par des armatures. Ceci a motivé le développement de nouveaux bétons en cherchant à mieux maîtriser le lien entre la formulation et les propriétés rhéologiques à l'état frais. Les bétons autoplaçants (BAPs) sont des bétons techniques dont la caractéristique principale est une forte fluidité. Ils ont été introduits dans la communauté en 1988 au Japon par Okamura [Ouchi, 1999]. Les BAPs sont caractérisés par un squelette granulaire globalement plus fin que les bétons vibrés ordinaires et une fraction volumique de pâte (eau, ciment et fillers) plus importante. L'utilisation de fillers calcaires est courante mais pas exclusive. On distingue également ces bétons par une forte proportion en superplastifiant, éléments chimiques qui permettent de fluidifier le béton en dispersant les particules les plus fines et en limitant le dosage en eau. Ce sont des bétons qui peuvent se mettre en place sans vibration simplement sous leur propre poids (figure 1.1). Ils ne nécessitent donc pas de procédé de compaction pour être moulés dans un coffrage, autour d'éléments encastrés ou des armatures. En contre partie, de faibles erreurs de dosage peuvent provoquer soit une perte du caractère autoplaçant soit une ségrégation. Le contrôle en ligne de la rhéologie de ces bétons est alors un enjeu industriel d'envergure.



Figure 1.1 Coulage d'une dalle en béton autoplaçant

Cette thèse propose d'étudier une méthode émergente, reposant sur l'utilisation de la sonde Viscoprobe, visant à assurer le contrôle en ligne de la rhéologie des bétons autoplaçants.

Les malaxeurs à bétons

Le malaxage permet l'élaboration du matériau béton. Il existe divers types de malaxeurs dans le domaine du génie civil. Charonnat [1980] propose une classification selon la position de leurs axes de rotation durant le malaxage :

- les malaxeurs à axe vertical à action forcée ou gravitaire,
- les malaxeurs à axe horizontal à action forcée ou gravitaire,
- les malaxeurs à axe incliné à action gravitaire (par exemple la bétonnière qui est l'exemple d'un mauvais malaxeur),
- les malaxeurs continus (peu ou pas utilisés pour la production industrielle de bétons).

Remarquons que ces équipements sont utilisés par les professionnels pour produire aussi bien des bétons ordinaires vibrés que des bétons autoplaçants. Les deux premières familles correspondent aux géométries les plus courantes pour la production industrielle de bétons. La sonde Viscoprobe est adaptée à la première famille de malaxeurs. Le plus simple des malaxeurs à axe vertical à action forcée est le malaxeur annulaire (figure 1.2a). En centrale industrielle, il est le plus répandu pour des raisons économiques. Ses pales sont animées d'un simple mouvement de rotation autour du centre du malaxeur. Elles conduisent à du transport de matériau ce qui est préjudiciable à l'efficacité du malaxage. Il peut y avoir dans certains malaxeurs annulaires, un ou deux tourbillons qui permettent de mieux homogénéiser le béton.



(a)



(b)

Figure 1.2 Malaxeur annulaire (a), malaxeur planétaire (b)

Le malaxeur planétaire (figure 1.2b) est un autre exemple de malaxeur à axe vertical à action forcée. Il est constitué d'un racleur qui permet d'éviter l'accumulation de matériau sur la cuve et d'un système épicycloïdal que l'on nomme le train valseur ou l'étoile de malaxage. Ce dernier est animé d'un double mouvement de rotation.

Le temps de malaxage, l'ordre d'introduction des composants, le taux de remplissage de la cuve, les vitesses de rotations des outils sont autant de paramètres qui vont conditionner l'homogénéité du mélange. La mesure de puissance de malaxage est généralement utilisée comme moyen de contrôle indirect de la qualité du mélange obtenu.

Objectifs de l'étude

La rhéologie d'un béton autoplaçant peut-elle être simplement évaluée par une mesure rustique réalisée directement au sein du malaxeur ?

Pour répondre à cette question, différents objectifs sont ciblés :

- le premier consiste à développer une méthode de mesure de la rhéologie en ligne opérationnelle et simple basée sur l'utilisation de la sonde Viscoprobe. Cette technique doit pouvoir être utilisée en centrale à bétons industrielles. La sonde Viscoprobe est aujourd'hui utilisée en tant que mesure d'évolution de la consistance entre gâchées successives. Nous souhaitons analyser ici la capacité de ce capteur à donner une information sur la rhéologie du béton en cours de malaxage.
- le second objectif est d'optimiser l'implantation de la sonde Viscoprobe en tenant compte des écoulements induits par le fonctionnement du malaxeur. Cette approche sera réalisée à l'aide de simulations numériques. Nous étudions la réponse de la sonde lorsqu'elle est installée dans un malaxeur planétaire avec un positionnement dans l'étoile de malaxage. Il s'agit de la position classique de ce capteur dans l'utilisation industrielle actuelle. Lors de ce travail, un système adapté aux malaxeurs annulaires a également été mis en place bien que la valorisation de ces mesures ne soit faite que partiellement dans cette thèse.
- les caractérisations rhéologiques de différents bétons autoplaçants réalisées à l'aide de la sonde Viscoprobe implantée dans un malaxeur planétaire et d'un rhéomètre à béton seront alors confrontées.

La pertinence de la caractérisation rhéologique en ligne sera alors évaluée.

Ce mémoire se divisera en quatre chapitres. Dans un premier, nous présenterons différentes données bibliographiques portant, d'une part, sur la rhéologie des bétons et les méthodes de mesure associées, et d'autre part, sur la force de trainée générée par un objet en mouvement dans un fluide.

Le second chapitre permet de présenter le matériel utilisé dans le cadre de cette thèse et les méthodes de caractérisation du béton frais adoptées.

Dans le troisième chapitre, nous nous consacrerons à la présentation des résultats numériques et expérimentaux.

Le chapitre 4 a pour objectif de déterminer une relation simple mais adaptée aux conditions expérimentales, entre la force de trainée, la vitesse de la sonde et la rhéologie du béton frais. Dans ce cadre, l'étude de la cinématique du béton frais dans le malaxeur afin de déterminer la vitesse de la sonde, fait l'objet d'une analyse spécifique, basée sur les résultats numériques et expérimentaux. Une méthode de détermination de la vitesse relative de la sonde par rapport au béton est mis en place afin d'améliorer les mesure de rhéologie en ligne. Ce chapitre s'intéresse également à l'évaluation des paramètres rhéologiques du béton à l'aide de la sonde Viscoprobe. Une confrontation de ces résultats avec ceux obtenus avec un rhéomètre à bétons, fournit des éléments de validation de notre démarche.

CHAPITRE 1 SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE

1 Synthèse bibliographique

1.1 Caractérisation rhéologique des bétons

1.1.1 Rhéologie des bétons

Le béton est un matériau hétérogène de part ses éléments constitutifs. C'est une suspension de particules de tailles diverses dans un fluide suspendant. Son comportement rhéologique est classiquement considéré comme celui d'un fluide à seuil. De nombreux travaux associent à de telles suspensions concentrées un comportement rhéologique viscoplastique, par exemple de type Bingham [Bingham, 1922] depuis les travaux de Tattersall et Banfill [1983], [Tattersall, 1991].

Rappelons que le comportement rhéologique des fluides visqueux newtoniens (fluide classique) est caractérisé par une relation linéaire entre contrainte τ et taux de cisaillement $\dot{\gamma}$ (figure 1.3). Un tel comportement semble trop réducteur pour caractériser les bétons, même s'ils sont autoplaçants. De même, une viscosité évolutive (en loi puissance) constitue une alternative non suffisante. Parmi les modèles de fluides à seuil, nous pouvons distinguer le modèle de Bingham caractérisé par une viscosité plastique définie du modèle de Herschel-Bulkley pour lequel la composante visqueuse évolue en loi puissance.

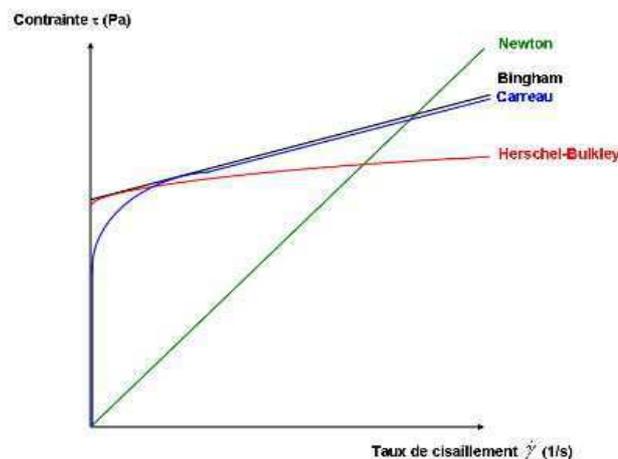


Figure 1.3 Principales lois de comportements rhéologiques du béton

Le modèle de Bingham est le modèle le plus utilisé pour modéliser le comportement rhéologique du béton en raison du faible nombre de paramètres à ajuster (le seuil de cisaillement τ_0 et la viscosité plastique μ_{pl}).

Dans le cas unidimensionnel, cette loi de comportement (figure 1.3) s'écrit simplement pour retraduire les conditions d'arrêt de l'écoulement du béton ainsi que les dissipations liées à son écoulement :

$$\dot{\gamma} = 0 \text{ si } \tau < \tau_0$$

$$\tau = \tau_0 + \mu_{pl} \dot{\gamma} \text{ si } \tau > \tau_0$$

Le seuil de cisaillement correspond à la contrainte minimale à dépasser pour avoir un écoulement [Barnes, 1999], [Moller *et al.*, 2006]. Il peut être interprété physiquement par la présence de frottements intergranulaires (figure 1.4). La viscosité plastique est caractéristique

d'une dissipation visqueuse du fluide suspendant entre les espaces interstitiels du squelette granulaire [De Larrard *et al.*, 1998]. La quantité et la qualité de la pâte du béton vont donc logiquement conditionner sa viscosité plastique.

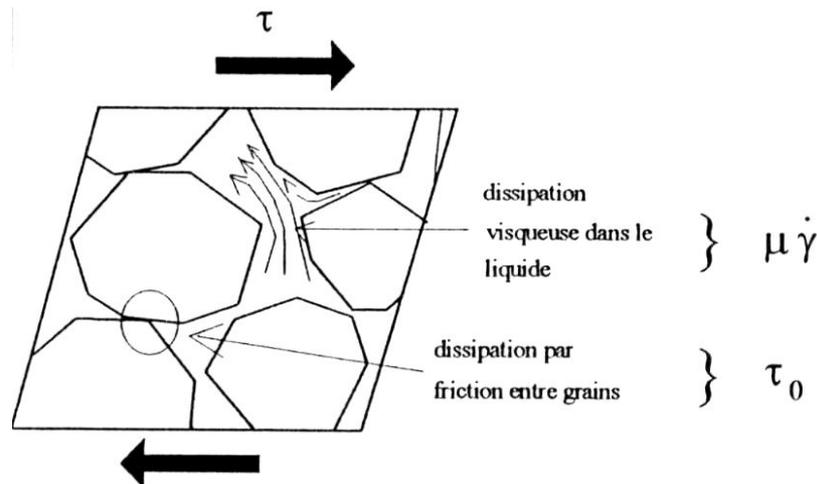


Figure 1.4 Les diverses contributions rhéologiques des matériaux constitutifs du béton [De Larrard *et al.*, 1998]

Dans la littérature d'autres modèles existent. Ainsi, De Larrard *et al.* [1998] préfèrent utiliser le modèle d'Herschel-Bulkley [Herschel-Bulkley, 1926] pour caractériser rhéologiquement certains bétons (figure 1.3). Ce modèle permet de décrire les phénomènes non-linéaires tels que la rhéofluidification ou le rhéoépaississement du béton frais sous cisaillement.

Le modèle de Bingham conduit à des singularités lorsque les taux de cisaillement sont faibles. La loi de Carreau [Carreau, 1972] permet de s'affranchir du problème de viscosité apparente infinie du béton pour des contraintes inférieures au seuil de cisaillement (figure 1.3). Bouvet *et al.* [2010] ont par exemple utilisé cette loi pour l'évaluation de la consistance d'une pâte de ciment à partir de mesures réalisées avec un cône de Marsh ou un mini-cône.

1.1.2 Méthodes de caractérisation de la rhéologie

Lorsque le béton frais est considéré, en première approche, comme un fluide de Bingham, son comportement rhéologique est alors caractérisé par deux paramètres: le seuil de cisaillement et la viscosité plastique. On constate cependant que les propriétés rhéologiques des bétons sont contrôlées en centrale industrielle simplement à l'aide d'essais de consistance au cône d'Abrams ou, très rarement, par des essais au rhéomètre. Il convient ainsi de relier le résultat de telle mesure aux valeurs des paramètres rhéologiques. Les données bibliographiques portant sur ce thème sont évoquées dans un premier temps. Les mesures de rhéologie en ligne, appliquées au béton sont encore en phase de développement. Un bilan des développements réalisés sur ce thème complète l'étude bibliographique.

1.1.2.1 Par rhéomètre

Les rhéomètres sont des outils élaborés pour caractériser la rhéologie des bétons frais. Souvent inadaptés aux conditions de chantier (difficulté de transport et d'utilisation notamment), leur utilisation est destinée à une mesure en laboratoire.

1.1.2.1.1 *Types*

Il existe une grande variété de rhéomètres à bétons. Ils peuvent être classés selon leur géométrie :

- rhéomètres agitateurs-malaxeurs (IBB, ICAR, LGCGM, Two-point test)
- rhéomètres à cylindres coaxiaux (BML, Cemagref)
- rhéomètre plan-plan (BT Rhéom).



Figure 1.5 Rhéomètres à bétons existants : BML (a) ; BT Rhéom (b); Cemagref (c); IBB (d); ICAR (e); Two point test (f)

Ferraris et Brower [2001] ont réalisé une description et une comparaison d'une majorité des rhéomètres à bétons existants.

Le premier rhéomètre à bétons à être élaboré fut le Two point test (1978) : un rhéomètre agitateur (figure 1.5f) [Tattersall et Bloomer, 1979]. Les paramètres rhéologiques du béton sont mesurés en le considérant comme un fluide de Bingham.

Un nouveau type de rhéomètre est créé en 1987 avec une géométrie créant un champ de déformation plus uniforme que celui du Two point test [Wallevik, 1990]. Le BML (figure 1.5a) est un rhéomètre à cylindres coaxiaux dont le cylindre extérieur est en mouvement et le cylindre intérieur est fixe.

Par la suite, un rhéomètre « plan-plan » (figure 1.5b) a été développé au LCPC au début des années 1990, le BT Rheom [Hu, 1995]. La rotation du plateau supérieur crée le cisaillement, le plateau du bas étant maintenu fixe. Ce rhéomètre présente une particularité : il est le seul susceptible de mesurer la viscosité d'un béton en cours de vibrations.

Un rhéomètre à cylindres coaxiaux de grande taille créé à l'origine pour mesurer les paramètres rhéologiques des géomatériaux est testé avec du béton lors de la campagne de comparaison des rhéomètres de Ferraris et Brower [2001]. Le rhéomètre du Cemagref (figure 1.5c) possède ainsi un bol de grande dimension ce qui permet d'étudier des suspensions ayant des particules de grandes tailles (gap important, 20 cm environ entre les deux cylindres) [Coussot, 1993]. Il apparaît représentatif de la quantité de bétons fabriqué dans un malaxeur.

L'IBB a été créé en 1994 (figure 1.5d). Il est constitué d'un outil mélangeur planétaire en forme de H. Il correspond à une version modifiée du Two point test [Beaupré, 1994].

Les deux rhéomètres à bétons développés au début des années 2000 sont le rhéomètre ICAR (figures 1.5e et 1.6b) et le rhéomètre du LGCGM (figure 1.6a). Ce sont deux rhéomètres de type agitateurs-malaxeurs avec une géométrie vane. Leur principale différence réside dans leur taille. Le rhéomètre ICAR possède une géométrie vane de taille plus petite (13 cm de diamètre comparée à celle du LGCGM, 15 cm) et un bol plus grand (41 cm à comparer au 28 cm de diamètre pour le LGCGM). Le risque de localisation du cisaillement autour de l'outil et celui du glissement aux parois apparaît comme une difficulté de ce type de géométrie [Koehler et Fowler, 2004].

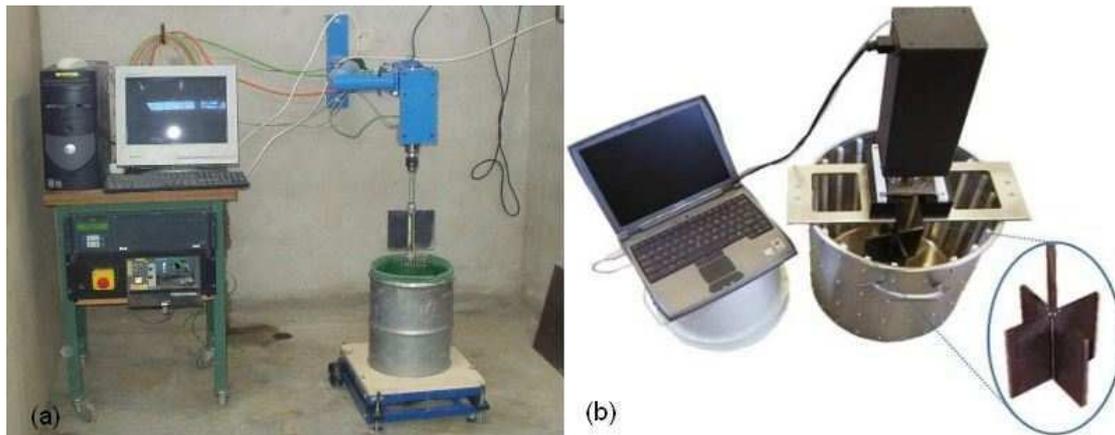


Figure 1.6 Le rhéomètre du LGCGM (a) et le rhéomètre ICAR (b) [Koehler et Fowler, 2004]

1.1.2.1.2 *Inter comparaison*

Les résultats obtenus par Ferraris et Brower [2001] lors d'une campagne d'essais comparatifs sont présentés figure 1.7. Les rhéomètres sont tous utilisés avec des bétons fabriqués lors d'une même gâchée. Les dépouillements sont réalisés en considérant que le comportement rhéologique du béton est de type Bingham.

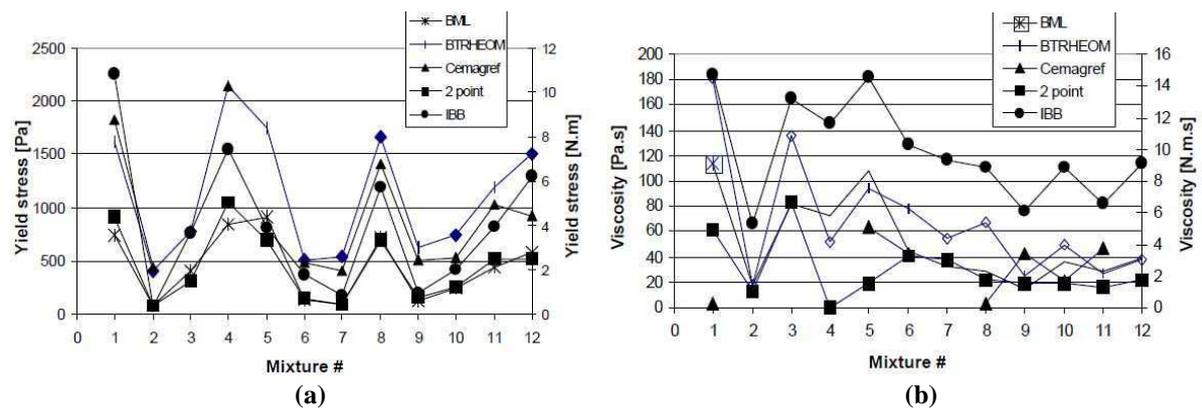


Figure 1.7 Comparaison des seuils de cisaillement (a) et des viscosités (b) mesurés par les différents rhéomètres à bétons existants sur diverses formulations de bétons [Ferraris et Brower, 2001]

Les différences de valeurs rhéologiques peuvent s'expliquer par des différences méthodologiques telles que les outils de mesure (nombres de points expérimentaux utilisés pour estimer les paramètres rhéologiques, relation exploitée pour traduire les mesures de couple et vitesse de rotation en valeurs de seuil et de viscosité plastique) ou les effets de glissement aux parois. Toutefois, nous constatons que, pour les différents bétons testés, les

sens d'évolution des paramètres rhéologiques sont identiques. Néanmoins, le seuil de cisaillement varie jusqu'à un facteur 6 entre rhéomètres (Cemagref et BML). Dans le cas de la viscosité plastique, la différence est encore plus flagrante puisqu'elle peut fluctuer d'un facteur 9 entre deux rhéomètres (Cemagref et BT Rheom).

Une comparaison des paramètres rhéologiques par paire de rhéomètre est également réalisée par les auteurs. A titre d'exemple, des graphiques (figure 1.8) présentent la comparaison des seuils et des viscosités donnés par le BML et le BT Rheom ainsi que par le rhéomètre du Cemagref et le rhéomètre Two point test. Les résultats sont synthétisés dans le tableau 1.1.

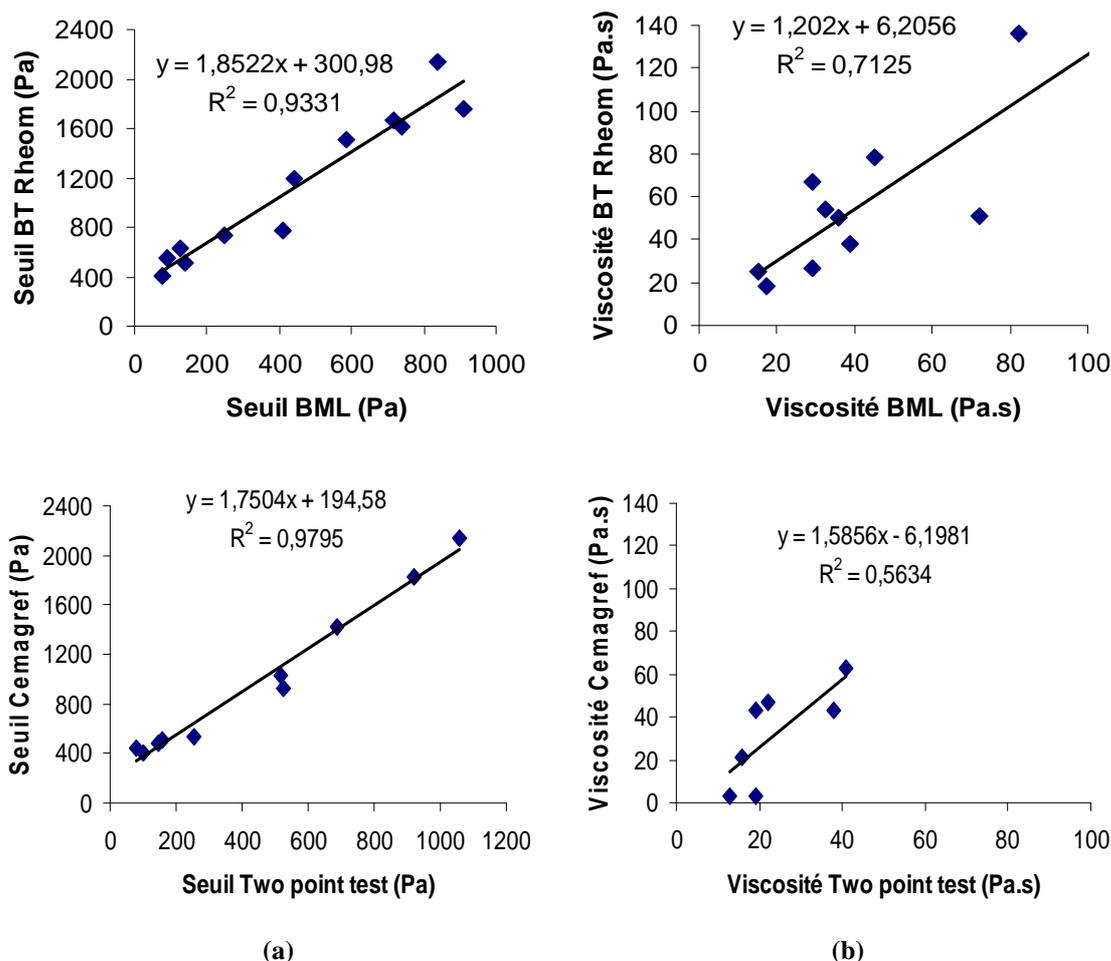


Figure 1.8 Intercomparaison par paire de rhéomètres des seuils de cisaillement (a) et des viscosités (b) [Ferraris et Brower, 2001]

L'écart type ainsi que les coefficients de corrélation du seuil et de la viscosité mesurés entre paire de rhéomètre sont calculés dans le tableau 1.1.

Inter-comparaison entre rhéomètres	Coefficient de corrélation R^2 pour le seuil	Ecart type du seuil (Pa)	Coefficient de corrélation R^2 pour la viscosité	Ecart type de la viscosité (Pa.s)
BML/BT Rheom	0,93	578	0,71	42
BML/Cemagref	0,95	540	0,98	31
BML/IBB	0,81	-	0,96	-

BML/Two point test	0,94	314	0,45	30
Two point test/BT Rheom	0,97	580	0,79	42
Two point test/IBB	0,90	-	0,52	-
Two point test/Cemagref	0,98	545	0,56	22
Cemagref/BT Rheom	0,94	599	0,91	44
Cemagref/IBB	0,90	-	0,98	-
IBB/ BT Rheom	0,82	-	0,86	-

Tableau 1.1 Comparaison des écarts types et des coefficients de corrélation pour le seuil et la viscosité entre paire de rhéomètres [Ferraris et Brower, 2001]

Les coefficients de corrélations entre rhéomètres dans le cas du seuil sont en moyenne de 0,91. La valeur minimale est de 0,81 entre le BML et l'IBB. L'écart type moyen du seuil entre paire de rhéomètres s'élève à 526 Pa. Il est le plus faible pour le seuil entre le BML et le Two point test. Or, ce ne sont pas des rhéomètres à géométries identiques. Les pentes entre le seuil BT Rheom et BML puis entre Two point test et Cemagref sont différentes, la première pente est proche de 2 alors que la seconde est de 0,6.

En ce qui concerne les coefficients de corrélation pour la viscosité, la moyenne est de 0,77. La corrélation pour la viscosité est donc moins bonne que pour le seuil. Elle est particulièrement mauvaise entre le BML et le Two point test (inférieure à 0,5) puis entre l'IBB et le Two point test ainsi qu'entre le Cemagref et le Two point test (légèrement supérieure à 0,5). Cependant, l'écart type entre ces deux derniers rhéomètres est de 22 Pa.s. L'écart type moyen pour la viscosité vaut 35 Pa.s. Le plus faible écart type en ce qui concerne la viscosité est obtenu entre le Two point test et le Cemagref. Ceci s'explique par le fait que peu de mesures de viscosité ont été réalisées pour ces deux rhéomètres. La différence de pentes entre les viscosités du BTRheom et du BML ainsi que celle entre le Two point test et le Cemagref sont moins importantes que celle du seuil. En effet, la pente de la viscosité entre le BT Rheom et le BML s'élève à 1,2 ; entre le Two point test et le Cemagref elle atteint 0,4.

1.1.2.1.3 Conclusions

Ces rhéomètres sont des outils élaborés et précis permettant de déterminer l'évolution des propriétés d'écoulement des bétons frais via l'enregistrement d'un couple évoluant en fonction d'une vitesse de rotation. Il convient de bien maîtriser les relations de passage entre les grandeurs mesurées et des grandeurs rhéologiques pertinentes. Les écarts de mesure de rhéologie entre différents rhéomètres même avec des géométries identiques sont élevés. Il existe une bonne corrélation pour le seuil alors que pour la viscosité ces corrélations s'avèrent moins intéressantes.

Ces différents travaux comparatifs ont conduit à l'élaboration de rhéomètres à béton améliorés :

- les risques de glissement du béton aux parois sont réduits par la mise en place de surfaces très rugueuses,
- la mesure de couple et/ou de vitesse de rotation est améliorée en augmentant considérablement la fréquence d'acquisition,

- l'asservissement des moteurs permet d'envisager des protocoles d'essais variés permettant de mieux comprendre les effets liés à la mise en écoulement.

Enfin, la facilité d'utilisation a guidé le développement vers des outils plus maniables. Dans cet esprit, les rhéomètres ICAR et LGCGM, développés après les campagnes comparatives, s'avèrent aisés d'utilisation.

1.1.2.2 Par propriétés d'usage

Des outils traditionnels de contrôle de la consistance du béton permettent également d'estimer les propriétés d'usage du béton.

1.1.2.2.1 Le cône d'Abrams

L'essai de référence pour les mesures industrielles de la consistance est la mesure d'affaissement ou d'étalement du béton frais au cône d'Abrams. Il s'agit de la méthode la plus utilisée en centrale industrielle, la plus simple et la moins coûteuse.

Les régimes d'écoulements « purement élongationnels » sont définis comme des cas asymptotiques pour lesquels l'affaissement du béton est très grand devant la mesure de la galette d'étalement. De la même façon, nous nommerons les régimes d'écoulements « de cisaillement pure » des bétons dont l'étalement est prédominant par rapport à l'affaissement.

Ces mesures correspondant à l'état de l'échantillon de béton à l'arrêt de l'écoulement, il existe un lien étroit entre le seuil de cisaillement des bétons frais - mesure scientifique - et les mesures de consistance (affaissement et étalement) - mesures empiriques -.

Différents auteurs se sont intéressés à la relation entre ces mesures empiriques et le seuil de mise en écoulement. Murata [1984] a utilisé une approche purement mécanique pour établir un lien entre l'affaissement au cône d'Abrams et le seuil de cisaillement. Lors de l'essai d'affaissement, deux types de forces sont en compétition : les forces liées au seuil et les forces de gravité. Les premières tendent à s'opposer au cisaillement du béton tandis que les secondes conduisent au cisaillement du matériau :

$$\tau_0 2\pi R_0^2 = \rho g V_{\text{cône}}$$

avec τ_0 le seuil de cisaillement du béton, ρ la masse volumique du béton, g l'accélération de la pesanteur, R_0 et $V_{\text{cône}}$ le rayon et le volume du cône d'Abrams.

Depuis ces travaux, des améliorations ont été portées à ces formules reliant le seuil de cisaillement à l'affaissement. Des études expérimentales entre données obtenues au rhéomètre et affaissement (Hu, 1995; Ferraris, 1998), des simulations numériques (Kurokawa *et al.*, 1994; Roussel, 2006a) et des études analytiques (Roussel et Coussot, 2005) ont ainsi permis de proposer différentes relations entre l'affaissement au cône d'Abrams et le seuil de cisaillement.

Ces analyses sont réalisées pour des bétons vibrés et ont un domaine de validité limité aux valeurs d'affaissements faibles. En effet, ces formules sont basées sur des régimes d'écoulements « purement élongationnels ». Pour ce type d'écoulements, Ferraris [1998] améliore la relation obtenue par Hu [1995] pour des affaissements supérieurs à 100 mm. La

formule de Roussel [2006a] a permis d'élargir le domaine à des bétons plus fluides ; elle est valable pour des affaissements compris entre 50 et 250 mm. La linéarité entre le seuil de cisaillement et l'affaissement apparaît comme trop simpliste.

Une relation de type loi de puissance [Lanos *et al.*, 2011] permet de prendre en compte les cas asymptotiques ainsi que les affaissements intermédiaires de manière plus précise. Ainsi l'ensemble de ces cas sont balayés. La formule de Lanos [Lanos *et al.*, 2011] (tableau 1.2) repose sur un calcul analytique prenant en compte les cas intermédiaires entre élongation pure et cisaillement pur en convergeant vers la première formule de Coussot et Roussel [2005] pour des régimes d'élongation pure et vers leur seconde formule pour des régimes de cisaillements purs¹.

Pour des bétons plus fluides, l'affaissement qui est relié au seuil statique c'est-à-dire au seuil de mise en écoulement du béton n'est plus caractéristique de la rhéologie. En effet, cette mesure devient difficile à réaliser. Finalement, c'est l'étalement du béton qui est caractéristique du seuil de cisaillement dynamique (arrêt de l'écoulement du béton). Une revue bibliographique des formules permettant de relier l'étalement au seuil de cisaillement τ_0 est consigné dans le tableau 1.2.

Auteurs	Seuil de cisaillement τ_0 associé à l'étalement $Etal$ (Pa)
Kurokawa <i>et al.</i> [1994]	$\frac{\rho g V \cdot 10^8}{25\sqrt{3}\pi \cdot Etal^2}$
Coussot <i>et al.</i> [1996]	$\frac{\rho 279^5}{Etal^5}$
Sedran [1999]	$\frac{\rho(808 - Etal)}{1174}$
Coussot et Roussel [2005]	$\frac{225\rho g V^2}{128\pi^2 Etal^5}$
Lanos <i>et al.</i> [2011]	$\sqrt{\frac{2\tau_0}{\rho g} \left[\frac{8\pi}{15} (Etal - R_0)^{\frac{5}{2}} + \frac{4\pi}{3} R_0 (Etal - R_0)^{\frac{3}{2}} + \pi R_0^2 (Etal - R_0)^{\frac{1}{2}} \right]} + \pi R_0^2 \sqrt{3} \frac{\tau_0}{\rho g} - V_0 = 0$

Tableau 1.2 Formules de la littérature permettant de relier l'étalement au seuil de cisaillement

Le seuil de cisaillement est une fonction en loi de puissance de l'étalement pour la plupart de ces formules.

La formule de Kurokawa *et al.* [1994] résulte de simulations numériques. Celle de Coussot [Coussot *et al.*, 1996] a été déterminée analytiquement pour un régime de cisaillement pur. Elle est valide pour un fluide viscoplastique, la bentonite. Les caractéristiques physico-chimiques et mécaniques de la bentonite sont très différentes de celles des bétons autoplaçants. En effet, la bentonite est un mélange d'eau et d'argile. Or, le béton est une suspension granulaire polydispense. Le seuil étant relié aux frottements intergranulaires, cette formule apparaît potentiellement moins pertinente pour les bétons autoplaçants.

La formule de Sedran [1999] est un ajustement linéaire des résultats expérimentaux obtenus au BT Rheom.

Le régime d'écoulement de « cisaillement pur » dans la formule de Coussot et Roussel [2005] est une prolongation de l'étude analytique de Coussot [1996] pour des pâtes de ciment. Les bétons autoplaçants peuvent être en première approximation considérés comme une

¹ Cette formule apparaît donc plus judicieuse dans notre cas, dans la mesure où nous travaillons avec des bétons autoplaçants ou des pseudo-BAPs ayant des affaissements ou étalements intermédiaires

suspension de granulats dans une pâte de ciment. Cette formule est bien plus adaptée au cas des bétons autoplaçants.

Néanmoins, elle ne prend pas en compte la présence des gravillons qui contribuent fortement au seuil. Par conséquent, cette formule pourrait sous estimer le seuil de cisaillement des bétons autoplaçants.

Une comparaison entre les formules données par la bibliographie est réalisée sur la figure 1.10.

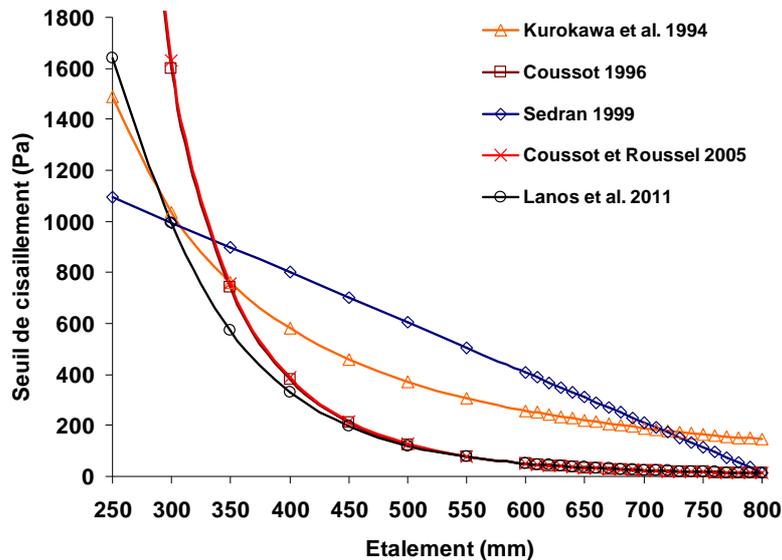


Figure 1.10 Comparaison entre les formules de bibliographie pour le calcul du seuil de cisaillement à partir de l'étalement

Les formules de [Coussot, 1996], [Coussot et Roussel 2005] et [Lanos *et al.*, 2011] convergent vers des seuils équivalents (le seuil est inversement proportionnel à l'étalement puissance cinq). Le seuil de cisaillement déterminé par la formule de Kurokawa *et al.* [1994] est inversement proportionnel au carré de l'étalement. Cette relation reste voisine de celle de Lanos pour de faibles étalements. Les seuils sont encore plus élevés pour Sedran [1999] entre 350 mm et 700 mm. La formule de Lanos [Lanos *et al.*, 2011] continue depuis le régime d'affaissement jusqu'au régime d'étalement s'avère ainsi adaptée au dépouillement des essais au cône d'Abrams².

Le seuil de cisaillement seul ne permet pas de caractériser entièrement la rhéologie du béton frais. Notons que lors de l'essai au cône d'Abrams, deux bétons peuvent avoir le même affaissement bien qu'ils présentent visiblement un comportement rhéologique en écoulement extrêmement différent. En effet, la déformation finale peut être atteinte plus ou moins rapidement, c'est l'effet de la viscosité plastique qui est l'autre paramètre prépondérant de la consistance. Cette viscosité plastique n'interfère pas avec les conditions d'arrêt de l'écoulement [Baron et Sauterey, 1982], [Hu, 1995].

Des formules existent dans la littérature pour le calcul de la viscosité plastique par la mesure au cône d'Abrams à partir du temps nécessaire pour l'obtention d'un affaissement de 100 mm ou d'un étalement de 500 mm (tableau 1.3).

² Nous décidons donc d'utiliser cette formule pour déterminer les seuils de cisaillement des bétons testés lors de notre étude.

Auteurs	Viscosité plastique (Pa.s)
Ferraris et De Larrard [1998]	$\rho T_{100} \max(0,0025; 0,00108(Aff - 175))$
Sedran [1999]	$\frac{\rho g(0,0268.Etal - 2,39)T_{500}}{10000}$

Tableau 1.3 Formules de la littérature permettant de relier le temps d'écoulement pour atteindre un affaissement de 100 mm ou un étalement de 500 mm à la viscosité plastique au seuil de cisaillement

Ces formules s'avèrent aléatoires et sont assez peu utilisées. En effet, ces temps d'affaissements ou d'étalements sont très difficiles à mesurer car non seulement leur estimation dépend de l'expérimentateur, mais en plus, l'écoulement n'est pas uniforme. La mesure du temps d'écoulement du béton frais à partir d'un cône inversé apparaît comme une solution plus adaptée pour estimer la viscosité plastique d'un béton.

1.1.2.2.2 V-Funnel

Une méthode de mesure du temps d'écoulement au V-Funnel a été proposée pour des bétons autoplaçants par Emborg [1999]. Elle consiste à mesurer le temps d'écoulement global du béton frais au travers du V-Funnel (figure 1.11).



Figure 1.11 Le V-Funnel

Deux classes d'écoulement sont définies pour le temps d'écoulement au V-Funnel (t_{VF}) selon The Self-Compacting Concrete European Project Group [Self-Compacting, 2005] : pour un temps d'écoulement inférieur à 8 s, classement en classe VF1 et pour un temps d'écoulement compris entre 8 et 25 s, classement en classe VF2. Une valeur comprise entre 6 et 8 s est privilégiée pour les bétons autoplaçants.

Domone et Jin [1999] montrent que le temps d'écoulement du béton au V-Funnel est corrélé à sa viscosité. Sur la base de cet essai, nous adaptons ici aux conditions d'écoulement et aux dimensions caractéristiques du V-Funnel le calcul de la viscosité apparente basé sur un calcul d'une vitesse de cisaillement et d'une contrainte de cisaillement caractéristique à partir d'un temps d'écoulement au cône de Marsh [Frunz *et al.*, 2010].

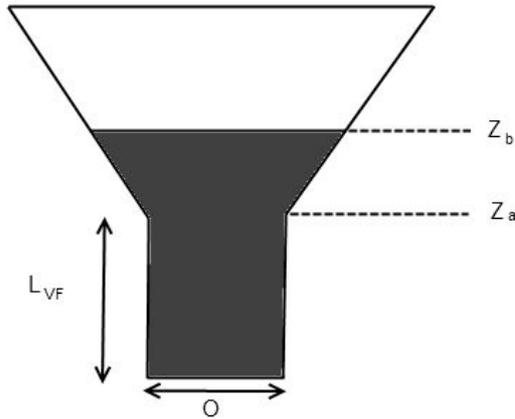


Figure 1.12 Schéma du V-Funnel

En effet, la contrainte de cisaillement σ à la paroi dans la partie tubulaire de l'appareil peut être déterminée à l'aide de la différence de pression dP entre l'entrée et la sortie du béton dans la partie en V du V-Funnel :

$$\sigma = \frac{dP \cdot O}{4L_{VF}} \quad (1.1)$$

avec O la dimension de l'ouverture du V-Funnel et L_{VF} la longueur de la partie tubulaire (figure 1.12).

Le gradient de pression maximal du béton dans le V-Funnel s'exprime selon :

$$dP_{max} = \rho g(z_b - z_a) \quad (1.2)$$

Durant la réalisation de l'essai, le gradient de pression moyen dans le V-Funnel est tel que :

$$dP_{moyen} = \frac{dP_{max}}{2} \quad (1.3)$$

Le calcul de la vitesse de cisaillement $\dot{\gamma}$ est obtenu à partir de la formule proposée par Frunz *et al.* [2010] :

$$\dot{\gamma} = \frac{6V_{VF}}{t_{VF} \cdot O^3} \quad (1.4)$$

Par conséquent, le calcul de la viscosité apparente μ^* correspond au rapport des équations (1.1) et (1.4):

$$\mu^* = \frac{dP_{moyen} t_{VF} O^4}{24L_{VF} V_{VF}} \quad (1.5)$$

1.1.2.2.3 Conclusions

Le contrôle de la qualité du béton en centrale impose des tests d'étalement ou d'affaissement, et plus rarement des tests au rhéomètre à bétons. Néanmoins, les mesures empiriques conduisent à des estimations de seuil de cisaillement d'un béton pour l'étalement et l'affaissement ainsi qu'à des estimations de viscosité apparente pour le V-Funnel. Nous exploiterons ces méthodes pour caractériser de façon traditionnelle le comportement rhéologique de nos bétons.

1.1.2.3 Par mesures en ligne

Les mesures de consistance et au rhéomètre sont réalisées *a posteriori* (après malaxage et extraction du malaxeur), la mesure pouvant alors être modifiée par des effets de thixotropie du béton frais (il se structure au repos) [Coussot et Roussel, 2006]. La structuration du matériau laissé au repos a pour effet de faire évoluer la contrainte seuil et la viscosité avec le temps de repos, phénomène réversible lors de la reprise de l'agitation (Barnes, 1997; Coussot et Ancey, 1999). Durant un malaxage suffisamment énergique, le matériau est considéré comme étant dans un état déstructuré donc la thixotropie peut être négligée. Un biais entre la caractérisation rhéologique ainsi obtenue et le comportement rhéologique au malaxage peut apparaître, rendant difficile l'optimisation du rendement de la production industrielle. D'autre part, un avantage non négligeable de la rhéologie en ligne est qu'elle semble représentative de la quantité de béton mesuré. En effet, pour des essais de consistance ou au rhéomètre, les volumes de béton sur lesquels les mesures sont effectuées sont faibles (de l'ordre de quelques litres). La qualité du prélèvement de l'échantillon nécessaire à la réalisation de l'essai peut alors affecter considérablement la mesure. Afin de s'affranchir de ces problèmes, les méthodes de caractérisation rhéologique non destructives et *in situ* sont actuellement privilégiées car elles permettent d'assurer un contrôle en ligne, de diminuer le contrôle manuel en production et ainsi d'éviter des problèmes d'échantillonnage et de thixotropie.

Les méthodes de contrôle de la consistance du béton dans le malaxeur font leur apparition dès 1933 [Yohe, 1933]. Cependant, ce n'est que récemment que le besoin des sondes de contrôle en ligne des bétons est manifeste. Il est poussé par l'apparition des formules de nouvelle génération requérant une précision accrue lors de la fabrication. C'est en particulier le cas des bétons autoplaçants.

1.1.2.3.1 Wattmètre

La mesure de puissance consommée par le malaxeur permet d'estimer la consistance du béton ce qui explique qu'elle est très utilisée dans les centrales à béton. Cette mesure permet de contrôler l'évolution de la consistance du matériau durant le malaxage. Le wattmètre est l'outil de mesure usuel (Parey et Durrieu, 1968; Charonnat, 1980; Teillet *et al.*, 1991). La mesure de puissance consommée est supposée être représentative de la puissance mécanique dissipée par le malaxage.

La rhéologie des bétons durant le malaxage est évolutive et non-linéaire. La communauté scientifique considère que la rhéologie cible est atteinte et que le béton est correctement structuré lorsque le signal wattmétrique est stabilisé à la fin du malaxage. Une utilisation alternative consiste à estimer, par la mesure de la puissance en fin de malaxage, la consistance du béton. Dans cet esprit, Chopin *et al.* ont montré que la rhéologie du béton frais est

étroitement reliée à la puissance consommée par le malaxeur à bétons [Chopin *et al.*, 2003]. En assimilant le malaxeur à un rhéomètre à béton dont le taux de cisaillement moyen est égal à $\dot{\gamma}$ et le comportement rhéologique du béton à celui d'un fluide de Bingham, la puissance à la stabilisation notée P_{∞} est fonction de la rhéologie :

$$P_{\infty} = P_m + C_m \dot{\gamma} (\tau_0 + \mu_{pl} \dot{\gamma})$$

avec P_m est la puissance associée aux frottements des pales sur le fond de cuve et à une dissipation d'origine mécanique, C_m est un coefficient fonction du volume du béton sollicité dans le malaxeur, $\dot{\gamma}$ est le taux de cisaillement moyen dans le malaxeur, τ_0 est le seuil de cisaillement mesuré au rhéomètre et μ_{pl} la viscosité plastique mesurée au rhéomètre.

Cependant il a été mis en évidence que le wattmètre présentait certaines limites (Chopin, 2003 ; Lê, 2007). C'est une mesure indirecte du couple résistant du matériau sur les pales. En effet, la mesure de la dissipation visqueuse (donc de la rhéologie du béton) est perturbée par les frottements des pales de fond de cuve sur des granulats ou par la viscosité de l'huile des engrenages du malaxeur (Chopin, 2003; Lê, 2007). Dans sa thèse, Lê a quantifié la proportion des différentes contributions dans un malaxeur de laboratoire. La puissance à vide (dissipations électriques, viscosité de l'huile) représente environ 60 % de la puissance consommée par le malaxeur lorsque le béton est formé, la rhéologie environ 27 % et le frottement des pales 13 %. Un tel bilan n'est pas favorable à une utilisation rhéométrique du wattmètre. Toutefois, sur la base d'enregistrements de la puissance consommée par un malaxeur à plusieurs vitesses de malaxage (Nordenswan et Kappi, 2007; Lê, 2007) ou par un malaxeur monté sur un camion toupie [Amziane *et al.*, 2006], l'accès à une évaluation des paramètres rhéologiques reste possible.

Un des intérêts majeurs du wattmètre est d'être peu sensible aux fluctuations de couple liées aux phénomènes de voûtes granulaires. En effet, ce capteur permet une mesure globale (autrement dit sur l'ensemble du béton contenu dans le malaxeur) moyennant et lissant de tels évènements ponctuels.

1.1.2.3.2 Humidimètres de malaxeur

La consistance d'un béton est fortement reliée à sa formulation dont le constituant le plus influant est l'eau. Les mesures en ligne de l'humidité d'un béton à l'état frais sont donc les plus utilisées pour déterminer la consistance du béton. Elles sont réalisées en centrale industrielle à l'aide de diverses sondes micro-ondes d'humidité (sonde Orbiter : figure 1.13a) [Clemena, 1987] ou de capteurs rotatifs d'humidité dans le malaxeur (Board, 1997; Wang et Hu, 2005). Les capteurs micro-ondes (transmission/réflexion d'une onde électromagnétique) par exemple mesurent l'humidité et la densité du béton frais à partir de l'amortissement du signal reçu. L'humidité mesurée par la sonde varie beaucoup car au départ du malaxage une partie du béton est sèche tandis que l'autre est mouillée. Le béton est considéré comme uniformément malaxé quand le capteur d'humidité affiche une valeur stable. Malheureusement, ces capteurs qui peuvent mesurer l'humidité ne sont pas suffisamment sensibles pour des bétons autoplaçants très fluides. Notons que ces capteurs mesurent localement l'humidité du béton. Ils sont donc plus précis que le wattmètre qui donne une mesure globale éventuellement représentative de la teneur en eau (après « étalonnage » sur la gâchée de référence).



Figure 1.13 Sonde Orbiter (a) ; Sonde Viscoprobe (b)

1.1.2.3.3 La sonde Viscoprobe

La sonde Viscoprobe (figure 1.13b) mesure en ligne l'écart de consistance entre des gâchées de béton par l'intermédiaire de la force de trainée d'une sphère immergée dans le béton. La mesure de la force de trainée peut être réalisée durant le malaxage du béton. A l'image de l'exploitation de la mesure avec un wattmètre, cette sonde peut permettre de suivre les étapes de mouillage et d'homogénéisation au cours du malaxage puis de caractériser le comportement rhéologique du béton frais en fin de malaxage [Nielsen, 2005]. Cette sonde correspond à un capteur de forces de nouvelle génération adapté aux bétons autoplaçants.

Elle permet une mesure locale de la consistance du béton et est utilisée en centrale actuellement comme une sonde d'humidité. L'aspect local de cette mesure complique l'interprétation du signal car il faut tenir compte des hétérogénéités de composition au sein du malaxeur. En fonction de sa position dans le malaxeur, la sonde Viscoprobe peut conduire à des valeurs de caractéristiques rhéologiques variables. Cette mesure locale peut également interagir fortement avec les événements locaux tels que la formation de voûtes granulaires. Dans un tel cas, les efforts de trainée mesurés peuvent être ponctuellement très importants. A l'inverse, pour une zone de mélange très fluide, le signal peut être très faible. Nous avons retenu cette sonde pour notre étude. La description du mode de fonctionnement et des algorithmes de dépouillement des mesures fait l'objet d'un paragraphe spécifique dans le chapitre 2.

1.1.2.3.4 Comparaison des trois capteurs en ligne

Les mesures en lignes réalisées lors du malaxage du béton restent peu nombreuses. Nous pouvons cependant noter que de telles mesures peuvent permettre à l'opérateur de cerner l'effet d'une variation du dosage du mélange.

Ainsi, la variation de la quantité d'eau dans une gâchée peut être analysée via différentes mesures telles que celles présentées par Cazacliu et Brunquet [2007] reposant sur l'utilisation de trois types de capteurs (figure 1.14).

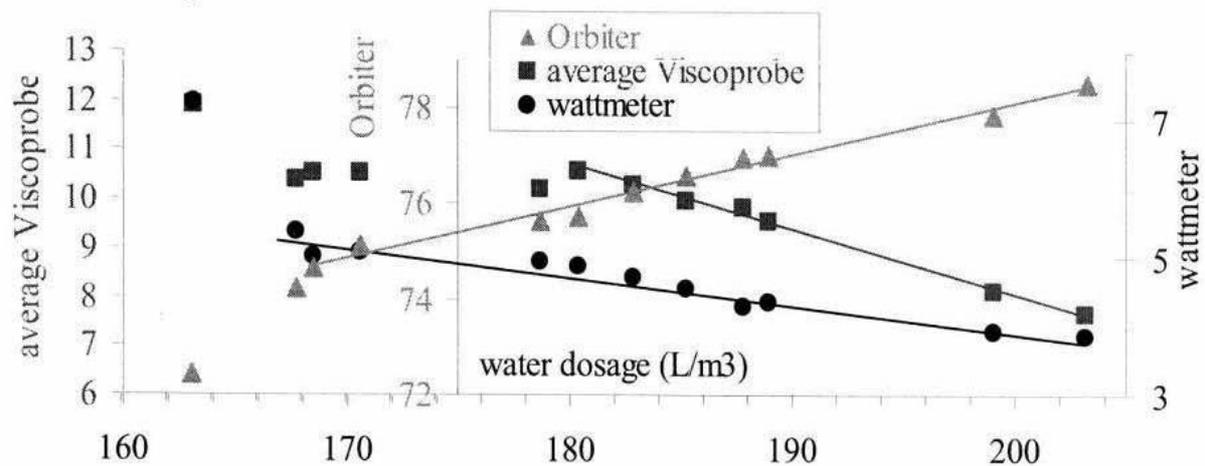


Figure 1.14 Evolution du signal donné par les différents capteurs en ligne en fonction de la proportion d'eau dans le béton [Cazacliu et Brunquet, 2007]

Les trois capteurs utilisés, implantés directement dans le malaxeur (le wattmètre, la sonde Orbiter et la sonde Viscoprobe) sont sensibles à la proportion d'eau dans un béton fluide. Mais leurs plages d'utilisation diffèrent. La sonde Viscoprobe permet de mesurer des variations de proportions en eau gâchée par gâchée avec une erreur moyenne de plus ou moins $1,2 \text{ L/m}^3$. La sonde d'humidité Orbiter permet d'obtenir une précision de mesure de l'humidité dans le béton d'environ plus ou moins $2,5 \text{ L/m}^3$. Le wattmètre reste le moins précis (de l'ordre de $4,5 \text{ L/m}^3$). Néanmoins, en améliorant la procédure de mesure, il peut fournir des informations sur l'humidité du béton avec la même précision que la sonde Orbiter [Cazacliu et Brunquet, 2007].

En présence de bétons autoplaçants présentant une forte proportion en eau, la reproductibilité du dosage en eau d'une gâchée à une autre peut être jugée de manière très précise avec la sonde Viscoprobe. Ce type de capteur est prometteur puisqu'il est sensible à une évolution de consistance. Il peut donc s'avérer plus adapté que les autres pour réaliser une mesure de la rhéologie du béton frais en ligne.

1.1.2.3.5 Autres capteurs

La mesure de la pression pariétale exercée par le béton frais sur la paroi des pales d'un malaxeur planétaire est une autre technique utilisée pour caractériser le comportement rhéologique du béton frais pendant le malaxage. Alasami [1988] a montré que cette pression est corrélée à la viscosité plastique du béton. C'est ainsi que fleurissent actuellement des brevets sur des systèmes de mesure de la rhéologie dans le malaxeur [Te'eni, 2001].

Des essais ont également été réalisés avec une nouvelle technologie de capteur : le capteur piézoélectrique Sensor (ondes électromagnétiques avec deux antennes émetteur-récepteur). Ces sondes sont analogues à la sonde Viscoprobe et permettent également de déterminer la consistance du béton en ligne. Leurs avantages techniques est l'absence de liaison filaire et qu'elles ne nécessitent pas un chargement des batteries des sondes contrairement à la sonde Viscoprobe. Néanmoins, cette technologie en est encore à ses premiers balbutiements [Delmas, 2010].

1.1.2.3.6 Conclusions

Le wattmètre est donc l'outil de référence pour la mesure de la consistance en ligne. Il est très utilisé dans les centrales à bétons. Il présente cependant divers inconvénients : il constitue une mesure indirecte de consistance. La mesure de consistance est perturbée par des phénomènes parasites (frottements, viscosité de l'huile...). Malgré cela, la mesure globale permet de s'affranchir des phénomènes liés à la granularité du béton. Une approche locale de la mesure rhéologique est donc nécessaire pour mieux appréhender le caractère hétérogène et complexe du béton. Les sondes Orbiter et Viscoprobe permettent de réaliser des mesures locales précises. Cependant, leurs mesures sont fortement affectées par la présence des granulats dans le béton, les écoulements de type bouchon ou des zones très fluides. Pour l'analyse du signal produit par la sonde Viscoprobe, nous devons idéalement disposer d'une formule analytique nous permettant de déterminer les paramètres rhéologiques à partir de la mesure de la force de trainée. La partie suivante donne des notions pouvant apporter des éléments au développement d'une telle démarche.

1.2 Force de trainée

1.2.1 Hypothèse de Stokes à faible nombre de Reynolds

La sonde Viscoprobe en mouvement dans le béton lors du malaxage génère un écoulement complexe autour d'elle. Ce dernier produit une force de trainée qui fait l'objet d'une mesure. Cet écoulement peut être assimilé à celui induit par le déplacement d'une sphère parfaite immergée dans un fluide. Un tel problème a fait l'objet de références bibliographiques multiples. La force de Stokes [Stokes, 1851] est la force de trainée visqueuse qui s'oppose au mouvement d'une sphère de vitesse $V_{\text{sphère}}$ de rayon R dans un fluide de viscosité μ_{fluide} (figure 1.15) à très faible nombre de Reynolds (Re inférieurs à 0,1 voire 1). Les effets d'inerties (dynamiques) sont négligés devant les effets visqueux.

$$F_{\text{Stokes}} = 6\pi \mu_{\text{fluide}} R V_{\text{sphère}}$$

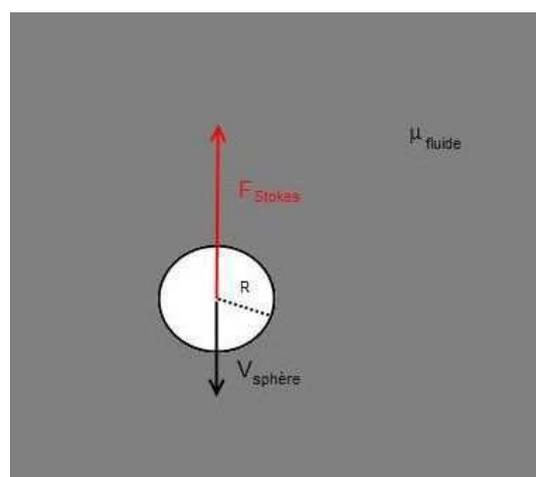


Figure 1.15 Schématisation de la force de Stokes sur une sphère immergée dans un fluide newtonien

La formule est valable dans le cadre des hypothèses suivantes :

- la sphère est rigide et de petite taille,
- la sphère est en mouvement rectiligne et uniforme dans un fluide visqueux,
- le fluide est newtonien,
- le fluide est supposé au repos à l'infini. En effet, le fluide est libre de tout mouvement car il n'est pas borné par des parois,
- le fluide est supposé adhérent à la sphère.

Le cadre des hypothèses d'utilisation de cette expression des efforts de trainée nous impose de recourir à un comportement newtonien. Or, les bétons autoplacants sont assimilés à des fluides de Bingham dont le seuil de cisaillement reste globalement assez limité. Une première approche peut consister à assimiler les bétons autoplacants à des fluides newtoniens. Une seconde possibilité est d'identifier le pendant de l'équation de Stokes en présence de fluides à seuil.

1.2.2 Effets dynamiques

La trainée visqueuse est exprimée à l'aide d'un nombre sans dimension noté C_d , le coefficient de trainée. Il est défini comme le rapport entre une force de trainée F_t et la force dynamique F_d . Cette force dynamique s'exprime par :

$$F_d = \frac{\rho v^2 A}{2}$$

où ρ est la masse volumique, v et A respectivement la vitesse et la surface de la sphère projetée orthogonalement à l'écoulement.

Dans le cas où cette force de trainée s'exerce sur une sphère en mouvement dans un fluide newtonien, la force de trainée est la force de Stokes (figure 1.15) pour des nombres de Reynolds $Re < 0,1$ (voire 1). Ainsi, le coefficient de trainée C_d a pour expression $C_d = 24/Re$.

Il existe une bibliographie abondante permettant de relier le coefficient de trainée au nombre de Reynolds dans le cas d'un fluide newtonien (effets de tourbillons du sillage).

Oseen [1910] a ainsi étendu la relation entre C_d et Re déterminée par Stokes en tenant compte des effets d'inertie pour des nombres de Reynolds inférieurs à 5. Elle a été généralisée par Proudman et Pearson [1957]:

$$C_d = \frac{24}{Re} \left(1 + \frac{3}{16} Re + \frac{9}{160} Re^2 \ln(Re) \right)$$

Lorsque les effets de turbulence deviennent importants, pour des nombres de Reynolds inférieurs à 800, la relation semi-empirique de Schiller et Nauman [Schiller et Nauman, 1935] permet de déterminer la relation entre C_d et Re :

$$C_d = \frac{24}{Re} (1 + 0,15 Re^{0,687})$$

La figure 1.16 confirme l'accord entre l'expérience, les simulations numériques et la loi empirique de Schiller et Nauman pour des nombres de Reynolds Re compris entre 0 et 200.

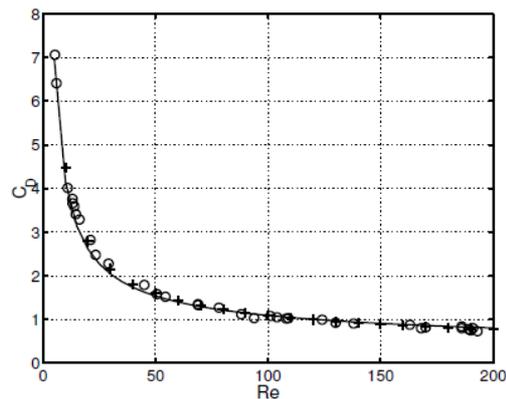


Figure 1.16 Coefficient de traînée en fonction du nombre de Reynolds pour $Re < 200$. Confrontation entre les résultats expérimentaux de (Roos et Willmarth , 1971) (o) les résultats numériques de (Bouchet *et al.* , 2002) (+) et la loi de (Schiller et Nauman ,1935) en trait fin

L'utilisation de cette formule ne nous semble cependant pas appropriée pour le cas du déplacement d'une sphère dans du béton. En effet, ces effets de non linéarité sont générés par la création de tourbillons derrière la sonde. Il a été trouvé numériquement et confirmé expérimentalement qu'à partir d'un nombre de Reynolds d'environ 20, la couche limite fixée se sépare de la sphère en formant une recirculation pour des fluides homogènes [Kalra et Uhlherr, 1971]. Pour cette relation, l'écoulement du fluide reste laminaire.

Pour des nombres de Reynolds supérieur à 1000, on atteint le régime de Newton. L'écoulement turbulent est obtenu. Le coefficient de traînée prend une valeur constante de 0,44 (figure 1.17). Des tourbillons apparaissent après le passage de la sphère dans le fluide newtonien.

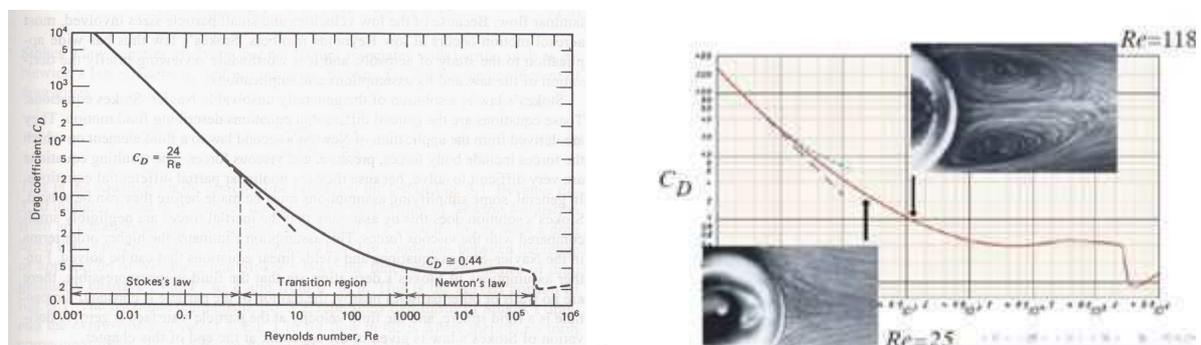


Figure 1.17 Coefficient de traînée en fonction du nombre de Reynolds particulière pour un fluide newtonien [Hinds, 1999]

1.2.3 Effets plastiques

Nous considérons que le comportement rhéologique du béton est de type fluide de Bingham. Pour rendre compte de l'effet du seuil, la viscosité du fluide dans la relation de Stokes peut être remplacée par une viscosité apparente μ^* dont l'expression est $\mu^* = \tau / \dot{\gamma}$. Le taux de cisaillement est relié au ratio entre la vitesse et la taille de la sphère ($\dot{\gamma} = k_1 V / R$) [He *et al.*, 2001]. L'évolution de la constante k_1 fait débat. Elle dépend à la fois du nombre de Reynolds Re et du nombre de Bingham Bi .

En considérant que le taux de cisaillement autour de la sphère reste voisin de V/R , la viscosité apparente devient en injectant la relation de Bingham :

$$\mu^* = \frac{\tau_0 R}{k_1 V} + \mu_{pl}(\dot{\gamma})$$

d'où en utilisant le rayon de la Viscoprobe :

$$F_{trainée} = \frac{12\pi R_{visco}^2 \tau_0}{k_1} + 6\pi R_{visco} V_{visco} \mu_{pl}(\dot{\gamma})$$

Cette expression fait apparaître les termes de viscosité plastique et de seuil de cisaillement. La formule analytique de la force de Stokes devient donc $F = 6\pi\mu R_{visco} V_{visco} + 12\pi\tau_0 R_{visco}^2$ [He2001] pour une valeur de k_1 égale à l'unité. Le coefficient devant le seuil de cisaillement varie dans la bibliographie entre 10π et 14π . Pour Ansley et Smith, la constante k_1 s'élève à $24/7\pi$ soit 1,1 environ.

L'hypothèse consistant à relier le taux de cisaillement autour de la sphère au rapport V/R peut paraître trop sanctionnante. D'autres approches permettent de s'en affranchir. Des études expérimentales (Ansley et Smith, 1967; Atapattu *et al.*, 1995; Tabuteau *et al.*, 2007) et des études numériques ([Beris *et al.*, 1985]) analysent la chute de sphères dans des fluides non newtoniens.

Les travaux expérimentaux d'Ansley et Smith [1967] prennent en compte les effets de la rhéologie sur le coefficient de trainée dans un fluide de Bingham : le ketchup (figure 1.18a). Une bonne corrélation existe entre leurs résultats et la théorie de la plasticité. Dans leur étude, ils font apparaître le rôle du nombre de Bingham. Ce nombre s'exprime comme le rapport du seuil de cisaillement avec une contrainte visqueuse: $Bi = \tau_0 / \mu \dot{\gamma}$. Ils ont constaté que le coefficient de trainée C_d variait en fonction du nombre de Bingham : plus le nombre de Bingham est élevé, plus le coefficient de trainée est important.

Ils font donc intervenir un nouveau paramètre : le paramètre dynamique Q qui est défini par :

$$Q = \frac{Re}{(1 + k_2 Bi)}$$

Une relation linéaire existe entre le coefficient de trainée et le paramètre dynamique Q jusqu'à un paramètre dynamique Q de 100 environ (figure 1.18a). Lors d'études expérimentales plus récentes avec du carbopol, Tabuteau *et al.* [2007] retrouvent le même type de corrélation entre le coefficient de trainée et le paramètre dynamique Q d'Ansley et Smith (figure 1.18b).

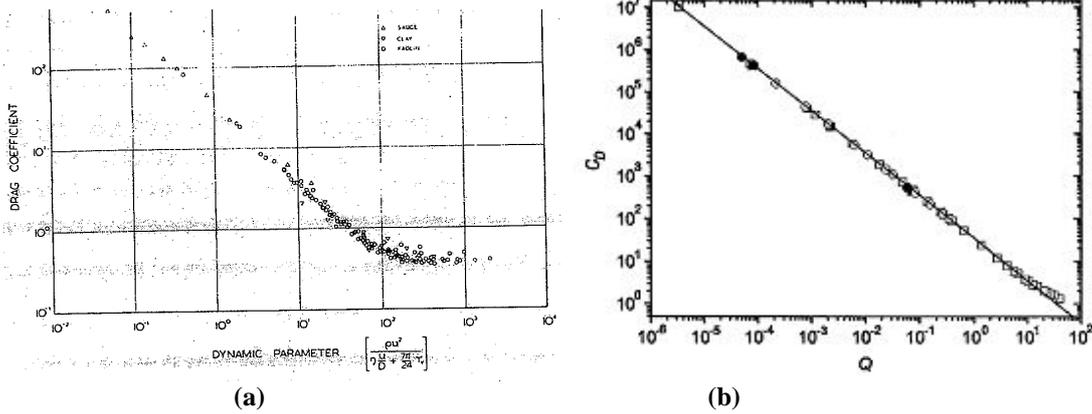


Figure 1.18 Coefficient de trainée C_d de sphères dans des fluides viscoplastiques (ketchup, bentonite) [Ansley et Smith 1967] (a) et dans des gels de Carbopol [Tabuteau *et al.* 2007] (b) en fonction du paramètre dynamique Q

Ansley et Smith [1967] ont considéré que la constante k_2 valait $7\pi/24$ ($k_2 = 1/k_1$) par une étude analytique pour un fluide purement plastique. Cependant, il a été montré par He [1994] que cette constante k_2 est difficile à calculer et qu'elle varie de 0 pour de faibles nombres de Reynolds à 2 pour des nombres de Reynolds élevés.

Par conséquent, le coefficient de trainée C_d dépend de deux paramètres prépondérants : Re , Bi . La transition entre écoulement laminaire et turbulent est contrôlée par le paramètre dynamique Q . Pour $Q = 100$ et en considérant un caractère plastique moyen (nombre de Bingham de 10), le nombre de Reynolds pour lequel on a une transition entre écoulement laminaire et turbulent s'élève à 1000. L'effet de seuil dans le cas d'un fluide de Bingham est de réduire le nombre de Reynolds équivalent. Notons R, v et ρ respectivement le rayon de la sphère, la vitesse de la sphère et la masse volumique du fluide.

Le coefficient de trainée lié à la sphère est :

$$C_d = \frac{a}{Q} = \frac{2F}{\rho v^2 \pi R^2}$$

$$F = \frac{\rho v^2 \pi R^2 a}{2Q} = \frac{\rho v^2 \pi R^2 a (1 + k_2 Bi)}{2 Re} \text{ avec } k_2 = \frac{7\pi}{24}$$

$$F = \frac{\rho v^2 \pi R^2 a (1 + k_2 Bi)}{2 Re} = \frac{\rho v^2 \pi R^2 a}{2 Re} + \frac{\rho v^2 \pi R^2 a 7\pi Bi}{48 Re} \text{ avec } Re = \frac{2\rho v R}{\mu} \text{ et } Bi = \frac{\tau_0}{\mu \dot{\gamma}}$$

$$F = \frac{v\pi R a}{4} \mu + \frac{7\pi^2 v R a}{48\mu \dot{\gamma}} \tau_0 \text{ avec } \dot{\gamma} = \frac{v}{2R}$$

$$F = \frac{v\pi R a}{4} \mu + \frac{7\pi^2 R^2 a}{48} \tau_0$$

L'effort de trainée est donc constitué de deux termes : un en raison de la viscosité et l'autre à cause du seuil de cisaillement : $F = \alpha\mu Rv + \beta\tau_0 R^2$. Pour retrouver la force de Stokes, il faut que le paramètre a soit égale à 24. Ainsi le coefficient β s'élève à 11π .

Briscoe *et al.* [1992] ont montré que le coefficient de trainée d'une sphère plongée dans de la bentonite varie suivant une loi de puissance du nombre de Bingham. Ces résultats expérimentaux sont en accord avec l'analyse numérique proposée par Beris *et al.* [1985]. De la même façon, Atapattu *et al.* [1995] retrouvent expérimentalement le même type de relation entre le coefficient de trainée et le nombre de Bingham pour un fluide modèle de type Herschel-Bulkley : le carbopol. La taille de la zone cisailée et la forme de la frontière des zones déformées sont analogues à celles identifiées par Beris *et al.* , cette taille décroît avec le nombre de Bingham. La valeur de la constante k_2 fait débat dans la communauté. Elle prend diverses valeurs : 0,9 pour Ansley et Smith [1967], 0,8 pour Beaulne et Mitsoulis [1997] ou encore 0,6 pour Atapattu [1995].

L'étude numérique de Beris *et al.* [1997] a également permis de déterminer une relation entre le coefficient de trainée de Stokes et les nombres de Bingham associées.

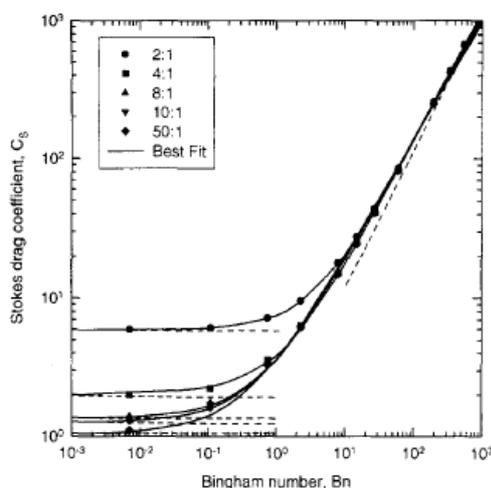


Figure 1.19 Coefficient de trainée de Stokes en fonction du nombre de Bingham pour des sphères de rayon différent en chute libre dans un tube rempli de fluide de Bingham [Beris *et al.*, 1997]

La figure 1.19 représente les cas asymptotiques suivants :

$$C_d = \frac{24}{Re} + a(Bi^b) \text{ pour des nombres de Bingham compris entre 0 et 1000}$$

$$C_d = 1,17Bi \text{ quand } Bi \text{ tend vers l'infini}$$

Cependant, les fluides utilisés pour ces expériences sont tous des fluides à seuil modèle de type Bingham ou Herschel-Bulkley tel que le ketchup ([Ansley et Smith, 1967]), la bentonite (Ansley et Smith, 1967, Briscoe *et al.*, 1992) ou le carbopol (Atapattu *et al.*, 1995; Tabuteau *et al.*, 2001). Il semble que les résultats expérimentaux et numériques obtenues sont spécifiques aux fluides modèles. Or, les matériaux modèles utilisés lors de ces essais ont des comportements physico-chimiques, mécaniques et des caractéristiques granulométriques très éloignés de celui du béton. On peut ainsi s'attendre à ce que le coefficient de trainée en présence de béton soit bien plus élevé que celui mesuré dans les cas cités en référence du fait de la présence de granulats rigides de taille non négligeable par rapport au diamètre de la sphère. De plus aucun consensus ne semble se détacher en ce qui concerne la constante k_2 qui permet de relier le paramètre Q et les nombres de Reynolds et Bingham ou encore entre la vitesse de la sphère et le taux de cisaillement. Par ailleurs, les résultats mesurés avec l'ensemble des fluides correspondent à une mesure au repos or l'écoulement du béton au

cours du malaxage est dynamique. Chhabra [1993] ou encore Atapattu *et al.* [1995] insistent sur la difficulté d'étude générée par des écoulements dynamiques.

1.2.4 Motifs d'écoulements : fluide de Bingham autour d'une sphère

La plupart des études portant sur le motif d'écoulement généré autour d'une sphère en translation dans un fluide de Bingham sont de type analytique (Ansley et Smith, 1967; Adachi et Yoshioka, 1973) ou numérique [Beris *et al.*, 1985].

La distribution des contraintes imposées par une sphère en mouvement dans un fluide purement plastique a été analysée par Ansley et Smith [1967]. Cette distribution de contrainte crée une enveloppe fluide cisailée autour de la sphère. La forme de cette enveloppe est obtenue à l'aide de la théorie des lignes de glissement [Hill, 1950]. Elle correspond à un tore tronqué centré sur la sphère (figure 1.20; 1a). Le fluide autour de la sphère est non borné. Il s'agit donc d'un cas limite c'est-à-dire d'un cas pour lequel le nombre de Bingham tend vers l'infini. L'absence de pointes rigides aux pôles est observée dans le cas d'un fluide plastique pur.

Plus récemment, Adachi et Yoshioka [1973] ont étudié expérimentalement et analytiquement le mouvement d'un cylindre dans un fluide viscoplastique. Une des caractéristiques spécifiques aux fluides viscoplastiques est que les limites entre les régions fluides et rigides sont *a priori* inconnues. L'utilisation du principe variationnel (équivalent à celui de Prager [1954]) permet d'encadrer la solution recherchée pour des conditions aux limites précises (principe du minimum et du maximum). Adachi et Yoshioka ont ainsi déterminé le motif d'écoulement autour d'un cylindre. Ils ont utilisé ce principe pour borner la force de trainée et le coefficient de trainée. Parmi tous les champs de vitesses admissibles satisfaisant l'équation de continuité et les conditions aux limites, le champ de vitesse réel pour un fluide de Bingham minimise la fonctionnelle d'énergie J pour laquelle la contrainte $\sigma = dJ/d\dot{\gamma}$. De la même manière que précédemment, le principe du maximum conduit à une maximisation de la fonctionnelle d'énergie. Dans le cas d'Adachi et Yoshioka (figure 1.20; 1b), la région fluide est bornée autour du cylindre et des zones rigides apparaissent aux cotés du cylindre. La figure 1.20; 1b présente les motifs d'écoulements dans le cas du principe du minimum (i) et dans le cas du principe du maximum (ii).

Mitsoulis [2004] compare ses résultats numériques avec le principe variationnel d'Adachi et Yoshioka pour le mouvement d'un cylindre dans un fluide plastique ($Bi = 10$). Il obtient des résultats compris entre les deux conditions extrêmes des principes variationnels d'Adachi et Yoshioka. L'étude numérique de Beris *et al.* [1985] (figure 1.20; 1c) conduit à la formation de pointes rigides aux extrémités supérieures de la sphère.

Les motifs d'écoulement autour d'une sphère et autour d'un cylindre plongé dans des fluides à seuil tiré de la littérature sont présentés figure 1.20, (1) et le motif d'écoulement de la sonde Viscoprobe dans un fluide de Bingham est présenté figure 1.20, (2).

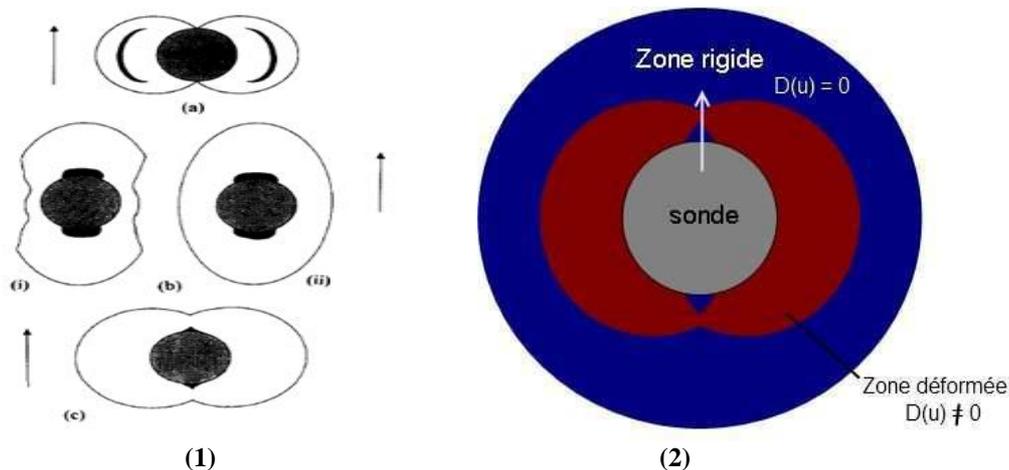


Figure 1.20 Comparaison des motifs d'écoulements d'un fluide autour d'une sphère existants dans la littérature (a) Ansley et Smith (théorie des lignes de glissement), (b) Adachi et Yoshioka principe du maximum (i) et du minimum (ii) et étude numérique de Beris (méthode aux éléments finis) tiré de [Blackery et Mitsoulis, 1997] (1) ; Forme de la zone déformée à proximité d'une sphère en mouvement dans un fluide de Bingham (2)

La figure 1.20; 2, basée sur les résultats de Beris et *al.* [1985], montre la forme de l'enveloppe de la zone de fluide déformée (taux de cisaillement $\dot{\gamma}$ différent de zéro) à proximité d'une sphère en mouvement dans un fluide de Bingham pour un nombre de Reynolds inférieur à un. Cette forme est symétrique par rapport à la direction de l'écoulement et a une forme caractéristique. Au-delà de cette zone des portions rigides dans lesquelles le fluide n'est pas déformé sont présentes (taux de cisaillement nul), ce qui est spécifique aux fluides de Bingham. Deux pointes non déformées apparaissent aux pôles. La flèche correspond à la direction de déplacement de la sphère dans le fluide.

La méthode du principe variationnel reste la méthode la plus précise pour encadrer la force de traînée d'une sphère dans un fluide de Bingham. Cette méthode est plus complète que la force de Stokes mais elle reste difficile à implémenter dans le logiciel de la sonde Viscoprobe tant celle-ci est complexe à appliquer de manière expérimentale. La connaissance du champ de vitesse autour de la sphère, donc du taux de cisaillement local environnant la sonde Viscoprobe est un problème complexe. Il faut donc appliquer le principe du minimum et du maximum sur le taux de cisaillement local de la sonde qui est *a priori* inconnu. De plus le mouvement complexe de la sonde ainsi que le fait que le béton soit fortement brassé par les pales rendent difficile l'utilisation de ce principe.

1.2.5 Effets de parois

Dans l'ensemble des travaux discutés jusqu'ici, le mouvement de la sphère est considéré comme non affecté par la proximité de parois. Une des hypothèses de Stokes est que le fluide est libre de tout mouvement. Or en réalité lors d'expériences, le fluide est borné par des parois rigides et/ou des surfaces libres.

Des formules analytiques existent pour prendre en compte les effets de parois. Ceci conduit donc à la correction de la loi de Stokes par la présence d'une paroi à une distance finie de la sphère. Notons que l'augmentation de la force de résistance est moins importante dans le cas d'une surface libre que dans le cas d'une surface solide.

Lorentz [1907] a été le premier à étudier les effets d'une paroi fixe sur une sphère en mouvement parallèle dans un fluide étant au repos à l'infini et qui ne subit aucune contrainte

extérieure. C'est Faxén [1921] (cité par Ambari *et al.* [1983]) qui donne une solution au problème satisfaisant l'équation d'Oseen (autorisant la sphère à tourner) :

$$F = \frac{6\pi\mu a v}{\left(1 - \frac{9a}{16b} + \frac{a^3}{8b^3} - \frac{45a^4}{256b^4} - \frac{a^5}{16b^5}\right)}$$

avec F la force de trainée de Stokes, μ la viscosité du fluide, v la vitesse de la sphère, a le rayon de la sphère, b la distance entre le centre de la sphère et la paroi.

Brenner [1961] détermine l'expression analytique de la force de Stokes corrigée à l'aide de développements limités quand la sphère est en mouvement dans un fluide visqueux à proximité d'une paroi plane :

$$F = 6\pi\mu r v \phi = 6\pi\mu r v \left(1 + \frac{9r}{8l}\right)$$

avec F la force de trainée de Stokes, μ la viscosité du fluide, v la vitesse de la sphère, r rayon de la sphère et l la distance entre le centre de la sphère et la surface plane.

Par exemple, dans le cas où $a = 50$ mm et $b = 200$ mm, la prise en compte d'une paroi à partir de la formule de Faxén conduit à multiplier par un facteur de 1,2 la force de trainée de Stokes. Dans le cas de la formule de Brenner, la force de trainée de Stokes est multipliée par un coefficient qui s'élève à 1,3.

Actuellement, l'essentiel des recherches concernant des sphères ou des cylindres en chute libre dans un fluide à seuil de type Herschel-Bulkley ou Bingham près d'une paroi sont de type numérique [Blackery et Mitsoulis, 1997].

1.2.6 Effets de voûtes

La majorité des publications sur les effets de voûtes fait référence à des milieux granulaires monodisperses en écoulement vertical dans des orifices par exemple une trémie [Beverloo *et al.*, 1961]. Des études expérimentales existent sur l'écoulement de grains bidisperses en conduite verticale à travers un tamis [Gaulard *et al.*, 2006]. Ces études ont montré que les régimes d'écoulement sont contrôlés essentiellement par le rapport entre la taille des trous et celle des grains. Trois régimes d'écoulement sont présents : un écoulement stationnaire, un blocage par formation de voûtes granulaires et un colmatage progressif. Roussel *et al.* [2006c] se sont intéressés au cas d'un écoulement de béton frais dans un coffrage. Ils constatent le même phénomène de formation de voûtes de granulats au niveau des ferrailages, pouvant conduire au blocage. Nous nommerons « couloir » la distance entre la sonde Viscoprobe et la paroi du fond de cuve du malaxeur. Cette distance est très faible de l'ordre de 50 mm. La taille des granulats utilisés pour les essais expérimentaux des bétons autoplaçants est de 10 mm. Il suffit à peine de cinq granulats sachant qu'ils sont fortement anguleux pour conduire à un blocage. Le rapport entre le diamètre maximal des granulats D_{\max} et la largeur du couloir est le paramètre prépondérant qui conduit à la formation de voûtes granulaires.

1.2.7 Conclusions

Les différentes références bibliographiques analysées dans ce chapitre permettent de lister les éléments suivants :

- le béton est un matériau complexe mais les bétons autoplaçants sont des bétons ayant des seuils très faibles. Ils peuvent donc être considérés en première approche comme des fluides newtoniens,
- l'étude du mouvement d'une sphère dans un fluide de Bingham se limite à des fluides modèles. La bibliographie sur la force de trainée dans le béton est peu abondante. Le coefficient de trainée varie suivant deux facteurs principaux : Re et Bi . Sur la base de la formulation de Stokes réajustée pour tenir compte du caractère viscoplastique du béton frais, il est possible d'évaluer la force de trainée induite par le mouvement d'une sphère parfaite dans du béton,
- en toute rigueur, la forme de la sonde Viscoprobe n'est pas parfaitement sphérique. De plus les effets de parois sont potentiellement importants dans un malaxeur à béton. Il est donc difficile d'envisager l'utilisation directe des formules bibliographiques. Cependant, la multiplication des essais avec des vitesses de sonde différentes, des taux de remplissage du malaxeur différents et des bétons de rhéologies variées peuvent permettre d'identifier une forme d'équation appropriée pour la force de trainée.

L'analyse des matériels et la description des matériaux utilisés lors de cette thèse font l'objet de la partie suivante de ce mémoire.

CHAPITRE 2 MATERIELS ET METHODES

2 Matériels et méthodes

2.1 Matériels et leurs utilisations

2.1.1 Malaxeur et centrale de malaxage

Les essais sont réalisés avec un malaxeur planétaire industriel Skako-Couvrot DMX1500 TSS, dont la contenance est de 1,5 m³ de béton. Le malaxeur est muni d'un racleur et de quatre pales installées sur un train valseur suivant le schéma proposé sur la figure 2.1. Dans le train valseur sont intercalées deux pales de fond et deux pales de mi-hauteurs. Le mouvement du racleur est une rotation simple autour du centre du malaxeur à une vitesse angulaire ω_1 . Les pales sont animées d'un mouvement épicycloïdal, dit « planétaire », résultant d'une rotation autour du centre du malaxeur (à la vitesse angulaire ω_1) et d'une rotation autour du centre du train valseur (à la vitesse angulaire ω_2).

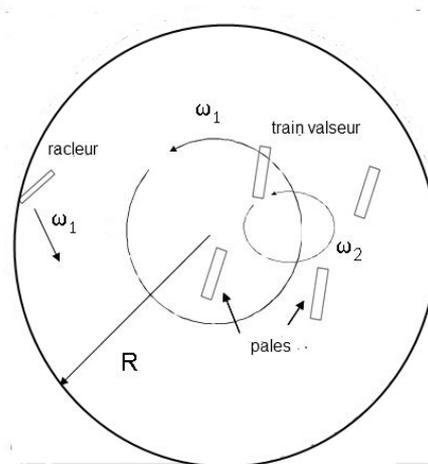


Figure 2.1 Schéma du malaxeur planétaire Couvrot

Les distances de l'axe central du malaxeur à la paroi cylindrique (notée R sur la figure 2.1) est de 118 cm et au centre du train valseur est de 43 cm. Les pales de fond sont situées à 60 cm du centre du train valseur et à 5 mm de la paroi du fond. Les pales de mi-hauteur se trouvent à 35 cm du centre du train valseur et à 10 cm du fond de cuve du malaxeur. Les pales de malaxage ont une largeur de 40 cm à la base et de 28 cm sur leur partie supérieure. Leur inclinaison par rapport à la verticale est d'environ 40 °. Le racleur, d'une hauteur d'environ 70 cm, a une largeur de 27 cm à la base.

Les valeurs nominales des vitesses angulaires ω_1 et ω_2 sont de 9,77 et 36,82 tours/min respectivement. Le malaxeur est alimenté par l'intermédiaire d'un variateur de vitesse. Ainsi, la vitesse de rotation ω_1 peut être modulée de 0 à 100 % de la vitesse nominale, le rapport ω_1/ω_2 restant constant (égal à 3,7).

Le malaxeur est installé sur la station d'étude du malaxage de l'IFSTTAR (figure 2.2a). Cet équipement de laboratoire est une centrale à béton à échelle réelle dédiée à la recherche pouvant accueillir divers malaxeurs. Le superviseur de la station d'étude du malaxage présente le synoptique (figure 2.2b) des différents circuits de dosage : trémies de stockages des matériaux, bascules à eau, à ciment et à additions, tapis convoyeurs.



(a) (b)
Figure 2.2 Station d'étude du malaxage de l'IFSTTAR (a) et logiciel de pilotage (b)

L'introduction dans le malaxeur des constituants granulaires se fait par ordre décroissant (gravillon, sable, ciment, filler) en terminant par l'ajout des constituants liquides (eau et superplastifiant) pré-mélangés. Les constituants solides sont ajoutés à la périphérie du malaxeur alors que l'introduction des constituants liquides se réalise dans sa zone centrale.

2.1.2 Sonde Viscoprobe

La station de malaxage de l'IFSTTAR est instrumentée à l'aide d'une sonde Viscoprobe placée dans le malaxeur.

2.1.2.1 Présentation de la sonde

La sonde Viscoprobe est utilisée industriellement pour déterminer en ligne la variation des paramètres rhéologiques de bétons autoplaçants entre des gâchées réputées identiques [Nielsen, 2005]. La force de trainée s'exerçant sur la sonde immergée dans le béton lors du malaxage est mesurée. Le système est généralement installé dans le malaxeur sur l'étoile de malaxage en remplacement d'une pale. Le mouvement épicycloïdal (figure 2.3a) fournit alors la variation de vitesse nécessaire à une mesure rhéologique. Etant montée sur l'étoile de malaxage, la sonde voit sa vitesse relative par rapport au béton évoluer entre une vitesse minimale et une vitesse maximale. En conséquence, l'effort de trainée mesuré par la sonde oscille également entre une valeur minimale et une valeur maximale. En présence d'un malaxeur annulaire, il convient d'utiliser deux sondes placées à deux rayons différents afin d'évaluer l'effort de trainée induit par deux vitesses de translation différentes. L'installation de la sonde Viscoprobe sur le train valseur des malaxeurs planétaires est la plus courante.

La sonde est composée d'une boule sphérique d'un diamètre de 10 cm portée par un bras cylindrique de 32 cm de longueur et de 3,4 cm de diamètre (figure 2.3b). Nous définissons le « rayon » de la sonde comme la moitié de la largeur maximale de la sphère. La hauteur de la partie immergée de la sonde correspond à la fois à la hauteur de la partie sphérique et de la partie du bras immergée. Une jauge de déformation intégrée au niveau de la partie supérieure du bras de la sonde est calibrée pour mesurer l'effort d'avancement dans le béton.

Lors de nos essais, c'est une des pales de mi-hauteur de l'étoile de malaxage qui est remplacée par la sonde Viscoprobe. La distance au centre du train valseur est de 30 cm. L'extrémité basse de la boule métallique se trouve à 5 cm du fond du malaxeur.

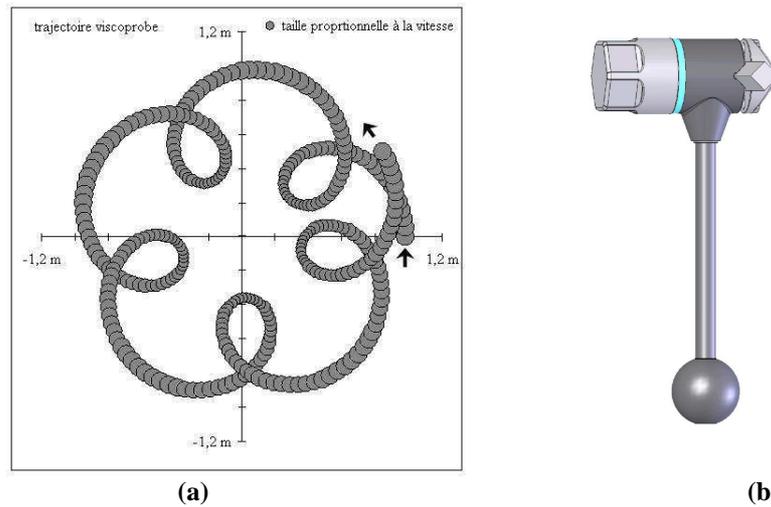


Figure 2.3 La trajectoire de la sonde Viscoprobe dans le malaxeur (a) ; la sonde Viscoprobe (b)

La jauge de déformation transmet l'amplitude de la force mesurée par ondes électromagnétiques (Wifi) à un modem placé sur le capot du malaxeur. Ce dernier assure le transfert des informations, par l'intermédiaire d'un boîtier d'acquisition, au logiciel de traitement des données. Le logiciel enregistre l'effort de trainée exercé par le béton sur la sphère durant tout le cycle de malaxage (figure 2.4). La fréquence d'acquisition des données est de 150 Hz environ.

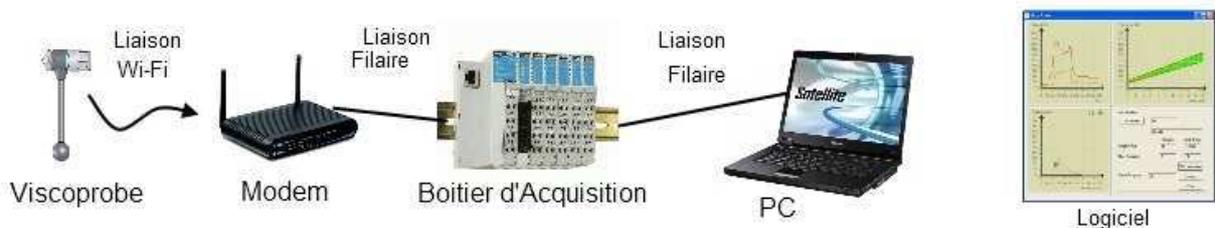


Figure 2.4 Chaîne de mesure de la sonde Viscoprobe

Le logiciel propose un traitement des données qui revient à considérer que [Cazacliu et Brunquet, 2006] :

- la viscosité plastique est proportionnelle au ratio des amplitudes des variations de vitesse et d'effort de trainée de la sonde, en considérant les positions correspondant aux vitesses maximum et minimum :

$$\mu_{pl} = \frac{1}{6\pi R_{Visco}} \frac{\Delta F}{\Delta V}$$

- le seuil de cisaillement est lui relié à la force moyenne, la vitesse moyenne et la viscosité plastique de la manière suivante :

$$\tau_0 = \frac{F_{moyen}}{12\pi R_{Visco}^2} - \frac{\mu_{pl} V_{moyen}}{R_{Visco}}$$

Ces relations sont déduites en considérant les relations de type Stokes de la force moyenne en fonction de la vitesse de la sonde par rapport au malaxeur et en faisant l'hypothèse que le taux de cisaillement moyen autour de la sphère est égale à $V_{\text{Visco}}/R_{\text{Visco}}$. Cependant, dans le logiciel les coefficients intervenants dans ces relations sont choisis arbitrairement de manière à afficher des valeurs « crédibles » des paramètres identifiés en présence d'un béton de référence. Il ne s'agit donc pas d'une véritable mesure rhéologique. Avec cette exploitation des données, la sonde permet malgré tout de constater si la viscosité plastique et le seuil de cisaillement augmentent ou diminuent entre des gâchées successives.

L'interface graphique du logiciel est présentée figure 2.5. Elle est composée de 3 graphiques et d'un tableau de valeurs. Le graphique du premier quart gauche permet d'observer l'évolution des forces de trainée maximales et minimales sur une rotation du train valseur en fonction du temps de malaxage. Le graphique à sa droite correspond à la courbe d'écoulement du béton (contrainte en fonction du taux de cisaillement). L'évolution de la rhéologie du béton frais pendant le malaxage, à savoir la variation du seuil de cisaillement en fonction de la viscosité plastique, est présentée sur le quart inférieur gauche. Le tableau de contrôle de la sonde et de la valeur crédible des paramètres rhéologiques du béton de référence sont présentés sur la figure 2.5 sur la partie inférieure droite.

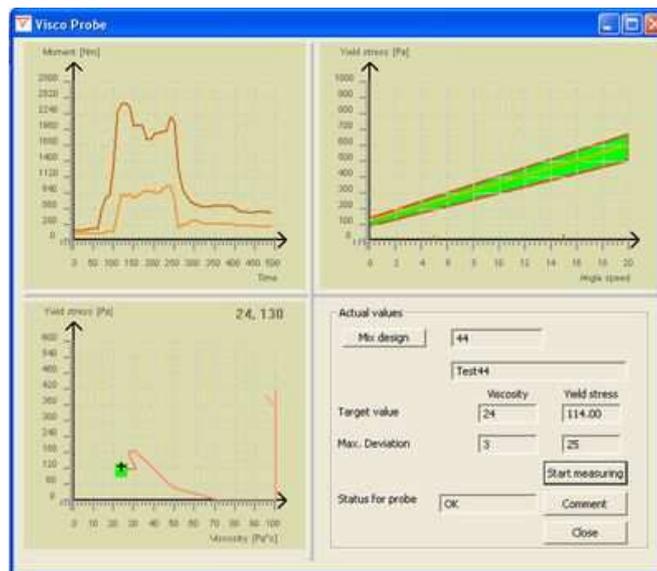


Figure 2.5 Logiciel d'analyse des résultats rhéologiques de la sonde Viscoprobe

2.1.2.2 Vitesse dans la direction de mesure de la force

Les notations suivantes sont utilisées (figure 2.6) :

- R_1 , distance entre le centre du malaxeur et le centre du train valseur et R_2 distance entre le centre du train valseur et la sonde Viscoprobe ;
- $\alpha = \omega_1 t$ (où ω_1 est la vitesse de rotation principale) et $\beta = \omega_2 t$ (où ω_2 est la vitesse de rotation du train valseur) ;
- \vec{a} est le vecteur unitaire de la direction de mesure de la force de trainée (perpendiculaire au rayon du train valseur).

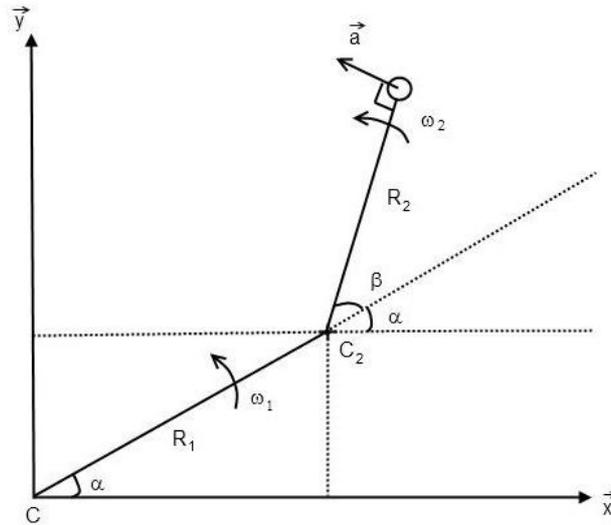


Figure 2.6 Schéma explicatif pour le calcul de la vitesse de la sonde dans le malaxeur

A partir des composantes du vecteur de position de la sonde r_x et r_y par rapport au centre du malaxeur:

$$r_x = R_1 \cos(\omega_1 t) + R_2 \cos(\omega_1 t + \omega_2 t); r_y = R_1 \sin(\omega_1 t) + R_2 \sin(\omega_1 t + \omega_2 t)$$

L'expression des composantes de la vitesse v_x et v_y est obtenue en dérivant par rapport au temps :

$$v_x = -R_1 \omega_1 \sin(\omega_1 t) - R_2 (\omega_1 + \omega_2) \sin(\omega_1 t + \omega_2 t)$$

$$v_y = R_1 \omega_1 \cos(\omega_1 t) + R_2 (\omega_1 + \omega_2) \cos(\omega_1 t + \omega_2 t)$$

La direction de mesure de la force de trainée est donnée par les composantes du vecteur a_x et a_y qui s'expriment par :

$$a_x = -\sin(\omega_1 t + \omega_2 t); a_y = \cos(\omega_1 t + \omega_2 t)$$

L'expression de la vitesse de la sonde Viscoprobe dans la direction de mesure de la force de trainée est alors le produit scalaire entre le vecteur vitesse et le vecteur \vec{a} :

$$V_{\text{Visco}} = v_x a_x + v_y a_y = R_2 (\omega_1 + \omega_2) + R_1 \omega_1 \cos(\omega_2 t)$$

Les vitesses minimales et maximales de la sonde Viscoprobe dans la direction de mesure de la force de trainée sont donc :

$$V_{\text{max}} = R_2 (\omega_1 + \omega_2) + R_1 \omega_1 \text{ et } V_{\text{min}} = R_2 (\omega_1 + \omega_2) - R_1 \omega_1$$

Dans la configuration de nos essais, les valeurs de V_{max} et V_{min} (en position extérieure et intérieure de la sonde Viscoprobe) sont respectivement 1,90 m/s et 1,02 m/s, pour la vitesse nominale du malaxeur. Ces vitesses évoluent proportionnellement avec la variation de la vitesse du malaxeur.

Ayant obtenu l'expression de la vitesse de la sonde Viscoprobe, il faut déterminer la force de trainée mesurée lors du malaxage du béton.

2.1.2.3 Calibrage

La relation entre le signal brut de la sonde Viscoprobe (nommé « couple », C_{Visco}) et la force correspondante est déterminée en imposant une force par des poids suspendus à la sonde de façon à solliciter le bras support de la sonde en flexion comme indiqué sur la figure 2.7a. Le résultat de calibrage est présenté sur la figure 2.7b. La relation reliant la force de trainée F s'exerçant sur la sphère et le couple mesuré sur la sonde C_{Visco} est :

$$F = \frac{C_{Visco} - 223,6}{4,9}$$

avec un coefficient de détermination très proche de 1 ($R^2 = 0,9992$). La valeur 223,6 correspond à l'offset de la sonde Viscoprobe.

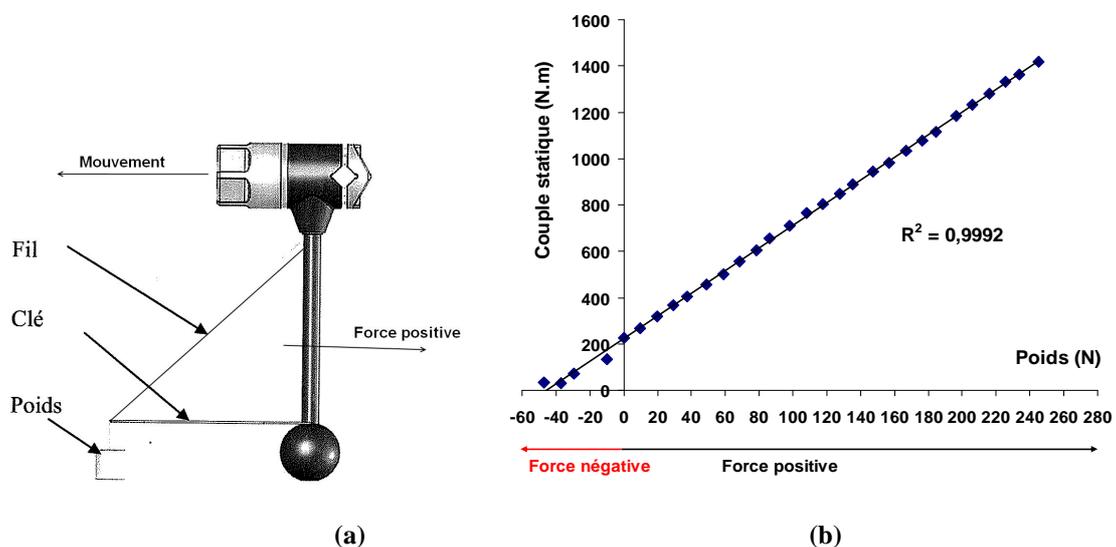


Figure 2.7 Vérification du dispositif de mesure par un calibrage de la sonde Viscoprobe (a) ; Courbe de calibrage : forces dans le sens de l'avancement de la sonde (force positive) et dans le sens contraire à l'avancement de la sonde (force négative) (b)

En répétant le calibrage à plusieurs étapes du programme expérimental, une fluctuation importante de l'offset est observée. Cette variation est caractérisée par un écart type de 5,4 N en force mesurée. Ces fluctuations sont observées surtout lorsque le malaxeur est arrêté puis redémarré.

L'effet des forces perpendiculaires à la direction d'avancement de la sonde sur des mesures de la force dans la direction d'avancement est évalué en réalisant un calibrage avec chargement de la sonde dans cette direction perpendiculaire (figure 2.8).

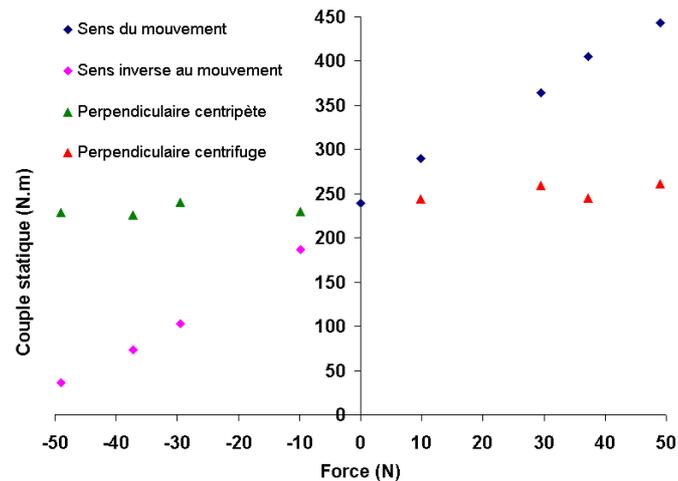


Figure 2.8 Influence du positionnement de la sonde Viscoprobe

L'écart-type de la réponse de la sonde dans le cas du calibrage « perpendiculaire centripète » est de 1,2 N. L'écart-type pour le calibrage « perpendiculaire centrifuge » est de 1,9 N. Ces fluctuations, comme par ailleurs la fluctuation de l'offset, seront utilisées pour déterminer un intervalle de confiance de la mesure de la force de trainée dans la direction d'avancement de la sonde.

2.1.3 Sondes Bi-MFM

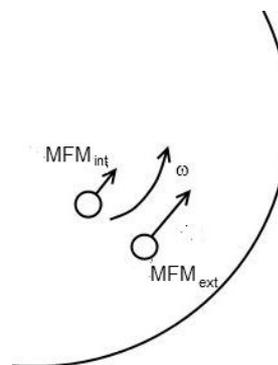
Une alternative à l'utilisation de la sonde Viscoprobe montée sur le train valseur consiste à utiliser deux sondes du même type implantées sur le support de racleur. Cet équipement est nommé sondes Bi-MFM (figure 2.9a).

2.1.3.1 Principe de mesure

Les sondes Bi-MFM sont, à l'image de la sonde Viscoprobe, des sphères portées par des supports cylindriques incluant des capteurs à jauge de contraintes. Elles permettent d'évaluer la force de trainée exercée par le béton frais. Par rapport à la sonde Viscoprobe, ces deux sphères tournent à la même vitesse de rotation (celle du racleur). Une différence de position radiale implique un différentiel de vitesse ($v_1 = \omega R_{MFM_{int}}$ et $v_2 = \omega R_{MFM_{ext}}$) (figure 2.9b). La sonde la plus proche du centre du malaxeur est nommée MFM « intérieure » (MFM_{int}), la plus éloignée du centre est notée MFM « extérieure » (MFM_{ext}).



(a)



(b)

Figure 2.9 Sondes Bi-MFM (a) avec schéma explicatif des mesures de forces de trainée (b)

Selon les mêmes hypothèses que celles utilisées pour le dépouillement des mesures réalisées avec la sonde Viscoprobe, nous pouvons potentiellement considérer que les paramètres rhéologiques s'expriment par :

$$\mu_{pl} = \frac{MFM_{ext} - MFM_{int}}{3\pi D_{Bi} \omega (R_{MFM_{ext}} - R_{MFM_{int}})}$$

$$\tau_0 = \frac{F_2}{D_{Bi}^2} - \frac{R_{MFM_{ext}} (MFM_{ext} - MFM_{int})}{D_{Bi}^2 (R_{MFM_{ext}} - R_{MFM_{int}})}$$

où MFM_{int} et MFM_{ext} sont respectivement les forces de trainée des sphères intérieure et extérieure, D_{Bi} leur diamètre.

2.1.3.2 Calibrage

Le calibrage des sondes Bi-MFM s'effectue de la même manière que pour la sonde Viscoprobe à savoir en mesure statique (figure 2.10a).

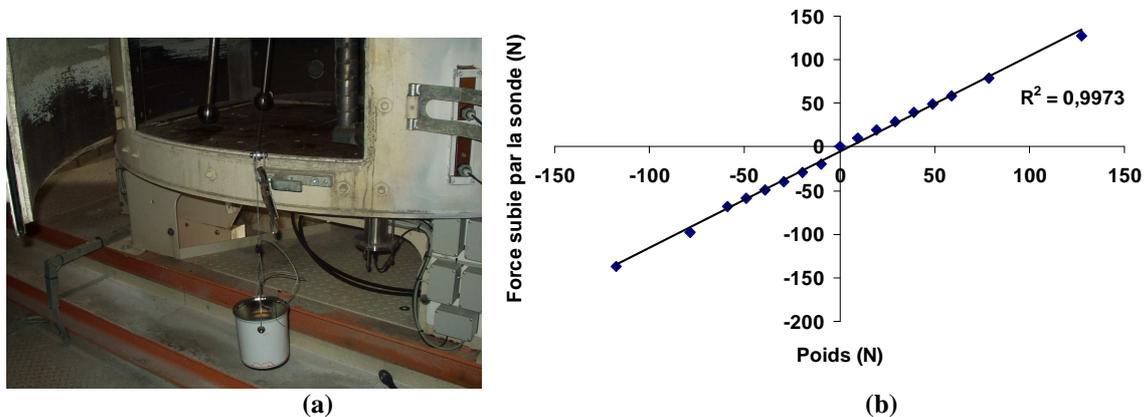


Figure 2.10 Méthode de calibrage des sondes Bi-MFM avec des poids connus (a); Courbe de calibrage d'une des sondes Bi-MFM (b)

La courbe de calibrage est obtenue sur la figure 2.10b. La relation entre la force mesurée par la sonde MFM intérieure et le poids accroché à la sonde est linéaire, avec un coefficient de détermination de 0,997.

2.1.4 **Wattmètre**

La station de malaxage est composée d'un wattmètre mesurant la puissance consommée pendant le malaxage. Un enregistrement en continu du wattmètre est effectué lors de chaque essai expérimental. Une comparaison entre le signal wattmétrique et le signal brut de la Viscoprobe est effectué dans le chapitre 3.

2.1.5 **Rhéomètre LGCGM**

Les mesures des caractéristiques rhéologiques en ligne doivent être comparées à celles générées par un outil usuel de mesure de rhéologie du béton frais. Dans ce but, le rhéomètre à bétons du LGCGM est utilisé comme rhéomètre de référence pour identifier les paramètres rhéologiques des bétons autoplaçants frais.

2.1.5.1 Principe de mesure

Le rhéomètre à bétons utilisé dans le cadre de notre étude a été développé par l'équipe MTRhéo du LGCGM [Estellé *et al.*, 2008a]. Il est constitué d'un outil mélangeur : croisillon vane à 4 pales de 15 cm de hauteur et de diamètre, noté 4 sur la figure 2.11, et d'un container à bétons cylindriques de 28 cm de diamètre et 35 cm de hauteur noté 5 sur la figure 2.11. Le plan supérieur du vane est placé à l'affleurement de la surface du béton.

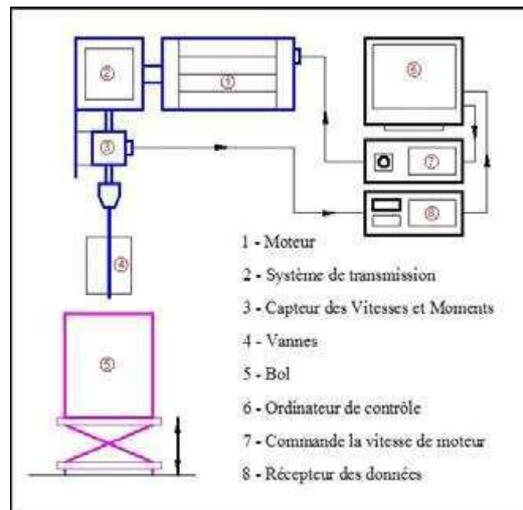


Figure 2.11 Principe de fonctionnement du rhéomètre [Estellé *et al.*, 2008a]

L'échantillon de béton est placé dans le bol levé grâce à une table élévatrice. Le moteur du rhéomètre, noté 1 sur la figure 2.11, est piloté par ordinateur. L'acquisition des données, vitesse vraie de rotation de l'outil Ω et couple $C_{\text{Rhéo}}$, est instantanée (capteur de vitesse et couple noté 3 sur la figure 2.11). La vitesse maximale de rotation de l'outil est de 120 tours/min. Quant au capteur de couple, sa capacité est de 100 N.m. C'est un capteur sans frottement. De plus, il intègre un capteur de vitesse (vitesse vraie de l'outil). Le rhéomètre est un rhéomètre à vitesse imposée (la vitesse de rotation de l'outil est imposée et les contraintes résultantes sont mesurées). La fréquence d'acquisition est fixée à 10 Hz. Les données sont directement exportées vers une feuille de calcul Excel (affichage en temps réel).

Ce rhéomètre, simple et pratique d'utilisation, servira de rhéomètre de référence pour caractériser la rhéologie du béton frais. Il a été installé au pied de la station de malaxage de l'IFSTTAR pour faciliter les essais. En outre, il possède une large gamme d'utilisation qui permet d'envisager son utilisation tant en présence de bétons fluides (bétons autoplaçants) que de bétons fermes (ayant même des affaissements inférieurs à 50 mm). Il est donc adapté à la consistance des bétons étudiés.

2.1.5.2 Géométrie

Le rhéomètre à bétons du LGCGM est un rhéomètre de type agitateur-malaxeur. Les conditions d'écoulement dans ce rhéomètre s'apparentent, dans une première approximation, aux conditions d'écoulements dans un malaxeur. La cinématique dans le malaxeur est malgré tout nettement plus complexe. En effet, son mouvement est planétaire et sa vitesse de rotation est bien plus élevée que celle du rhéomètre (le taux de cisaillement local est fort).

Ce rhéomètre peut être assimilé également à un rhéomètre couette cylindrique. L'outil vane joue le rôle du cylindre intérieur et la paroi de la cuve remplace le cylindre extérieur.

La géométrie vane est généralement précise pour la mesure de seuil de cisaillement. En revanche, pour la mesure de viscosité il est souvent considéré comme étant moins adapté que d'autres géométries de rhéomètres à bétons. Les utilisateurs considèrent généralement que l'utilisation du vane conduit à des surestimations de contraintes liés aux effets de bords du vane (dilatance durant la mise en cisaillement). Il est donc nécessaire de tenir compte de cet effet lors de la mesure des paramètres rhéologiques, en particulier en phase de mise en place de l'écoulement. De plus, le vane provoque une localisation du cisaillement qui peut induire une migration des granulats du béton vers des zones moins cisailées ou favoriser une ségrégation verticale (effet de sédimentation).

Quelques éléments de comparaisons des différents rhéomètres listés en bibliographie sont indiqués dans le tableau 2.1. Ces données permettent de discuter les conditions d'utilisation des différents appareils.

Rhéomètres	Géométrie de mesure	Contenance	Consistances mesurables
Two point test	Outil mélangeur	10 L	Classe de consistance S3 à S5
BML	Cylindres coaxiaux	17 L	Classe de consistance S3 à S5
BT Rhéom	Plan-plan	7 L	Classe de consistance S3 à S5
Cemagref	Cylindres coaxiaux	500 L	-
IBB	Mélangeur planétaire en forme de H	21 L	Classe de consistance S1 à S5
ICAR	Vane	51 L	Classe de consistance S2 à S5
LGCGM	Vane	18,5 L	Classe de consistance S2 à S5

Tableau 2.1 Comparaison des géométries de mesure et des contenances des rhéomètres à bétons existants

Le BT Rheom génère un écoulement de torsion intéressant sur le plan rhéologique par contre il reste difficile à utiliser : la mise en place du béton dans le bol est longue et le joint d'étanchéité, qu'il est nécessaire de changer pour chaque essai, sont d'autant de problèmes qui nuisent à son utilisation sur chantier [Hu, 1995].

De la même manière, il faut environ 500 L de bétons pour faire des essais avec le rhéomètre du Cemagref [Coussot, 1993]. Son envergure et la contenance de son bol en font un rhéomètre difficilement utilisable en pratique pour mesurer les paramètres rhéologiques du béton frais.

Le rhéomètre IBB aurait été un rhéomètre intéressant puisque son outil est un mélangeur planétaire reproduisant ainsi le mouvement dans le malaxeur planétaire. Cependant ses avantages d'utilisation sont peu nombreux et ses inconvénients sont avérés [Beaupré, 1994]. Ainsi, les rhéomètres IBB [Beaupré, 1994] et Two point test [Tattersall et Bloomer, 1979] nécessitent un calibrage préalable qui peut s'avérer fastidieux. Ces géométries n'ont donc pas été retenues.

Le rhéomètre du LGCGM, tout comme le rhéomètre ICAR, possède une géométrie vane (figure 2.12a) qui se rapproche d'une pale de malaxage dans un malaxeur. C'est pourquoi ce rhéomètre est plus adapté qu'une géométrie plan-plan ou couette cylindrique à entrefer trop limité (rhéomètre BML).

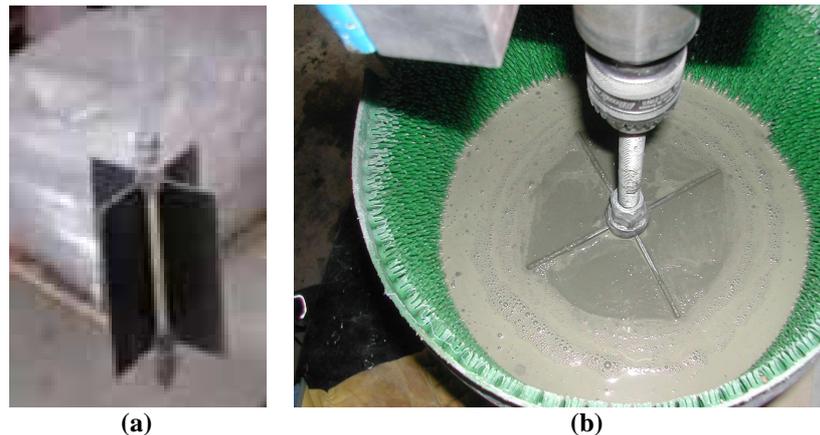


Figure 2.12 Géométrie vane du rhéomètre LGCGM (a) ; Mise en évidence d'une zone préférentiellement cisailée (autour de l'outil) pour un béton autoplaçant non homogène (sédimentation des particules) (b)

Les problèmes de gestion du risque de glissement du béton aux parois et de migrations de particules vers les zones de moindres cisaillements sont récurrents. Ils sont mentionnés dans les rhéomètres Two point test [Tattersall et Bloomer, 1979] et l'IBB [Beaupré, 1994]. Ils se posent également sur le BT Rhéom vis-à-vis des surfaces cylindriques externes ainsi que dans les géométries vanes et couette cylindrique sur les parois de la cuve.

Le BML limite les phénomènes de glissement par la mise en place de barres métalliques insérées dans le bol [Wallevik, 1990]. Cependant la géométrie réduite de l'échantillon (faible entrefer) conduit à favoriser la migration et la sédimentation des particules surtout en présence de bétons autoplaçants.

Dans le cas d'une géométrie de type couette, le glissement du béton sur les parois de la cuve du rhéomètre est un problème expérimental fréquent [El Kissi *et al.*, 2006]. Pour s'affranchir de ce risque, le rhéomètre LGCGM, tout comme le rhéomètre ICAR, a recours à un large diamètre de cuve ce qui favorise la formation d'une zone non cisailée en zone extérieure en présence de suspensions granulaires concentrées fermes (Nguyen et Boger, 1985 ; Liddell et Boger, 1996; Barnes et Nguyen, 2001). De plus un revêtement rugueux (aspérités de taille caractéristique de 1 cm) couvre toute la surface de la cuve dans le cas du rhéomètre LGCGM (des barres d'acier verticales sont utilisées pour le rhéomètre ICAR). Ces appareils sont ainsi adaptés aux suspensions telles que le béton.

Par ailleurs, à la mise en place, le vane crée moins de dommages à la structure lors de son insertion que les cylindres coaxiaux surtout sur des matériaux thixotropes tel que le béton [Liddell et Boger, 1996]. Qui plus est, contrairement au rhéomètre plan-plan (BT Rheom), le volume de l'échantillon est important ce qui est favorable à la représentativité de la caractérisation rhéologique. Nous verrons également dans la suite du texte que l'opérateur peut s'affranchir de la calibration d'un rhéomètre à bétons tel que le rhéomètre du LGCGM.

La mesure des paramètres rhéologiques caractéristiques d'une suspension aussi complexe et hétérogène que le béton est compliquée par différents phénomènes qu'il convient de lister et d'analyser en tenant compte du type de rhéomètre sélectionné pour notre étude :

- La taille de l'entrefer : il doit y avoir un compromis entre un fort entrefer (au moins dix fois plus grand que le diamètre moyen des particules selon [Coussot et Ancy, 1999]) et un faible entrefer (qui permet de considérer que le cisaillement au sein de l'échantillon est homogène). Pour le rhéomètre à bétons du LGCGM, l'entrefer est d'environ 10 cm, la taille maximale des granulats que nous utilisons est de 10 mm, la condition de Coussot et Ancy est satisfaite.

- La migration des particules vers les zones de moindre cisaillement [Leighton et Acrivos, 1987], [Phillips *et al.*, 1992] et plus récemment [Ovarlez *et al.*, 2006]. Ce phénomène apparait dans le cas de certains bétons testés (figure 2.12b). Une estimation visuelle de ce phénomène peut être réalisée en fin d'essai lors de la vidange de la cuve.
- Les phénomènes de fracturations, d'évaporation et de creusement. Pour éviter le séchage du béton à la surface une cloche aurait été nécessaire. La durée des essais restant courte, aucune précaution de ce type n'a été mise en œuvre.
- La sédimentation des particules pour un béton autoplçant (figure 2.12b). Elle peut être évitée en utilisant une pâte ayant un seuil suffisant. En effet les particules sont soumises à la pesanteur et au seuil qu'il faut vaincre. Roussel [2006b] a déterminé analytiquement la taille critique des particules d (en considérant les gravillons comme sphériques) à partir de laquelle il y a sédimentation en écoulement :

$$d_{\text{critique}} = \frac{18\tau_0}{\Delta\rho g}$$

avec τ_0 le seuil de cisaillement du mortier compris entre 10 et 100 Pa, $\Delta\rho$ la variation de masse volumique entre le mortier (densité 2,2) et des gros gravillons (densité 2,5) soit environ 300 kg.m^{-3} . Dans notre cas, le diamètre d_{critique} est de 6 cm pour un seuil de 10 Pa. La dimension maximale des granulats pris pour la formulation de nos bétons autoplçants est de 1 cm (gravillon 6/10). Par conséquent, la sédimentation libre de nos gros granulats semble être évitée mais cela reste à prouver puisque les granulats sont anguleux et non sphériques. La sédimentation lors du cisaillement reste possible. L'analyse de l'échantillon après essai peut apporter quelques informations.

2.1.5.3 Protocole de mesure

Un logiciel associé à l'appareil permet de générer et de lancer le protocole expérimental. Le protocole expérimental de rotation mis en place est présenté figure 2.13.

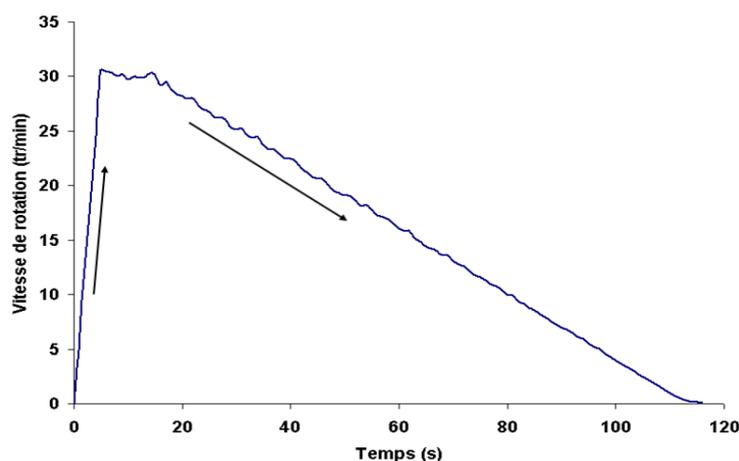


Figure 2.13 Protocole d'essai du rhéomètre

Une montée en vitesse rapide (de 0 à 30 tours/min) est effectuée (figure 2.13). Elle permet de déstructurer le matériau pour s'affranchir rapidement d'effets de thixotropie. Cette phase de démarrage doit également permettre d'estimer un seuil de cisaillement statique, caractéristique de l'état initial (plus ou moins structuré) du béton. Ensuite, un palier à 30 tours/min est imposé à l'outil pour stabiliser la mesure et atteindre un état stationnaire. Enfin,

une lente descente de la vitesse de rotation est effectuée. Cette branche sera particulièrement valorisée afin de déterminer précisément le seuil de cisaillement dynamique et la viscosité plastique. Le seuil de cisaillement dynamique correspond à l'arrêt de l'écoulement (transition de l'état viscoplastique vers l'état solide).

2.1.5.4 Calibrage

Des comparaisons entre la prédiction numérique obtenue par Roussel *et al.* [2006a], permettant de relier l'affaissement au seuil de cisaillement, avec des mesures expérimentales de seuil obtenues avec le rhéomètre du LGCGM sont réalisées sur différents types de matériaux (bétons vibrés, mortier et pâte d'argile) [Estellé et Lanos, 2012]. Une bonne corrélation existe entre les valeurs mesurées et la loi proposée par la bibliographie pour des affaissements compris entre 2 et 20 cm (figure 2.14) validant ainsi l'exploitabilité de l'outil en présence de seuils de cisaillement élevés. En parallèle des essais sur trois rhéomètres (rhéomètre à bétons du LGCGM, un rhéomètre Brookfield avec un outil vane de petite taille et un rhéomètre plan-plan) ont été effectués sur un fluide à seuil homogène : une pâte de kaolin (kaolinite - eau). Il a été mis en évidence que les courbes d'écoulements obtenues avec ces trois appareils étaient superposables. L'utilisation du rhéomètre à béton LGCGM semble donc adaptée à la caractérisation du comportement rhéologique de fluides viscoplastiques (au moins en présence de fluides homogènes).

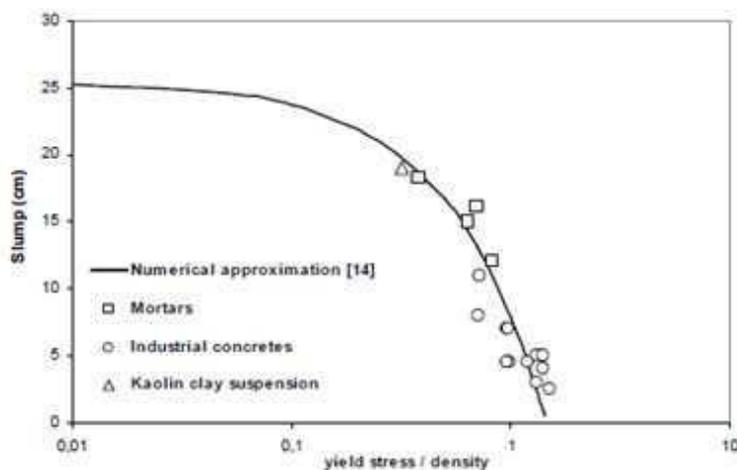


Figure 2.14 Corrélation entre le seuil de cisaillement et l'affaissement - comparaison entre les mesures expérimentales au rhéomètre du LGCGM et la prédiction numérique de Roussel *et al.* [2006a] tiré de [Estellé et Lanos, 2012]

Les mesures rhéologiques obtenues au rhéomètre à bétons sont corrélées aux mesures rhéologiques par propriétés d'usages dans le chapitre 3. Les caractérisations rhéologiques des bétons autoplaçants exploités dans notre étude seront réalisées après malaxage sur du béton prélevé dans le malaxeur. L'essai au rhéomètre est fait après les mesures au cône d'Abrams.

2.1.6 Cône d'Abrams, V-Funnel et Aéromètre

Outre la caractérisation du comportement rhéologique du béton frais au sein du malaxeur ou avec le rhéomètre à béton, l'étude inclut des mesures d'étalement - affaissement au cône d'Abrams et de temps de vidange au V-Funnel. La teneur en air occlus et la masse volumique apparente du béton sont également évaluées.

L'étalement du béton frais est mesuré à l'aide du cône d'Abrams (figure 2.15a) selon les règles professionnelles traditionnelles [AFNOR, 1999]. Le V-Funnel utilisé pour les essais possède une ouverture rectangulaire de 75 mm. Sa hauteur est de 575 mm et sa longueur au sommet de 500 mm (figure 2.15b). Le temps d'écoulement est évalué à travers le V-Funnel [AFNOR, 2010]. La teneur en air du béton frais a été mesurée avec un aéromètre (figure 2.15c) selon la norme [AFNOR, 2001]. Cette procédure est réalisée trois fois de suite puis les valeurs obtenues sont moyennées.



Figure 2.15 Cône d'Abrams (a); V-Funnel (b); Aéromètre (c)

2.2 Matériaux

Une composition de béton autoplaçant de référence est choisie pour notre étude. Différentes variantes consistant à modifier les dosages de différents constituants (eau, adjuvant, fillers, ciment...) dérivent de cette composition de référence. Différentes conditions de malaxage sont également testées sur une même formulation (taux de remplissage différents et vitesses de malaxage différentes).

La campagne expérimentale est réalisée sur 25 bétons autoplaçants. Ces bétons autoplaçants sont composés de ciment CEM I 52,5 N de Saint-Pierre le Cour (Lafarge), de filler calcaire Betocarb P2 (Carmeuse), de sable de type Pilier 0/4, de gravillons Bréfauchet 6/10 et de superplastifiant de type polycarboxylate (Glénium 27 - BASF). La fiche technique de ces matériaux est donnée en annexe A. La composition des 25 bétons est dérivée à partir de la formule de base donnée dans le tableau 2.2.

Constituants	Composition	Masse (kg.m ⁻³)
Eau efficace	E/P = 0,35	216
Sable Pilier 0/4 (S)	G/S = 1	727,5
Gravillon Bréfauchet 6/10 (G)	-	727,5
Ciment CEM I Saint-Pierre-la-Cour 52,5N	-	462,5
Filler Calcaire Bétocarb P2	-	150
Superplastifiant Glénium 27	SP/P = 1,88 %	11,5

Tableau 2.2 Formulation de base du béton autoplaçant

Les 25 bétons de la présente étude sont alors réalisés lors de ces cinq fabrications et constituent 25 points d'investigation rhéologique. Ces bétons sont repérés par un marquage de type BAPn, n variant de 1 à 5 selon le taux de remplissage du malaxeur, suivi d'une lettre, de a à f (la lettre repère des changements de formulation). La formule de chacune de ces gâchées a, par la suite, été modifiée par des petites variations du dosage en eau, en pulvérulent ou en superplastifiant.

Les cinq fabrications de départ, notées BAP1 à BAP5, produisent dans un premier temps cinq bétons, BAP1a à BAP5a. En raison de dosages initiaux en eau légèrement différents mais aussi à la variabilité inhérente à la fabrication et aux taux de remplissage du malaxeur qui sont volontairement modifiés, les cinq bétons initialement fabriqués (BAP1a à BAP5a) fournissent des résultats de mesures différents. Les compositions des bétons étudiés et leurs caractérisations rhéologiques sont rassemblées dans un tableau situé dans le chapitre 3 (tableau 3.4). Les indications suivantes permettent cependant de lister les différents cas envisagés.

L'objectif de la fabrication BAP1 est d'étudier l'effet de la durée de malaxage sur les paramètres rhéologiques du béton. Les points d'investigation BAP1a à BAP1e (fabrication BAP1) ont tous la même composition et se différencient seulement par des rajouts de temps de malaxage successifs. Un point d'investigation supplémentaire BAP1f correspond à un ajout de 50 kg de ciment (rajout noté +50C, tableau 3.4).

Pour la fabrication BAP2, la formulation d'origine (BAP2a) évolue successivement en ajoutant 45 kg.m^{-3} de filler calcaire (+ 45 F) pour obtenir le BAP2b, puis en rajoutant 40 kg.m^{-3} de filler (+ 40 F) pour obtenir le BAP2c.

Sur la fabrication BAP3, un rajout de 10 L.m^{-3} d'eau (+10E) est réalisé sur la formulation d'origine BAP3a pour obtenir le BAP3b. Dans la suite, nous avons introduit 25 kg.m^{-3} de ciment (+ 25 C) pour atteindre le point d'investigation BAP3c. L'ajout de 2 L.m^{-3} de superplastifiant a été réalisé pour le BAP3d (noté + 2 SP). Pour finir, l'introduction de 33 kg.m^{-3} de ciment (+ 33 C) est effectuée lors du point d'investigation BAP3e.

Dans le cas du BAP4, nous introduisons $6,25 \text{ L.m}^{-3}$ d'eau (+ 6,25 E) pour obtenir le point d'investigation BAP4b. Pour le BAP4c, seule la durée de malaxage est plus longue. Un ajout de 50 kg.m^{-3} de ciment (+ 50 C) a été effectué entre les points d'investigation BAP4c et BAP4d. L'introduction de 2 L.m^{-3} de superplastifiant (+ 2 SP) est réalisée pour le point d'investigation BAP4e.

Le BAP5a est modifié par un ajout de $14,5 \text{ L.m}^{-3}$ d'eau (+ 14,5 E) pour obtenir le BAP5b, puis par un rajout de 10 L.m^{-3} d'eau (+ 10 E) pour le BAP5c. Nous avons introduit 25 kg.m^{-3} de ciment (+ 25 C) pour avoir le BAP5d. L'ajout de 2 L.m^{-3} de superplastifiant (+ 2 SP) est effectué entre le BAP5d et le BAP5e. Une introduction de 25 kg.m^{-3} de ciment (+ 25 C) est réalisé ensuite pour obtenir le point d'investigation BAP5f.

2.3 Protocole expérimental

Le protocole de malaxage est précisé sur la figure 2.16.

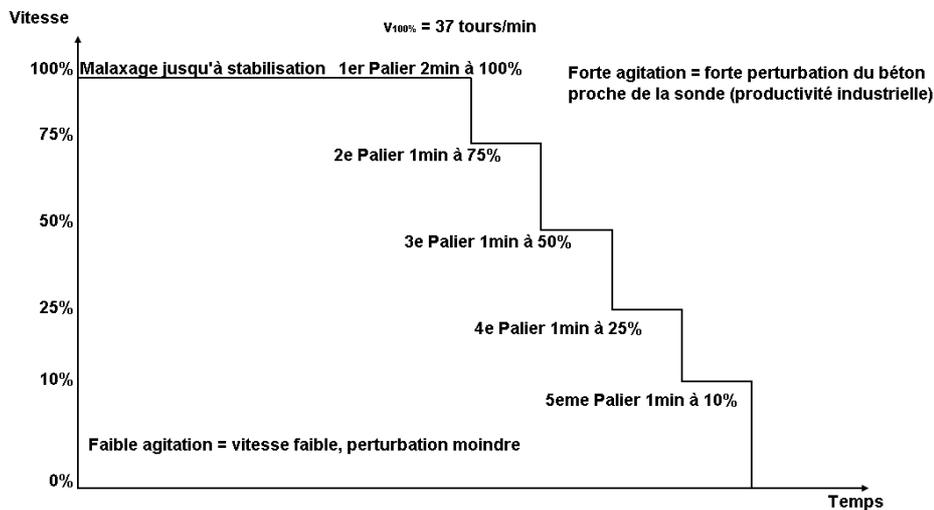


Figure 2.16 Paliers de vitesse de malaxage imposée lors pour chaque point d'investigation

Pour chaque point d'investigation rhéologique, la caractérisation dans le malaxeur de chaque béton est réalisée par une diminution progressive de la vitesse de malaxage à partir de 100 % (vitesse nominale). Les paliers de vitesse et les temps de malaxage respectifs sont indiqués sur la figure 2.16. Nous rappelons que la vitesse nominale (notée 100 %) correspond aux cadences industrielles. L'enregistrement des forces mesurées par les sondes est effectué durant tout ce protocole. Les différents paliers de vitesses de malaxage ont pour objectif d'analyser l'impact du niveau d'agitation dans le malaxeur sur la réponse des capteurs.

La chronologie de l'expérimentation est la suivante :

- Les mesures de rhéologie en ligne - sondes Viscoprobe et Bi-MFM - sont réalisées en continue durant tous les paliers de vitesses de malaxage (protocole de la figure 2.16),
- Le malaxeur est ensuite arrêté en charge. Un prélèvement d'échantillon de béton est réalisé au centre du malaxeur. Il servira aux essais de consistance (étalements et V-Funnel) et au rhéomètre. Ces essais sont réalisés dans cet ordre,
- Une mesure de teneur en air est faite sur le dernier point d'investigation de la fabrication. La masse volumique apparente a été mesurée uniquement dans le cas du dernier point d'investigation de la fabrication BAP1.

Les fabrications BAP1, BAP2 et BAP5 sont réalisées au remplissage nominal du malaxeur, 1000 L de béton fini. La fabrication BAP3 est réalisée à un taux de remplissage de 60%. Le taux de remplissage du malaxeur est de 80 % pour la fabrication BAP4.

2.4 Modèle numérique

Des essais de simulations numériques ont été réalisés en complément des essais expérimentaux. Le modèle numérique utilisé est présenté de manière succincte dans ce paragraphe.

Les avantages de la simulation numérique du malaxage du béton sont nombreux :

- elle permet de « voir » dans le béton. En effet, le béton est opaque et les malaxeurs ont des mouvements complexes : ils sont clos et leurs parois sont également opaques. De plus, ils sont difficilement instrumentables (difficultés liées aux conditions agressives pour des instruments de mesure, en effet installer une caméra à l'intérieur du malaxeur ou faire de la PIV reste compliqué),
- nous pouvons avoir accès aux champs de vitesse \vec{v} , de contrainte σ et de pression P en tout point à chaque instant,
- le positionnement des zones rigides (très importantes pour un matériau viscoplastique comme le béton) peuvent être déterminées.

2.4.1 Code de calcul FloMix

Les difficultés numériques rencontrées lors de la mise en place d'une simulation numérique du malaxage du béton dans un malaxeur planétaire ou annulaire sont multiples :

- le béton est viscoplastique,
- la géométrie du malaxeur est complexe et beaucoup de surfaces sont mobiles (planétaire, double arbre, nombreuses pales),
- les particules (granulats) sont rigides,
- l'écoulement présente des surfaces libres,
- les écoulements sont localisés autour des pales et sont instationnaires,
- des glissements peuvent apparaître aux parois, potentiellement caractérisé par un seuil de friction.

Nous utilisons un code de calcul dont le développement a été entrepris pour prendre en compte les difficultés typiques du malaxage. Notons que la complexité du problème rend très coûteuse une méthode d'éléments finis standard (remaillages complexes très fréquents, assemblage matriciel...). Ainsi, les codes commerciaux (ou libres) se sont avérés insatisfaisants. Par conséquent, un outil sur mesure [Roquet et Lê, 2006], [Roquet, 2010] a été élaboré. Il repose sur la modélisation des phénomènes de malaxage à l'aide de domaines fictifs [Glowinski *et al.*, 1997] et d'éléments finis mixtes bilinéaires continus (pour la vitesse v et constante pour la pression P et la contrainte σ) avec filtrage de la pression [Brezzi et Fortin, 1991]. Les méthodes de domaines fictifs décrites dans [Glowinski *et al.*, 1997] ont en effet été conçues pour des géométries complexes avec des parois éventuellement mobiles. Elles sont donc particulièrement appropriées pour la simulation d'écoulement dans des malaxeurs. L'avantage principal de ce type de méthodes est d'éviter un remaillage fréquent ainsi que de bénéficier des performances d'une grille cartésienne ce qui permet d'économiser les ressources.

Le code de calcul FloMix est écrit dans un ensemble de modules en fortran 95 sur un système d'exploitation Linux et permet de résoudre des problèmes d'écoulement mettant en jeu des lois de comportement complexes et évolutives, par exemple de type Bingham. Il considère un modèle sans dimension et prend en compte des géométries mobiles

2.4.2 Techniques numériques

Divers tests numériques [Glowinski *et al.*, 1997] ont montré la capacité de la méthode de domaines fictifs à capturer le champ de vitesse de manière efficace. Ceci a été démontré lors de travaux théoriques récents [Girault *et al.*, 2001]. Nous cherchons donc à bénéficier des avantages des méthodes spatiales définies sur des domaines simples (boîtes, anneaux) notamment l'absence de stockage matriciel ainsi que des solveurs matriciels simples et rapides à base de transformée de Fourier rapide (FFT). La géométrie retenue pour notre étude étant complexe (malgré un traitement en 2D), nous l'immergeons dans une boîte englobante contenant le domaine réel d'écoulement : le domaine fictif (figure 2.17) sur lequel nous pouvons définir une méthode peu coûteuse. Un problème sur tout le domaine fictif est alors résolu.

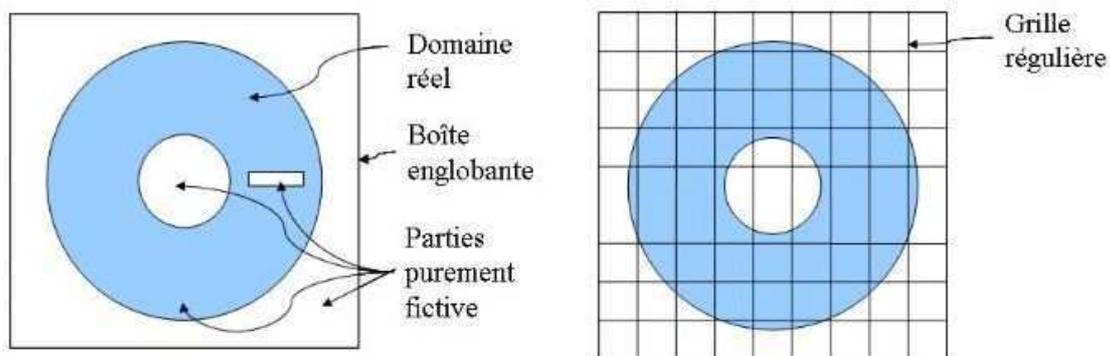


Figure 2.17 Principe général des domaines fictifs

La véritable géométrie apparaît alors sous la forme d'un saut de discontinuité des contraintes normales entre la partie réelle de l'écoulement et la partie purement fictive. Ce saut est un multiplicateur de Lagrange associé aux conditions de parois (typiquement des conditions d'adhérence). La rhéologie viscoplastique du béton frais est non-linéaire, il faut en conséquence gérer cette non-linéarité : une solution est d'utiliser des algorithmes de calcul de point de selle (LeTallec et Glowinski, 1989; Dean *et al.*, 2007). En outre un sous-problème de point de selle pour l'incompressibilité ainsi que le couplage entre un problème défini sur une simple grille fixe et des conditions de bords définies sur une géométrie complexe et mobile est résolu.

En pratique, il faut définir une grille fixe sur le domaine fictif, mailler une fois pour toute le bord, stocker et actualiser à chaque pas de temps l'interaction grille/maillage de bord (faible coût et maillage d'éléments finis et ses conséquences). En ce qui concerne le schéma en temps, la méthode des caractéristiques [Rui et Tabata, 2002] est peu coûteuse avec des grilles régulières et donc bien adaptée aux approches par domaines fictifs. Un schéma en temps permet d'éviter de traiter l'inertie comme une non-linéarité en écrivant un schéma pour la dérivée lagrangienne.

2.4.3 Conclusions

Les temps de calculs en 2D pour effectuer un tour de malaxeur avec les paramètres de simulations suivants : un pas de temps $\Delta t = 10^{-3}$ s et un pas spatial $\Delta x = 1/256$ pour un nombre de Bingham fixé à 100 et Reynolds de 1 est de quinze jours. Le post-traitement pour la fabrication des images en 2D est important, de l'ordre d'une journée. Pour une simulation en 3D, ce temps est multiplié par quatre c'est-à-dire qu'il aurait fallu deux mois pour la même simulation. Le code de calcul est précis suivant une approche globale. Il existe un saut de discontinuité des contraintes ce qui conduit à un défaut de précision près des parois. Globalement, la précision sur la vitesse v est de l'ordre de $\sqrt{\Delta x^3}$ en paroi alors que pour une méthode aux éléments finis standard est de l'ordre de Δx^2 [Girault *et al.*, 2001]. De la même manière, la précision globale sur les contraintes σ est de l'ordre de $\sqrt{\Delta x}$ tandis que dans le cas d'une méthode aux éléments finis standard la précision sur les contraintes est de Δx [Girault *et al.*, 2001]. En pratique, l'erreur la plus forte est localisée en paroi. Le code de calcul ne peut donc pas nous donner une estimation précise du champ de vitesse local et des taux de cisaillements locaux c'est-à-dire, par exemple, à proximité de la sonde Viscoprobe.

CHAPITRE 3 RESULTATS

3 Résultats

Terminologie

Vitesse de malaxage

Nous utiliserons le terme de vitesse de malaxage pour désigner l'ensemble de la cinématique des pales du malaxeur à une vitesse de rotation du malaxeur donnée. Nous utilisons plus largement le terme « ratio de vitesse de malaxage », noté ξ pour désigner le rapport entre la vitesse de malaxage et la vitesse nominale de malaxage. La vitesse nominale de malaxage correspond alors à $\xi = 100\%$.

Sondes Bi-MFM

Les sondes Bi-MFM fournissent deux mesures. Nous désignons par « MFM intérieure » la mesure de la sonde Bi-MFM la sonde la plus proche du centre du malaxeur, et par « MFM extérieure » la mesure de la seconde sonde. Ces mesures sont notées par MFM_{int} et MFM_{ext} respectivement.

Sonde Viscoprobe

Nous désignons par position intérieure et extérieure de la sonde Viscoprobe les positions de sa trajectoire se situant le plus proche et le plus loin du centre du malaxeur respectivement. Les mesures correspondantes sont notées VP_{int} et VP_{ext} respectivement.

La moyenne de la mesure de la sonde sur un tour de rotation avec le train valseur est désignée comme la mesure Viscoprobe moyenne, VP_m .

Nombres sans dimension

Deux nombres de Reynolds différents sont utilisés dans la thèse.

Le nombre de Reynolds associé au comportement de la sonde Viscoprobe est défini à partir du « rayon » (cf paragraphe 2.1.2) de la sonde R_{Visco} , de sa vitesse V_{Visco} et de la viscosité cinématique du béton μ .

$$Re = \frac{2\rho V_{Visco} R_{Visco}}{\mu}$$

Compte tenu de la rhéologie non-newtonienne du béton, pour caractériser le comportement local de la sonde Viscoprobe nous allons utiliser le nombre de Reynolds apparent, en utilisant une viscosité apparente μ^* :

$$Re^* = \frac{2\rho V_{Visco} R_{Visco}}{\mu^*}$$

Le paramètre dynamique Q utilisé par Ansley et Smith [1967] (cf. paragraphe 1.2.3) n'est autre que le nombre de Reynolds apparent Re^* .

La caractérisation de l'agitation dans le malaxeur se fait en utilisant un nombre de Reynolds du malaxeur, $Re_{malaxeur}$.

Il est défini par :

$$Re_{malaxeur} = \frac{2\rho\omega_1 R_m^2}{\mu_{pl}}$$

avec R_m le rayon du malaxeur et ω_1 la vitesse de rotation principale du malaxeur.

De manière analogue, nous utilisons un nombre de Bingham global pour caractériser l'agitation dans le malaxeur :

$$Bi_{malaxeur} = \frac{\tau_0}{\mu_{pl}\omega_1}$$

Et un nombre de Bingham local pour caractériser les conditions d'écoulement autour de la sonde Viscoprobe :

$$Bi = \frac{\tau_0 R_{Visco}}{\mu V_{Visco}}$$

En fonction de la position de la sonde Viscoprobe, on peut définir des nombres de Reynolds apparents et des nombres de Bingham, au niveau de l'écoulement local, en utilisant les vitesses correspondantes de la sonde Viscoprobe.

Enfin, les coefficients de traînée Cd_{int} et Cd_{ext} s'expriment selon la vitesse et la force de traînée en position intérieure et extérieure de la sonde Viscoprobe, c'est-à-dire :

$$Cd_{int} = \frac{2VP_{int}}{\rho V_{int} \pi R_{Visco}^2} \text{ et } Cd_{ext} = \frac{2VP_{ext}}{\rho V_{ext} \pi R_{Visco}^2}$$

3.1 Sondes Viscoprobe et Bi-MFM

3.1.1 Evolution de la force de traînée avec le temps de malaxage

Dans un premier temps, nous validons qualitativement l'évolution de la mesure des sondes par comparaison avec l'évolution de la puissance consommée (« wattmètre ») lors de différentes phases du malaxage.

Nous présentons par exemple dans la figure 3.1, la mesure moyenne de la sonde Viscoprobe sur un tour de rotation de l'étoile de malaxage (VP_m) ainsi que la mesure du wattmètre lors de la fabrication du béton autoplaçant BAP5. Il est rappelé qu'à ce niveau de l'essai, le malaxeur tourne à sa vitesse nominale.

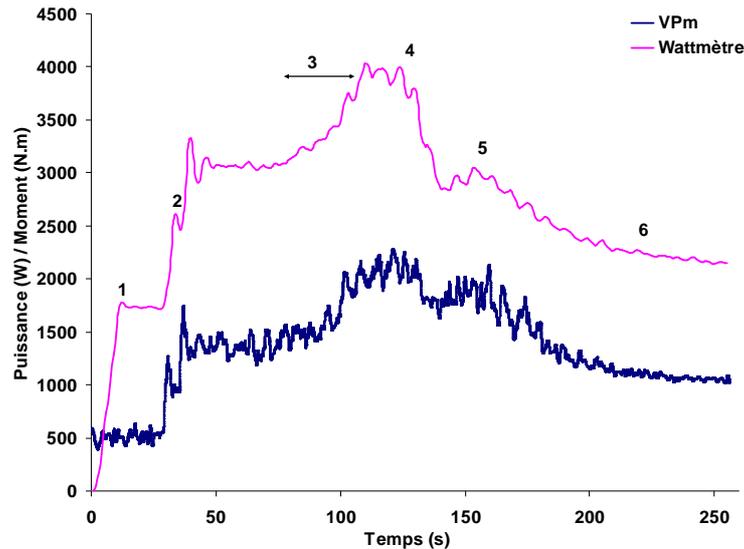


Figure 3.1 Signaux lors de la fabrication du béton autoplaçant BAP5, à vitesse nominale du malaxeur : puissance consommée (wattmètre) et moyenne de la mesure brute de la sonde Viscoprobe sur un tour de l'étoile de malaxage, VP_m

Les phases de malaxage, reconnaissables par l'évolution de la puissance consommée lors de la fabrication du béton, se retrouvent également sur la mesure de la force de trainée (figure 3.1). Le point 1 correspond à la fin de l'introduction des granulats avec leurs humidités naturelles. Le point 2 se situe dans la zone d'introduction des pulvérulents (ciment puis filler). Le mélange eau et superplastifiant est ajouté progressivement sur environ 15 secondes dans la zone 3. Ceci se traduit par une augmentation progressive des deux signaux (wattmètre et sonde Viscoprobe). Pendant le malaxage avec la phase liquide, deux pics de cohésion (points 4 et 5) sont observés. Ils sont suivis par le point de fluidité (point 6, figure 3.1) caractérisé par une diminution des fluctuations des signaux wattométriques et des signaux de la sonde Viscoprobe. Au point de fluidité, la rhéologie finale n'est pas encore atteinte mais la pâte granulaire est déjà formée.

Pendant toutes ces phases de malaxage, la correspondance entre l'évolution de la mesure de la sonde Viscoprobe (moyenne sur un tour) et celle du wattmètre est remarquable.

Nous présentons dans la figure 3.2 la même comparaison lors de la fabrication BAP1, en rajoutant les mesures des sondes Bi-MFM (MFM_{int} et MFM_{ext}).

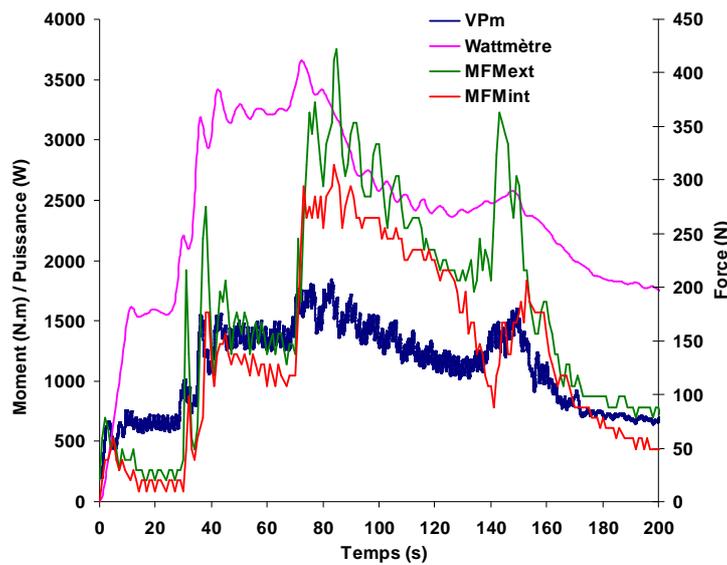


Figure 3.2 Signaux de fabrication du point d'investigation BAP1a avec les diverses sondes de mesures en ligne (sonde Viscoprobe VPM, Wattmètre, sondes Bi-MFM : MFM_{int} et MFM_{ext})

Les signaux des sondes Bi-MFM évoluent avec les mêmes tendances que les signaux donnés par le wattmètre et la sonde Viscoprobe (moyenne sur un tour). Nous constatons des variations de plus grande amplitude pour les sondes Bi-MFM lors des pics de cohésion. Par ailleurs, les valeurs maximales de ces pics sont légèrement différées dans le temps, principalement pour la sonde Bi-MFM intérieure. De plus, pour cette même sonde, la tendance à la stabilisation des signaux avec la durée de malaxage après le point de fluidité est nettement moins marquée. Ce phénomène sera discuté dans le chapitre 4.

Nous nous intéressons maintenant à l'évolution de la mesure de la sonde Viscoprobe pendant un tour de rotation de l'étoile de malaxage. A titre d'exemple, nous présentons dans la figure 3.3, au point d'investigation BAP1d, la variation de la force de trainée autour de sa valeur moyenne (force mesurée moins force moyenne sur une rotation de l'étoile de malaxage). Cette variation est donnée pour un cycle et demi de rotation, pour tous les paliers de vitesse de malaxage correspondant au protocole expérimental.

A ce stade du malaxage (lors des points d'investigation), la rhéologie du béton n'évolue que de manière très limitée pendant une rotation de l'étoile de malaxage. La vitesse de la sonde Viscoprobe évolue quant à elle de manière sinusoïdale (cf. paragraphe 2.1.2.2). En considérant dans une première approximation une relation de type Stokes entre la force de trainée, la vitesse et la rhéologie du fluide (voir le sous-chapitre 4.1 pour une discussion plus complète de cette hypothèse) nous nous attendons à une variation sinusoïdale de la force de trainée. Nous constatons néanmoins que les évolutions mesurées s'éloignent, parfois significativement, d'une variation harmonique. Ce phénomène sera également discuté plus amplement dans la partie 4.1.1.

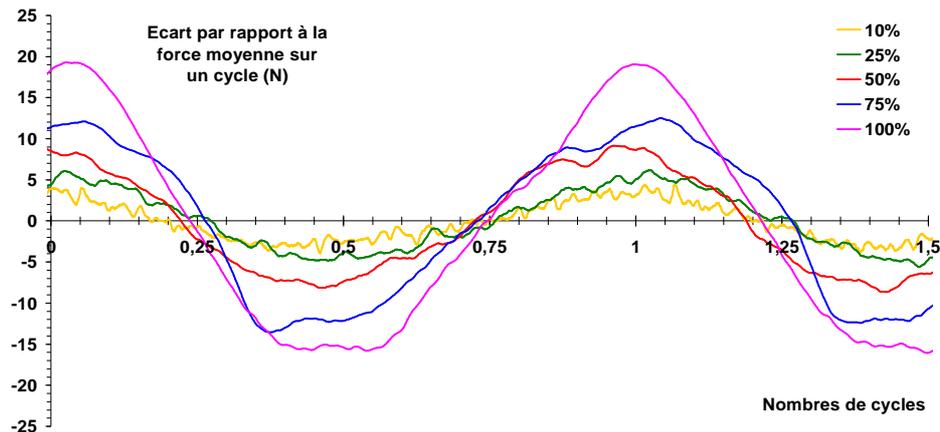


Figure 3.3 Analyse de la variation de la force de trainée mesurée par la sonde Viscoprobe autour de sa valeur moyenne sur un cycle et demi de rotation pour le point d'investigation BAP1d

3.1.2 Corrections à apporter sur le signal de la sonde Viscoprobe

Avant de passer à l'exploitation plus fine des résultats expérimentaux, nous analysons des phénomènes pouvant altérer les mesures de la sonde Viscoprobe. Alors que certains de ces phénomènes agissent également sur les sondes Bi-MFM, ces incertitudes ne sont pas discutées ici. En effet, les signaux des sondes Bi-MFM ne sont analysés dans ce travail que marginalement et exclusivement de manière qualitative, en focalisant sur l'évolution des signaux entre différentes étapes du malaxage.

3.1.2.1 Effet de la force centrifuge

La sonde Viscoprobe a un mouvement de double rotation, ce qui génère des forces inertielles (figure 3.4).

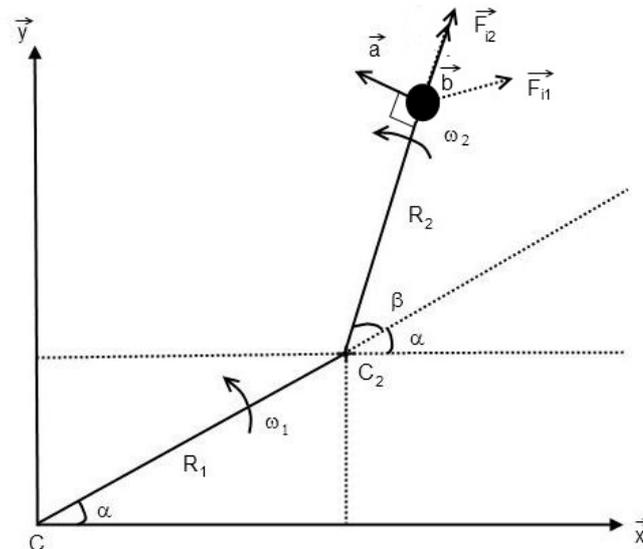


Figure 3.4 Schéma explicatif pour le calcul des forces d'inertie provoquées par le mouvement planétaire dans le malaxeur

Pour rappel, l'expression du vecteur de position de la sonde \vec{r} par rapport au centre du malaxeur est :

$$\begin{aligned} r_x &= R_1 \cos(\omega_1 t) + R_2 \cos(\omega_1 t + \omega_2 t) \\ r_y &= R_1 \sin(\omega_1 t) + R_2 \sin(\omega_1 t + \omega_2 t) \end{aligned}$$

Nous notons les vecteurs unitaires de la direction de la mesure de la force de trainée et de la direction perpendiculaire à cette mesure par \vec{a} et \vec{b} respectivement.

Ils s'expriment ainsi :

$$\begin{aligned} a_x &= -\sin(\omega_1 t + \omega_2 t), \quad a_y = \cos(\omega_1 t + \omega_2 t), \\ b_x &= \cos(\omega_1 t + \omega_2 t), \quad b_y = \sin(\omega_1 t + \omega_2 t) \end{aligned}$$

L'expression des forces centrifuges qui agissent suivant les mouvements de rotation ω_1 et ω_2 , \vec{F}_{i1} respectivement \vec{F}_{i2} , font intervenir la masse m de la sonde et les rayons de courbure, R_1 pour le mouvement ω_1 , R_2 pour le mouvement ω_2 .

La force centrifuge \vec{F}_{i1} s'exprime selon :

$$\vec{F}_{i1} = \frac{m(\omega_1 r)^2}{r} \cdot \left(\frac{\vec{a} \cdot \vec{r}}{r} \right) \vec{a} + \frac{m(\omega_1 r)^2}{r} \cdot \left(\frac{\vec{b} \cdot \vec{r}}{r} \right) \vec{b}$$

En développant les produits scalaires:

$$\begin{aligned} \vec{a} \cdot \vec{r} &= -R_1 \sin(\omega_2 t) \\ \vec{b} \cdot \vec{r} &= (R_1 + R_2) \cos(\omega_2 t) \end{aligned}$$

L'expression de la force centrifuge \vec{F}_{i1} devient :

$$\vec{F}_{i1} = -m\omega_1^2 R_1 \sin(\omega_2 t) \cdot \vec{a} + m\omega_1^2 (R_2 + R_1) \cos(\omega_2 t) \cdot \vec{b}$$

La force centrifuge \vec{F}_{i2} s'exprime selon :

$$\vec{F}_{i2} = \frac{m(\omega_2 R_2)^2}{R_2} \cdot \vec{b} = m\omega_2^2 R_2 \cdot \vec{b}$$

La force d'inertie totale est alors :

$$\vec{F}_i = \vec{F}_{i1} + \vec{F}_{i2} = -m\omega_1^2 R_1 \sin(\omega_2 t) \cdot \vec{a} + [m\omega_1^2 (R_2 + R_1) \cos(\omega_2 t) + m\omega_2^2 R_2] \vec{b}$$

ce qui permet de déterminer la composante de la force centrifuge dans la direction de mesure de la sonde.

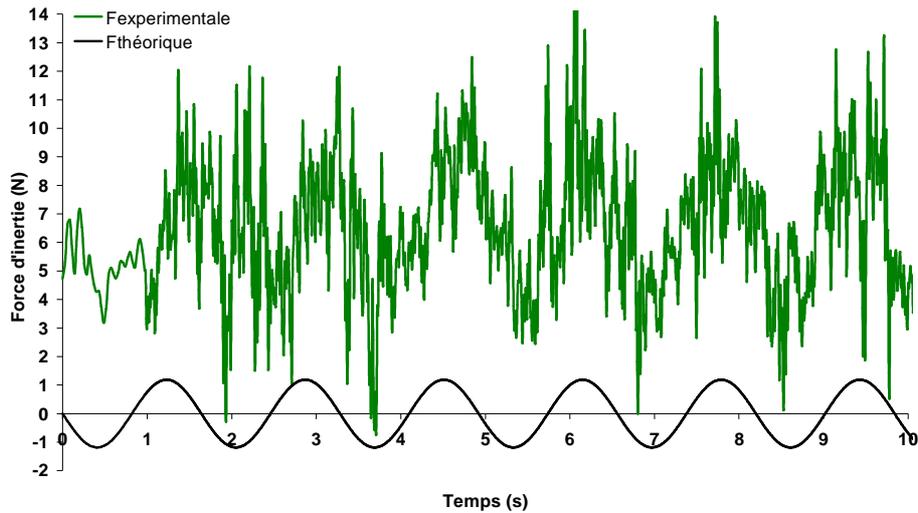


Figure 3.5 Comparaison entre la force centrifuge théorique et la force mesurée expérimentalement malaxeur vide à la vitesse de malaxage nominale

L'enregistrement des signaux émis par la sonde Viscoprobe lorsque le malaxeur en marche est vide, permet d'estimer expérimentalement les effets de forces d'inertie. Une comparaison de la mesure à la vitesse de malaxage nominale, avec la composante de la formule théorique (F_i) suivant la direction de la mesure de la force de trainée, est donnée dans la figure 3.5. Nous remarquons une amplitude globalement plus importante sur le signal expérimental, mais surtout un décalage du zéro de 6 N environ entre la mesure expérimentale et le signal théorique. Pour rappel, la force de trainée à vitesse nominale mesurée en essais avec le malaxeur chargé peut descendre jusqu'à 60 N. Ce décalage du zéro est alors significatif et nécessite une analyse plus approfondie.

Lors de notre vérification (figure 3.5), la force moyenne mesurée à vide obtenue dans le cas de la vitesse de malaxage nominale est de 6,44 N (figure 3.6) et l'amplitude de la mesure (distance entre les valeurs maximum et minimum) de l'ordre 5,8 N. Les valeurs mesurées (maximum, moyenne et minimum) lors d'un fonctionnement à vide du malaxeur aux différentes vitesses de malaxage, sont représentées sur la figure 3.6a. L'évolution de l'amplitude pour ces paliers de vitesse de malaxeur avec l'amplitude qui résulterait seulement d'un effet inertiel sur la sphère métallique, est donnée dans la figure 3.6b.

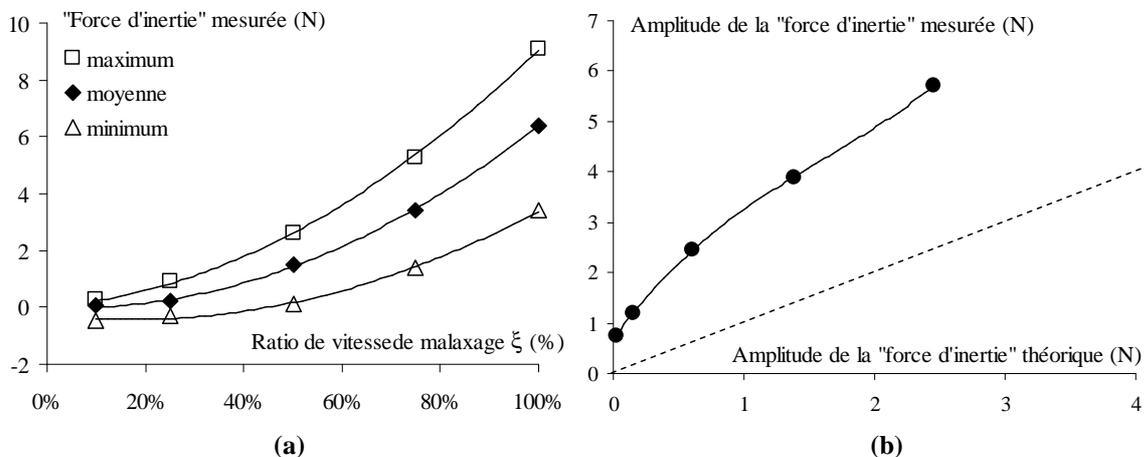


Figure 3.6 Evolution de la « force d'inertie » mesurée en fonction du ratio de vitesse de malaxage ξ (a) et comparaison entre l'amplitude de la « force d'inertie » théorique et mesurée expérimentalement (b)

Avant de proposer une correction systématique des mesures de la sonde Viscoprobe, nous émettons une hypothèse sur l'origine de ces écarts. Les forces d'inertie se manifestent à tous les niveaux de la partie mécanique qui soutient la sphère, y compris sur la zone autour de la jauge de déformation. Ces forces peuvent produire des déplacements relatifs des pièces métalliques protégeant la jauge. Elles génèrent ainsi des pressions parasites sur celle-ci et produisent, par conséquence, une altération des mesures.

Nous constatons par ailleurs que le décalage du zéro est de l'ordre de grandeur de l'écart type de l'offset de la sonde (estimé à 5,4 N dans le chapitre 2). Ceci reste en accord avec le fait que des pressions parasites s'exercent sur la jauge de déformation, rémanentes après l'arrêt du malaxeur. Ce constat conforte l'hypothèse d'une influence des forces d'inertie sur la jauge de déformation.

Il ne semble pas facile de corriger les erreurs induites. Faute de mieux, nous proposons une correction qui, à notre avis, doit aller dans le bon sens.

Compte tenu de ces observations présentées plus haut, nous proposons :

- d'une part, de retrancher des mesures de la force de trainée avec du malaxeur chargé, le décalage du zéro (moyenne des « effets inertiels » mesurés expérimentalement) correspondant à chaque palier de vitesse de malaxeur,
- d'autre part, de corriger les valeurs maximales et minimales de la force de trainée pendant l'essai, avec respectivement les forces d'« inertie » maximales et minimales mesurées expérimentalement à chaque vitesse de malaxage.

3.1.2.2 Variabilité de l'offset

Comme discuté précédemment, un décalage de l'offset du capteur, observé notamment après un démarrage et l'arrêt du malaxeur (donc dû au mouvement de la sonde), peut avoir à l'origine des déplacements relatifs rémanents des pièces métalliques protégeant la jauge de déformation du capteur.

Pour limiter cette incertitude, une mesure de l'offset est prise avant chaque démarrage du malaxeur, donc avant chaque point d'investigation rhéologique. Le tableau 3.1 présente les valeurs d'offset obtenues.

Points d'investigation	Offset (N.m)
BAP1a	201,7
BAP1b	220,4
BAP1c	190,5
BAP1d	189,4
BAP1e	187,1
BAP1f	137,9
BAP2a	183,2
BAP2b	197,5
BAP2c	221,2
BAP3a	221,1
BAP3b	236,8
BAP3c	225,9
BAP3d	225,9
BAP3e	227,7
BAP4a	215,5

BAP4b	216,4
BAP4c	223
BAP4d	208,5
BAP4e	208,5
BAP5a	300,5
BAP5b	248
BAP5c	227
BAP5d	220,9
BAP5e	222,7
BAP5f	230

Tableau 3.1 Offsets correspondants aux points d'investigations avant démarrage du malaxeur

L'écart type de ces offset, qui correspond à 5,8 N, est statistiquement équivalent à l'écart type des valeurs de l'offset déterminées par plusieurs calibrages de la sonde sur la période de l'étude dont la valeur est 5,4 N.

Les données du tableau 3.1 peuvent être exploitées de deux manières :

- dans notre analyse, nous considérons dans un premier temps que seul l'arrêt du malaxage peut induire un changement d'offset. Celui-ci n'évoluerait alors pas pendant l'investigation rhéologique au point considéré. Cette valeur peut alors être utilisée pour tous les paliers de vitesse de malaxage,
- de manière alternative, nous considérons que le changement d'offset se produit après le démarrage du malaxeur et avant le passage au ratio de vitesse de malaxage $\xi = 50$ %. Dans ce cas les offset aux ratios de vitesse de malaxage $\xi = 10$ %, 25 % et 50 % sont ceux évalués après l'arrêt du malaxeur qui les succède.

L'analyse sera faite dans le chapitre suivant avec ces deux scénarios. Il est probable cependant que la réalité soit intermédiaire et que le décalage de l'offset introduise une incertitude de mesure qu'il est difficile d'estimer. De plus, l'association entre cette erreur et celle introduite par des effets « inertiels » pendant le mouvement de la sonde (probablement à l'origine de la variabilité de l'offset) est difficile à prendre en considération. Nous gardons néanmoins à l'esprit qu'un décalage d'une amplitude typique d'environ 6 N peut apparaître pendant les mesures, notamment lors du passage d'un palier de vitesse à un autre.

3.1.2.3 Effet des sollicitations perpendiculaires au sens de mesure de la sonde

Lorsque la sonde est en mouvement dans le béton, elle est sollicitée aussi bien dans sa direction de mesure que perpendiculairement. *A priori*, une sollicitation sur la sonde dans la direction perpendiculaire à son sens de mesure n'influe pas, en moyenne, sur la mesure dans la direction de son mouvement. Ceci a été vérifié dans le paragraphe 2.1.2.3. Néanmoins, ces sollicitations « perpendiculaires » semblent produire des fluctuations qui sont estimées dans le paragraphe cité par un écart type de 1,6 N.

Nous allons considérer dans la suite que ces fluctuations sont caractéristiques de la composante aléatoire de l'incertitude sur la mesure de la sonde Viscoprobe (nous ne connaissons pas les efforts latéraux exercés sur la sonde dans le malaxeur). Un écart type de 1,6 N est alors pris comme référence pour l'erreur aléatoire sur la mesure de force de traînée par la sonde.

3.1.2.4 Effet de l'évolution de la rhéologie pendant le malaxage

L'évolution du comportement rhéologique du béton pendant le malaxage est une source d'incertitude sur la mesure rhéologique dans le malaxeur. Cette incertitude n'est pas à considérer sur la mesure de la force mais sur le matériau mesuré. En effet, la rhéologie dans le malaxeur est mesurée et une comparaison entre cette dernière et la mesure sur échantillon prélevé après l'arrêt du malaxeur est effectuée. Le protocole expérimental a été fixé comme un compromis entre un temps de malaxage suffisamment long avant les mesures en ligne de la rhéologie et un temps total de la fabrication (malaxage et mesures rhéologiques sur échantillons intermédiaires) qui doit rester raisonnable.

Selon notre protocole de mesure, le premier point d'investigation (au ratio de vitesse de malaxage $\xi = 100\%$) d'une fabrication est celui pour lequel l'évolution de rhéologie du béton peut être la plus pénalisante. Nous pouvons donc raisonnablement penser que le comportement rhéologique du béton au ratio de vitesse de malaxage $\xi = 100\%$ n'est pas le même que sur le palier de 75% et que ce comportement continue d'évoluer jusqu'au palier de 10% . La caractérisation du comportement rhéologique du béton après malaxage (rhéomètre et autres essais) est donc vraisemblablement plus proche de celle obtenue durant le palier au ratio de vitesse de malaxage $\xi = 10\%$.

La figure 3.7 est une preuve expérimentale de l'évolution du comportement rhéologique du béton durant le malaxage. Lorsque le point d'investigation est le premier de la fabrication, il est probable de mesurer sur échantillon un béton plus fluide que celui obtenu lors du palier à 100% . La mesure de puissance pour la fabrication BAP1 est représentée dans la figure 3.7a. Nous constatons que la rhéologie continue à évoluer au ratio de vitesse de malaxage $\xi = 100\%$ et 75% . L'évolution n'est plus observée (elle peut toutefois exister) aux ratios de vitesse de malaxage $\xi = 50\%$, 25% et 10% .

Un autre phénomène qui peut perturber l'interprétation des mesures réalisées lors au ratio de vitesse de malaxage $\xi = 100\%$ est associé à la reprise du malaxage après un arrêt pour échantillonnage et caractérisation du béton pour le point d'investigation précédent. Lors de la reprise du malaxage, la thixotropie (se traduisant par un raidissement du matériau) fait augmenter la puissance de malaxage (figure 3.7b). Le temps de malaxage plus long à vitesse nominale semble réduire cet effet sur les mesures. Enfin, une variation de la rhéologie apparaît après chaque modification de composition (introduction d'incrément de constituants lors du malaxage). Le palier au ratio de vitesse de malaxage nominale homogénéise la composition qui va cependant encore évoluer sur le plan rhéologique pendant le point d'investigation. Par exemple, lors de l'ajout du ciment, le palier de mesure à 100% peut correspondre à un béton moins fluide (car l'ajout de ciment n'est pas encore homogénéisé au reste du béton) que le même mélange testé plus tard lors du palier à 10% . Le phénomène sera inversé pour un ajout d'eau ou de superplastifiant.

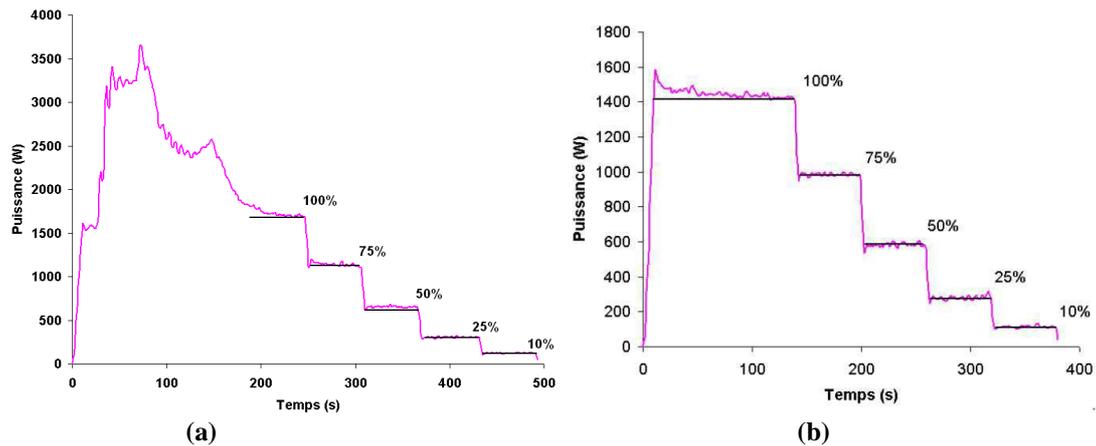


Figure 3.7 Wattmètre du point d'investigation BAP1a (a) et point d'investigation BAP1d (b)

En conclusion, la rhéologie du béton aux ratios de vitesses de malaxage $\xi = 100 \%$ et 75% peut être différente de celle mesurée sur échantillon après malaxage. Pour les paliers aux ratios de vitesse de malaxage $\xi = 50 \%$; 25% et 10% , la rhéologie est sans doute plus proche de celle mesurée sur échantillon.

Un dernier argument dans ce sens est celui du temps de malaxage « équivalent » à vitesse de malaxage nominale. Le temps de malaxage « équivalent » à la vitesse de malaxage nominale est calculé en considérant que pour un béton en cours de malaxage, la rhéologie évolue avec le nombre de rotations du malaxeur. Le temps de malaxage « équivalent » correspondant à la fin des paliers de vitesse du malaxeur est de : 216 s pour le palier à 10% ; 210 s pour le palier à 25% , 195 s pour le palier à 50% , 165 s pour le palier à 75% et 120 s pour le palier à 100% . Ces temps de malaxage sont très proches pour les paliers à 50% ; 25% et 10% .

3.1.2.5 Vitesse de rotation du malaxeur

La vitesse de rotation du malaxeur est déterminée sur chaque point d'investigation en mesurant l'intervalle de temps entre plusieurs maxima de la mesure de la sonde Viscoprobe (typiquement sur 10 cycles). Une moyenne des vitesses mesurées sur l'ensemble des points d'investigations et l'incertitude de mesure sur les vitesses sont rassemblées dans les tableaux 3.2 et 3.3. Par exemple, l'écart type de la vitesse nominale du malaxeur d'un point d'investigation à un autre a pour valeur 0,55 tour/min, ce qui correspond à un coefficient de variation de 1,6 %. Ceci génère une incertitude sur la vitesse maximum de la sonde caractérisée par un écart type de 0,03 m/s.

Ratio de vitesse de malaxage ξ (cible)	Vitesses de rotation moyenne (tr/min) et ratio correspondant
100 %	36,59
75 %	27,53 (75,2%)
50 %	18,18 (49,7%)
25 %	9,08 (24,8%)
10 %	3,54 (9,6%)

Tableau 3.2 Mesures moyennes sur les vitesses de rotation du malaxeur à partir de la mesure sur les signaux bruts de la sonde Viscoprobe

Vitesses maximales Sonde Viscoprobe (m/s)	Vitesses minimales Sonde Viscoprobe (m/s)	Vitesses maximales Sonde Bi-MFM (m/s)	Vitesses minimales Sonde Bi-MFM (m/s)	Incertitude de mesure (coefficient de variation)
1,9	1,02	0,85	0,57	1,60 %
1,42	0,77	0,64	0,43	0,64%
0,95	0,51	0,42	0,29	1,49 %
0,47	0,26	0,21	0,14	0,58 %
0,19	0,1	0,08	0,06	1,47 %

Tableau 3.3 Incertitudes de mesures sur les vitesses de rotation du malaxeur à partir de la mesure sur les signaux bruts des sondes Viscoprobe et Bi-MFM

Nous prenons en considération ces incertitudes de mesures dans l'analyse sur la vitesse de la sonde (cf. chapitre 4).

3.1.3 Récapitulation des incertitudes prises en considération dans l'analyse

Les forces mesurées par la sonde Viscoprobe sont déterminées en considérant les offset dans les deux scénarios de modification de celui-ci. Ces valeurs sont ensuite corrigées par les effets moyens de forces d'inerties. Une variation aléatoire de la mesure est prise en compte par un écart type de 1,6 N (effet des poussées latérales). Les vitesses de la sonde Viscoprobe sont les vitesses moyennes mesurées sur l'ensemble des points d'investigation.

Dans notre étude nous allons essentiellement exploiter les enregistrements de la sonde Viscoprobe en analysant les valeurs maximales et minimales de la force de trainé sur un cycle de rotation. Une correction spécifique aux valeurs maximales et minimales est apportée suite aux effets des forces « d'inertie ». Cette correction dépend du palier de vitesse de malaxage. L'ensemble des forces maximales et minimales mesurées par la sonde Viscoprobe corrigées sont données dans les tableaux figurant en annexe B. A partir de ces valeurs, la pertinence d'une correction due au taux de remplissage de malaxeur est considérée.

Les vitesses maximales et minimales de la sonde Viscoprobe, et les incertitudes associées sont:

- à la vitesse nominale : $V_{\max} = 1,9 \text{ m/s}$ et $V_{\min} = 1,02 \text{ m/s}$; incertitude = 0,03 m/s ;
- à $\xi = 75 \%$: $V_{\max} = 1,42 \text{ m/s}$ et $V_{\min} = 0,77 \text{ m/s}$; incertitude = 0,01 m/s ;
- à $\xi = 50 \%$: $V_{\max} = 0,95 \text{ m/s}$ et $V_{\min} = 0,51 \text{ m/s}$; incertitude = 0,01 m/s ;
- à $\xi = 25 \%$: $V_{\max} = 0,47 \text{ m/s}$ et $V_{\min} = 0,26 \text{ m/s}$; incertitude = 0,003 m/s ;
- à $\xi = 10 \%$: $V_{\max} = 0,19 \text{ m/s}$ et $V_{\min} = 0,1 \text{ m/s}$; incertitude = 0,003 m/s.

L'annexe B donne également les valeurs mesurées par les sondes Bi-MFM. Ces mesures ne sont pas corrigées car elles sont utilisées seulement de manière qualitative.

3.2 Exploitation du rhéomètre à bétons

3.2.1 Méthode d'analyse des enregistrements

Le rhéomètre à bétons du LGCGM mesure le couple exercé sur l'outil vane et sa vitesse de rotation. La figure 3.8 présente un exemple d'enregistrement du couple qui apparaît très bruité. La présence de grosses particules rigides dans le béton participe à l'origine de ce phénomène. Nous pouvons noter également que les couples mesurés restent faibles au regard de la capacité du capteur utilisé (100 N.m). L'utilisation d'un capteur de capacité réduite aurait pu contribuer à une amélioration de la précision de la mesure mais le rhéomètre aurait été moins polyvalent.

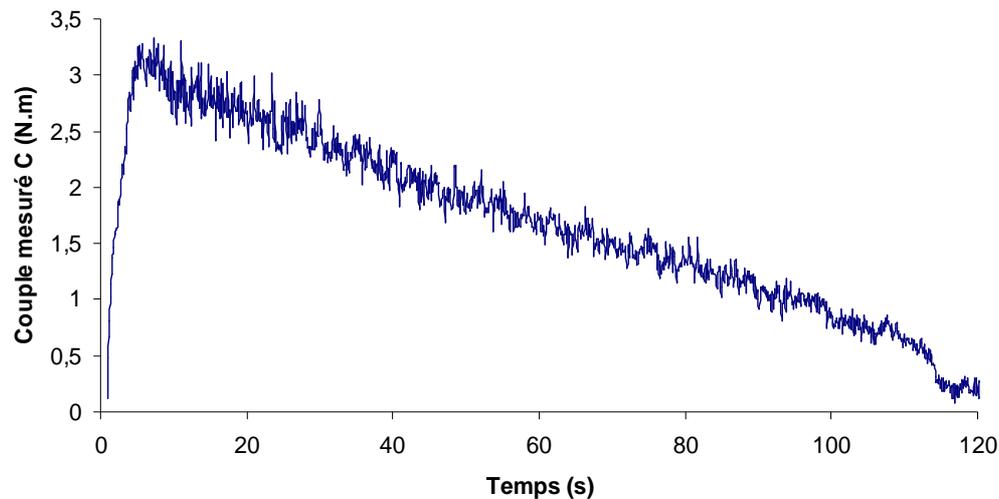


Figure 3.8 Exemple d'enregistrement du couple en fonction du temps

La détermination de la courbe d'écoulement à partir de ces enregistrements nécessite de relier les mesures de couple et de vitesse de rotation aux valeurs de contrainte de cisaillement et de taux de cisaillement en un point de l'écoulement.

La relation entre le couple $C_{\text{Rhéo}}$ exercé sur le vane et la contrainte de cisaillement τ est extrapolée d'une analogie avec un rhéomètre à cylindres coaxiaux. Le cylindre extérieur est assimilé à la paroi intérieure du bol du rhéomètre (rayon R_e) et le cylindre intérieur (rayon R_i) à un cylindre fictif dont le diamètre est le diamètre du vane.

Dans le cas d'une géométrie couette cylindrique, seul les parois des cylindres sont en contact avec le matériau. Or pour le vane, des effets d'extrémités sont à prendre en compte (figure 3.9). Le vane étant plongé jusqu'à affleurement du béton, nous nous affranchissons du couple lié à l'extrémité supérieure mais les effets de fond sont toujours présents. Nous considérons que l'écoulement de torsion associé à ce qui se passe sous l'outil vane participe au couple exercé sur l'outil. Cependant, la distance entre le fond de cuve et la surface inférieure de l'outil étant importante, la contribution de la composante visqueuse du comportement rhéologique sur le couple sera négligée. Seule la contribution du seuil de cisaillement sera prise en compte.

Le seuil de cisaillement statique mesuré sera donc déterminé avec la relation :

$$\tau = \frac{2C_{Rhéo}}{\pi D^2 \left(h + \frac{D}{6}\right)}$$

Le seuil de cisaillement dynamique τ_0 est identifié directement sur la courbe $C_{Rhéo}(\Omega)$, où Ω est la vitesse de rotation du vane, à partir de l'ordonnée à l'origine C_0 :

$$\tau_0 = \frac{2C_0}{\pi D^2 \left(h + \frac{D}{6}\right)}$$

Dans la branche de structuration de l'enregistrement $C_{Rhéo}(\Omega)$, la contrainte de cisaillement sera donc estimée en tenant compte d'un cisaillement égal à τ_0 exercé sur la surface de base de l'outil :

$$\tau = \frac{2(C_{Rhéo} - \frac{\pi D^3 \tau_0}{12})}{\pi D^2 h} = \frac{2C_{Rhéo}}{\pi D^2 h} - \frac{D \tau_0}{6h}$$

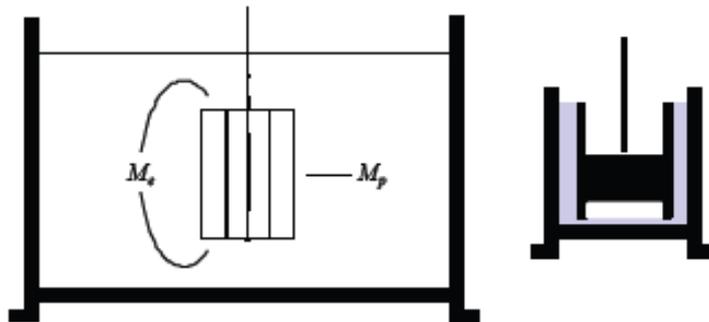


Figure 3.9 Comparaison des rhéomètres à géométrie vane et Couette cylindrique pour le calcul du seuil de cisaillement [Cyr, 1999]

La détermination du taux de cisaillement à partir de la vitesse de rotation de l'outil vane peut en première analyse reposer sur la relation :

$$\dot{\gamma} = 2\Omega \quad (3.1)$$

Cette relation est une approximation. Elle n'est rigoureuse que si le fluide est visqueux newtonien. Il convient donc de réviser cette relation.

Nguyen et Boger [1985] proposent d'utiliser la formule suivante :

$$\dot{\gamma} = 2.C_{Rhéo} \cdot \frac{\partial \Omega}{\partial C_{Rhéo}} \quad (3.2)$$

Cette relation n'est licite que dans la mesure où l'écoulement cisailant se développe sur une zone telle que le cylindre externe n'est pas atteint (soit $\tau < \tau_0 \cdot R_e^2/R_i^2$ où τ_0 est le seuil du fluide).

Dans le cas d'un cisaillement se développant sur tout l'espace annulaire, la relation proposée par Estellé [Estellé *et al.*, 2008b] prend la forme :

$$\dot{\gamma} = 2 \cdot \frac{C_{Rhéo} \cdot \frac{\partial \Omega}{\partial C_{Rhéo}}}{\left(1 - \frac{R_i^2}{R_e^2}\right)} - \frac{\Omega - C_{Rhéo} \cdot \frac{\partial \Omega}{\partial C_{Rhéo}}}{\ln\left(\frac{R_i}{R_e}\right)} \quad (3.3)$$

L'utilisation de ces deux relations repose sur la détermination de $d\Omega/dC_{Rhéo}$. Cette variation peut être très aléatoire en présence d'enregistrements de $C_{Rhéo}(\Omega)$ très bruités tels que ceux obtenus en présence de bétons (figure 3.8). Par conséquent, la détermination de la courbe d'écoulement ne peut reposer sur ces relations. Une alternative pour corriger la relation (3.1) est donc proposée en considérant que le fluide testé présente un comportement rhéologique de type Bingham.

Dans le cas d'un écoulement cisailé sur une partie de l'espace annulaire, nous pouvons écrire (où R_p est le rayon pour lequel $\tau = \tau_0$) :

$$\Omega = \int_r^R \frac{d\omega}{dr} dr = \int_r^R \frac{\dot{\gamma}}{r} dr = \int_r^R \frac{\tau(r) - \tau_0}{\mu r} dr = \int_r^R \frac{\tau(r) dr}{\mu r} - \frac{\tau_0}{\mu} \ln\left(\frac{R_p}{r}\right) \quad \text{avec } \tau = \frac{C_{Rhéo}}{2\pi r^2 h}$$

$$\Omega = \frac{1}{\mu} \int \frac{C}{2\pi r^3 h} dr - \frac{\tau_0}{\mu} \ln\left(\frac{R_p}{r}\right) = \frac{\tau - \tau_0}{2\mu} - \frac{\tau_0}{\mu} \ln\left(\frac{R_p}{r}\right)$$

$$2\Omega = \frac{\tau - \tau_0}{\mu} + \frac{2\tau_0}{\mu} \ln\left(\frac{r}{R_p}\right) \quad \text{avec } \tau_0 = \frac{C_{Rhéo}}{2\pi R_i^2 h}, \text{ l'expression obtenue est } \sqrt{\frac{\tau_0}{\tau}} = \frac{r}{R_i}$$

Soit

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

Donc

$$\dot{\gamma} = \frac{2\Omega}{1 - \frac{\tau_0}{\tau - \tau_0} \ln\left(\frac{\tau}{\tau_0}\right)} \quad (3.4)$$

Il apparaît qu'une correction sur la relation (3.1) peut être mise en place pour tracer point par point le rhéogramme du fluide testé. La correction reste applicable tant que $\tau < \tau_0 \cdot R_e^2/R_i^2$.

Dans le cas d'un écoulement cisailé sur tout l'espace annulaire, nous pouvons écrire :

$$\dot{\gamma} = -\frac{\tau_i}{2\mu} + \frac{\tau}{2\mu} - \frac{2\tau_0}{\mu} \ln\left(\frac{R_e}{r}\right)$$

$$\dot{\gamma} = -\frac{\tau - \tau_0}{2\mu} - \frac{\tau_i}{2\mu} + \frac{\tau_0}{2\mu} - \frac{\tau_0}{\mu} \ln\left(\frac{R_e}{r}\right)$$

$$\Omega = \frac{\dot{\gamma}}{2} - \frac{\tau_0}{\mu} \ln\left(\frac{R_e}{r}\right) - \frac{\tau}{2\mu} \left(\frac{r^2}{R_e^2}\right) + \frac{\tau_0}{2\mu}$$

$$\dot{\gamma} = 2\Omega + \frac{2\tau_0}{\mu} \ln\left(\frac{R_e}{r}\right) + \frac{\tau}{\mu} \left(\frac{r}{R_e}\right)^2 - \frac{\tau_0}{\mu} \quad (3.5) \quad \text{si } \tau \left(\frac{r}{R_e}\right)^2 > \tau_0$$

Pour calculer la correction à apporter à la relation (3.1) dans ce cas, il faut identifier μ .

Nous pouvons noter que :

$$\frac{d\tau}{d\dot{\gamma}} = \frac{d\left(2\Omega\mu + 2\tau_0 \ln\left(\frac{R_e}{r}\right) + \tau\left(\frac{r}{R_e}\right)^2\right)}{d\dot{\gamma}}$$

$$\frac{d\tau}{d\dot{\gamma}} = \frac{\mu d(2\Omega)}{d\dot{\gamma}} + \left(\frac{r}{R_e}\right)^2 \frac{d\tau}{d\dot{\gamma}}$$

$$\frac{d\tau}{d\dot{\gamma}} \left(1 - \left(\frac{r}{R_e}\right)^2\right) = \frac{\mu d(2\Omega)}{d\dot{\gamma}}$$

Donc si $a = \frac{d\tau}{d(2\Omega)}$ est la pente de la courbe $\tau = f(2\Omega)$, alors $\mu = a \left(1 - \left(\frac{r}{R_e}\right)^2\right)$.

Dans ce cas, la relation entre a et μ est constante. Il est donc possible, en injectant cette définition de μ dans la relation (3.5) donnant la vitesse de cisaillement corrigée en $r = R_i$, de tracer le rhéogramme point par point (connaissant τ , τ_0 , a , R_i et R_e). Cette correction est applicable tant que $\tau > \tau_0 \cdot R_e^2 / R_i^2$.

Nous pouvons donc à partir des courbes $\tau(2\Omega)$ tracer le rhéogramme complet du fluide testé en appliquant la première correction (équation 3.4) pour les valeurs faibles de la contrainte de cisaillement et en appliquant la seconde correction (équation 3.5) pour les valeurs fortes de la contrainte de cisaillement. Sur la figure 3.10, les courbes d'écoulement obtenues pour une vitesse de cisaillement $\dot{\gamma} = 2\Omega$ et pour une vitesse de cisaillement corrigée sont comparées.

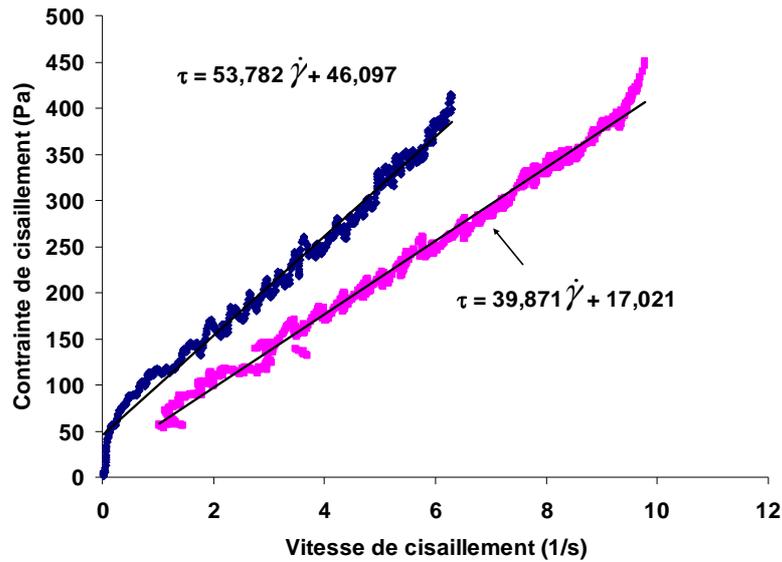


Figure 3.10 Courbe d'écoulement sans correction sur la vitesse de cisaillement $\tau=f(2\Omega)$ (courbe bleue) et avec correction sur la vitesse de cisaillement (courbe rose) pour le point d'investigation BAP1b

Rappelons que le seuil de cisaillement dynamique est déterminé par l'ordonnée à l'origine de la courbe $\tau(2\Omega)$ (en bleue). Quant à la viscosité plastique, elle correspond à la pente de la droite de Bingham de la courbe rose. Nous pouvons constater dans certains cas que la courbe corrigée fait apparaître un cisaillement non nul lorsque la contrainte seuil est atteinte. Cette propriété est certainement à relier à l'existence d'un taux de cisaillement critique en deçà duquel l'écoulement n'est pas stable. Ce point ne sera pas développé plus avant dans ces travaux, la précision de mesure de vitesse et de contrainte n'étant pas satisfaisante dans ce domaine. Les valeurs de la viscosité plastique et du seuil de cisaillement obtenues au rhéomètre LGCGM pour les 25 points d'investigation rhéologiques sont données dans le tableau 3.4.

Une comparaison entre les mesures rhéologiques obtenues au rhéomètre et à partir des propriétés d'usage est réalisée dans la suite du mémoire.

3.2.2 Méthode d'analyse des propriétés d'usage

Les données empiriques obtenues par propriété d'usage sont transformées en mesures rhéologiques à l'aide des formules de la bibliographie donnée dans le chapitre 1.

Le seuil est relié à l'étalement à partir de la formule de Lanos [Lanos *et al.*, 2011] en identifiant τ_0 tels que l'équation suivante soit vérifiée :

$$\sqrt{\frac{2\tau_0}{\rho g}} \left[\frac{8\pi}{15} (R - R_0)^{\frac{5}{2}} + \frac{4\pi}{3} R_0 (R - R_0)^{\frac{3}{2}} + \pi R_0^2 (R - R_0)^{\frac{1}{2}} \right] + \pi R_0^2 \sqrt{3} \frac{\tau_0}{\rho g} - V_0 = 0$$

Les deux bornes de cette solution sont $\frac{225\rho g V^2}{128\pi^2 E t a l^5} \ll -> \rho g \frac{(H_0 - Aff)}{\sqrt{3}}$.

En toute rigueur le calcul du seuil par étalement nécessite la détermination de la masse volumique. Cette masse volumique du matériau a été mesurée une unique fois pour le point d'investigation BAP1f. Elle est de 2303 kg.m^{-3} . Cependant, des variations de dosage en eau et en ciment ont été réalisées. Ces variations sont incrémentales par conséquent la masse

volumique du béton devrait faiblement évoluer. La viscosité apparente est reliée au temps

d'écoulement du béton autoplaçant au V-Funnel par la formule suivante: $\mu^* = \frac{dP_{moyen} t_{VF} O^4}{24L_{VF} V_{VF}}$.

Les valeurs rhéologiques obtenues à partir des propriétés d'usages sont présentées dans le tableau 3.4.

Formule	Δ Compo	Étalement (mm)	t_{VF} (s)	Seuil par étalement (Pa)	Seuil Rhéomètre (Pa)	Viscosité V-Funnel (Pa.s)	Viscosité Rhéomètre (Pa.s)	Erreur probable*
BAP1a	-	640	6	37,6	44,4	28,6	41,3	
BAP1b	-	665	4,6	31,3	40	21,9	39,9	
BAP1c	-	675	4	29,1	32,6	19,2	32,4	
BAP1d	-	700	3,6	24,4	27,6	17,2	27,6	
BAP1e	-	640	5,5	37,6	54	26,3	32,9	
BAP1f	+ 50 C	370	11,1	460,2	370,5	52,7	60,2	<i>Surévalué</i>
BAP2a	-	735	-	19,3	18,5	-	47,3	
BAP2b	+ 45 F	620	-	43,8	25,9	-	58,9	<i>Sous-évalué</i>
BAP2c	+40 F	550	-	77,5	60,2	-	80,4	
BAP3a	-	430	8,11	241,1	71,6	38,1	49,3	<i>Surévalué</i>
BAP3b	+ 10 E	755	3	17	17	12,4	15,7	
BAP3c	+ 25 C	665	5	31,2	31,8	23,3	25,2	
BAP3d	+ 2 SP	795	3,9	13,2	6,3	18,6	21,9	<i>Sous-évalué</i>
BAP3e	+ 33C	600	8,1	51,2	39,4	38,8	33,2	
BAP4a	-	560	7,5	71,2	78	35,7	42,3	
BAP4b	+ 6,25 E	690	5	26,2	27,3	23,8	20,8	<i>Sous-évalué</i>
BAP4c	-	750	4	17,5	19,5	19	20,3	
BAP4d	+ 50 C	510	8,5	110,6	121	40,5	32,3	
BAP4e	+ 2 SP	550	7,5	77,5	57	35,7	33,2	<i>Sous-évalué</i>
BAP5a	-	380	16	412	192,3	76,2	60,3	<i>Sous-évalué</i>
BAP5b	+ 14,5 E	600	6	51,2	32,7	28,6	25,3	<i>Sous-évalué</i>
BAP5c	+ 10 E	690	3,5	26,2	25,1	16,7	14,2	
BAP5d	+ 25 C	645	5	36,2	30,6	23,8	13,9	<i>Sous-évalué</i>
BAP5e	+ 2 SP	710	5,5	22,8	23,5	25,7	13,2	<i>Sous-évalué</i>
BAP5f	+ 25 C	640	7	37,6	47	33,3	28,4	

Tableau 3.4 Résultats données par le rhéomètre à bétons et par les essais de consistance (Δ compo est la variation de composition, t_{VF} est le temps d'écoulement au V-Funnel), * erreurs probables sur les valeurs en gras et en italique, ces valeurs sont probablement surestimées ou sous-estimées.

Les photos des mesures d'étalements des bétons autoplaçants sont données en annexe C.

3.2.3 Analyses des mesures rhéologiques

3.2.3.1 Comparaison entre le rhéomètre et les propriétés d'usage

La comparaison entre les valeurs de seuil de cisaillement des différents bétons testés identifiées avec le rhéomètre et celles évaluées par l'étalement est effectuée sur la figure 3.11.

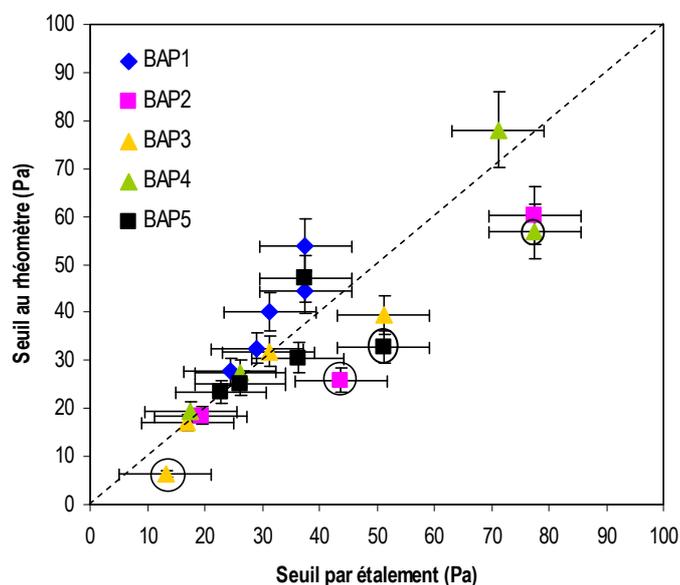


Figure 3.11 Corrélation entre le seuil de cisaillement par étalement et le seuil mesuré au rhéomètre à bétons

Les points encerclés en noir sur la figure 3.11 correspondent aux points d'investigations BAP2b, BAP3d, BAP4e et BAP5b. Pour ces points nous émettons quelques réserves quant aux valeurs données par le rhéomètre. En effet, le rhéomètre donne systématiquement des valeurs sous-évalué par rapport aux valeurs estimées par propriété d'usage (voir tableau 3.4). Ceci peut s'expliquer par une sédimentation des particules lors de l'essai au rhéomètre. Par conséquent, cela conduit à une mesure du seuil de cisaillement du fluide suspendant (le mortier) et non du béton autoplaçant. Un décalage de ces points vers des valeurs plus élevées du seuil serait donc attendu.

Il apparaît globalement que la corrélation entre les deux types de mesures est satisfaisante. Le coefficient de corrélation entre les deux seuils est évalué à 0,91 (en tenant compte de l'ensemble des valeurs). L'écart type entre les seuils est de 10,1 Pa. Les incertitudes correspondant à la mesure d'étalement et au rhéomètre sont ajoutées. La précision de l'estimation du seuil de cisaillement sur les courbes $C_{\text{Rhéo}}(\Omega)$ (évaluation de la valeur de l'ordonnée à l'origine) est essentiellement liée au rapport bruit sur signal de l'enregistrement. Nous pouvons considérer que l'erreur est de l'ordre de $\pm 10\%$ de τ_0 .

Globalement, le seuil mesuré au rhéomètre apparaît légèrement trop élevé en comparaison de celui à l'étalement (de l'ordre de quelques pascals). Nous pouvons rappeler que l'essai au rhéomètre est effectué en dernier, à la suite de l'essai d'étalement. La procédure de mise en place de l'échantillon est assez longue (remplissage du container, immersion de l'outil). Typiquement ce délai peut atteindre 3 minutes avant le début de l'essai. Nous constatons sur les enregistrements de couple que le béton thixotrope a pu avoir le temps de se structurer. Normalement, le protocole de cisaillement retenu doit pouvoir limiter ces effets afin d'identifier un seuil de cisaillement dynamique qui s'affranchisse de cette structuration

potentielle. Toutefois, au-delà des effets de thixotropie, il est possible que l'activité chimique liée à la réactivité du ciment contribue également à une augmentation du seuil de cisaillement.

La viscosité apparente évaluée à partir des mesures de temps d'écoulement au V-Funnel des bétons autoplaçants BAP1 à BAP5 est tracée en fonction de la viscosité plastique mesurée au rhéomètre à bétons par la courbe d'écoulement (figure 3.12).

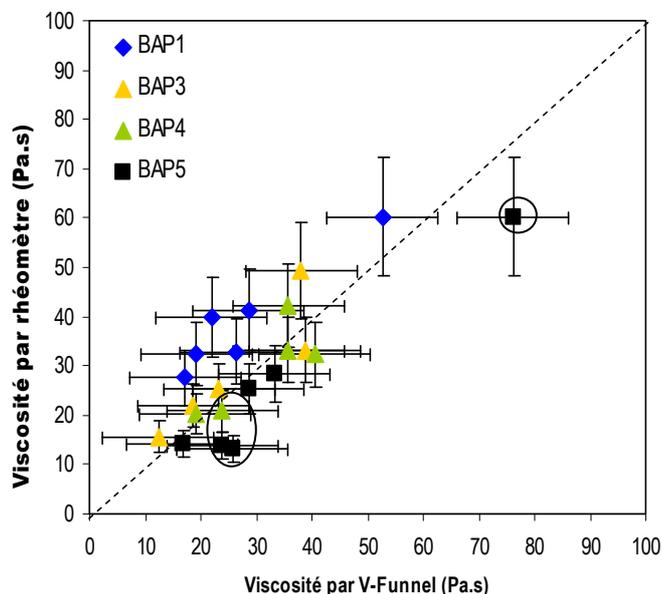


Figure 3.12 Corrélation entre la viscosité apparente évaluée au V-Funnel et la viscosité plastique mesurée au rhéomètre à bétons

La comparaison de ces deux grandeurs s'affranchit de l'effet de seuil. En toute rigueur, il conviendrait d'identifier la viscosité apparente du fluide de Bingham caractérisée à l'aide du rhéomètre obtenue pour le taux de cisaillement identifié pour la vidange du V-Funnel (voir les formulations indiquées en partie bibliographie). Les points dans le cercle noir sur la figure 3.12 correspondent aux points d'investigations BAP4b, BAP5a, BAP5d et BAP5e. De la même manière que précédemment, les valeurs données par le rhéomètre pour ces points ne semblent pas correctes. Elles sont probablement sous-estimées, en effet nous nous basons sur les valeurs de viscosité données par le V-Funnel (tableau 3.4).

Le coefficient de corrélation obtenue entre les deux viscosités mesurées au V-Funnel et au rhéomètre à bétons est de 0,79. L'écart type entre les viscosités au V-Funnel et au rhéomètre est de 8,9 Pa.s. Les incertitudes de mesures sur le V-Funnel et le rhéomètre sont ajoutées. La mesure du temps de vidange du V-Funnel n'est pas très précise (plus ou moins une seconde), ce qui pénalise la précision de la viscosité apparente estimée. La précision de la viscosité plastique estimée à partir des pentes moyennes des rhéogrammes est directement affectée par le bruit associé au signal $C_{\text{Rhéo}}(\Omega)$. Une incertitude de $\pm 20\%$ de μ_p reste crédible.

3.2.3.2 Effet des variations de composition

L'objectif de cette partie est de vérifier si les changements de comportement rhéologique mesurés sont cohérents avec les variations de composition mises en œuvre sur les différents bétons et les durées de malaxage imposées lors des essais.

Les résultats obtenus lors nos essais sont présentés figure 3.13. Les flèches indiquent le sens d'évolution des points d'investigation.

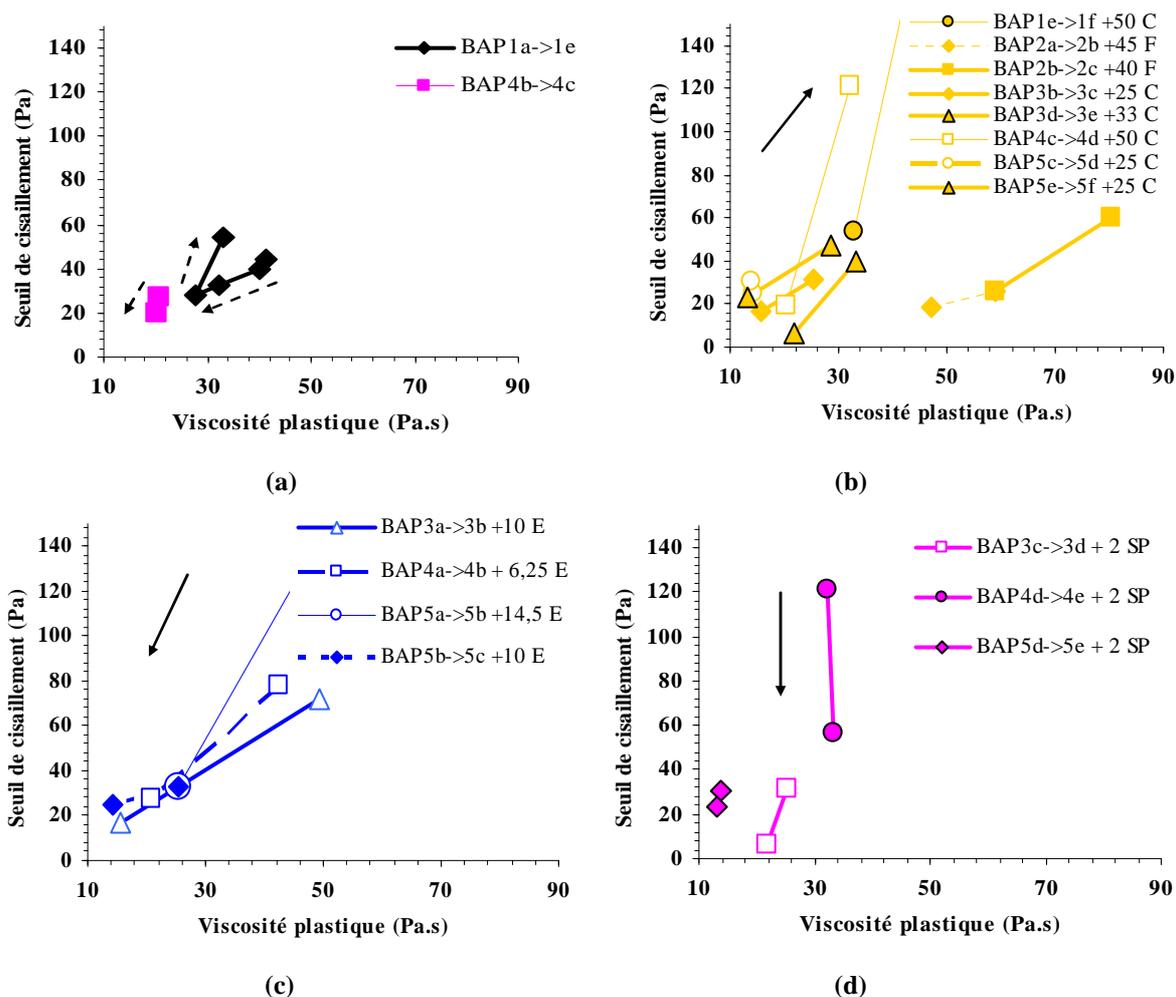


Figure 3.13 Evolution de la rhéologie avec le temps de malaxage (a), après un ajout de ciment ou de filler (b) ; d'eau (c) ou de superplastifiant (d)

La figure 3.13a marque l'évolution des paramètres rhéologiques mesurés au rhéomètre de la formulation BAP1 avec la durée de malaxage. La variation des paramètres rhéologiques avec la durée de malaxage est également représentée en rose sur le même graphique pour le passage du point d'investigation BAP4b au BAP4c. Les flèches en pointillés permettent de connaître le sens d'évolution des essais. Le seuil ainsi que la viscosité plastique diminuent conjointement lorsque la durée de malaxage s'allonge jusqu'à la réalisation du point d'investigation BAP1d (à la fin de réalisation de cet essai la durée totale de malaxage est de 24 minutes). Pour un temps de malaxage plus long, une remontée du seuil et de la viscosité plastique est observée lors des mesures correspondant au point d'investigation BAP1e. Le malaxage long provoque donc un raidissement du béton au cours du temps. Ces résultats ne sont pas surprenants car des observations similaires sont faites pour l'évolution du seuil de cisaillement avec l'âge (temps après la fin du malaxage) de la pâte de ciment formulée avec le même type de superplastifiant (figure 3.14) [Mahaut *et al.*, 2008]. D'autres références montrent que l'effet de la durée de malaxage se manifeste par une décroissance de la viscosité plastique et du seuil, suivie pour des temps de malaxage plus long, d'une remontée du seuil de cisaillement (alors que la viscosité plastique continue de décroître) (de Larrard, 1998; Cazacliu et Legrand, 2008). Cet accroissement de la viscosité plastique est confirmé par les propriétés d'usages (tableau 3.4).

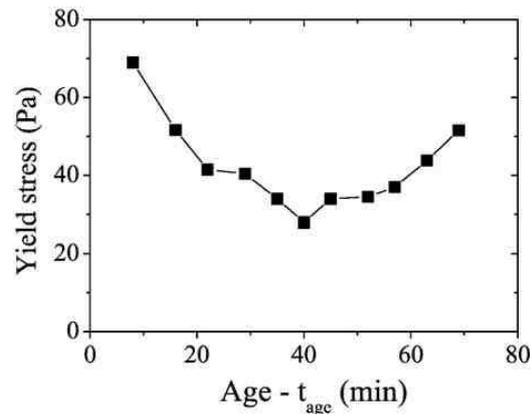


Figure 3.14 Evolution du seuil d'une pâte de ciment en fonction de son âge [Mahaut *et al.* 2008]

Dans le cas du point d'investigation BAP1f, un ajout de ciment est effectué. Une augmentation conjointe du seuil et de la viscosité plastique est observée ce qui est cohérent avec la bibliographie. Nous pouvons par exemple nous référer aux tendances d'évolution des paramètres rhéologiques en fonction d'écarts de composition données par Newman et Choo [2003] (figure 3.15) dans un espace seuil de cisaillement-viscosité plastique.

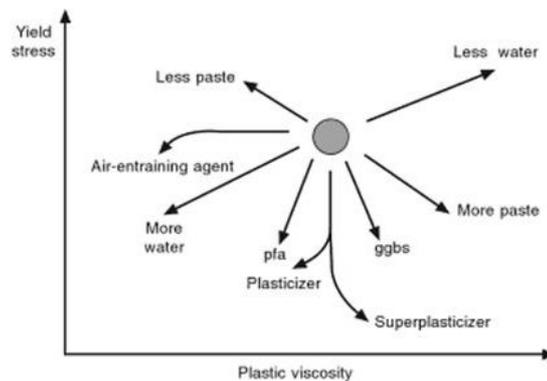


Figure 3.15 Evolution de la rhéologie en fonction de l'ajout de matériaux sur une gâchée de référence [Newman et Choo, 2003]

Les mêmes constats sont faits sur tous les autres points correspondant à des ajouts de ciment (figure 3.13b). Le seuil de cisaillement et la viscosité plastique mesurés avec le rhéomètre prennent en compte un raidissement du matériau lié au prolongement du malaxage. En moyenne, l'ajout de ciment (ou de filler) est de 40 kg.m^{-3} . Par conséquent, le rapport E/P passe de 0,353 à 0,331. Le rapport SP/P passe de 1,88% à 1,76%, soit une baisse de 0,12%. Une diminution du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique est provoquée par l'ajout d'eau à la gâchée nominale (figure 3.13c). Dans ce cas, la durée totale de malaxage est courte. Le sens de variation attendu lors de l'ajout d'eau est retrouvé. En moyenne, l'ajout d'eau est de 10 L.m^{-3} . Par conséquent, le rapport E/P passe de 0,353 à 0,369. L'ajout de 2 L de superplastifiant (figure 3.13d) conduit à une diminution du seuil de cisaillement mais aussi à une légère diminution de la viscosité plastique. L'effet de SP/P est six fois moindre que celui d'E/P. Le SP/P passe de 1,88 % à 2,20 % lors de l'ajout de 2 L.m^{-3} de Glénium 27.

Comme nous l'avons vu dans les différents cas présentés, l'effet de la durée de malaxage se rajoute aux effets de variation de compositions. Ceci peut en partie expliquer les quelques points d'interrogation sur l'interprétation des variations des paramètres rhéologiques mesurés. Par exemple pour le point d'investigation BAP5c, l'ajout d'eau provoque une diminution des

paramètres rhéologiques mais pas aussi importante que dans les autres cas. Le raidissement associé à l'augmentation de la durée de malaxage peut contrecarrer les effets de l'eau. De la même manière, la durée de malaxage est importante pour les points d'investigations BAP4e et BAP5e. Le béton a eu le temps de se raidir. Par conséquent, l'effet réducteur de seuil du superplastifiant est neutralisé par ce raidissement.

Cependant certains cas restent difficiles à interpréter. Les valeurs de viscosité plastique des points d'investigations BAP4b, BAP5a, BAP5d et BAP5e ainsi que de seuil de cisaillement pour les points d'investigations BAP2b, BAP3d et BAP5b mesurés au rhéomètre sont sous-estimées par rapport à celle obtenues à partir des propriétés d'usages (tableau 3.5).

Pour la suite des dépouillements, et en particulier pour interpréter les résultats de la sonde Viscoprobe, nous considérerons que les valeurs de seuil de cisaillement et de viscosité plastiques identifiées avec le rhéomètre à bétons constituent des références, sauf dans les cas cités précédemment pour lesquels nous utiliserons les caractéristiques estimées à partir des propriétés d'usages.

3.3 Bilan des mesures

Le tableau 3.5 présente le bilan des mesures des essais expérimentaux.

Formule	Volume (m ³)	Δ Compo (kg.m ⁻³)	Etal (mm)	t _{VF} (s)	$\mu_{\text{rhéo}}$ (Pa.s)	$\tau_{0\text{ rhéo}}$ (Pa)	Présence Bi-MFM	Air occlus (%)
BAP1a	1	-	640	6	41,3	44,4	Oui	-
BAP1b	1	-	665	4,6	39,9	40	Oui	-
BAP1c	1	-	675	4	32,4	32,6	Oui	-
BAP1d	1	-	700	3,6	27,6	27,6	Oui	-
BAP1e	1	-	640	5,5	32,9	54	Oui	-
BAP1f	1	+ 50 C	370	11,1	60,2	370,5	Oui	3,5
BAP2a	1	-	735	-	47,3	18,5	Oui	-
BAP2b	1	+ 45 F	620	-	58,9	25,9	Oui	-
BAP2c	1	+ 40 F	550	-	80,4	60,2	Oui	-
BAP3a	0,6	-	430	8,1	49,3	71,6	-	-
BAP3b	0,6	+ 10 E	755	3	15,7	17	-	-
BAP3c	0,6	+ 25 C	665	5	25,2	31,8	-	-
BAP3d	0,6	+ 2 SP	795	3,9	21,9	6,3	-	-
BAP3e	0,6	+ 33 C	600	8,1	33,2	39,4	-	1,9
BAP4a	0,8	-	560	7,5	42,3	78	-	-
BAP4b	0,8	+ 6,25 E	690	5	20,8	27,3	-	-
BAP4c	0,8	-	750	4	20,3	19,5	-	-
BAP4d	0,8	+ 50 C	510	8,5	32,3	121	-	-
BAP4e	0,8	+ 2 SP	550	7,5	33,2	57	-	1,7
BAP5a	1	-	380	16	60,3	192,3	-	-
BAP5b	1	+ 14,5 E	600	6	25,3	32,7	-	-
BAP5c	1	+ 10 E	690	3,5	14,2	25,1	-	-
BAP5d	1	+ 25 C	645	5	13,9	30,6	-	-
BAP5e	1	+ 2 SP	710	5,5	13,2	23,5	-	-
BAP5f	1	+ 25 C	640	7	28,4	47	-	1,2

Tableau 3.5 Récapitulatif des résultats expérimentaux avec Δ Compo la variation de composition, Etal le diamètre de la galette d'étalement, t_{VF} le temps d'écoulement au V-Funnel, $\mu_{\text{rhéo}}$ et $\tau_{0\text{ rhéo}}$ la viscosité et le seuil mesurés au rhéomètre

Le tableau 3.6 donne les nombres de Reynolds apparents Re^* (locaux) de la sonde Viscoprobe en position extérieure à la vitesse de la sonde par rapport au malaxeur (100 % de la vitesse nominale, vitesse maximale) en exploitant les valeurs des paramètres rhéologiques du tableau 3.5. Nous donnons également les nombres de Reynolds apparents Re^* du rhéomètre pour des taux de cisaillement associé de 10 s^{-1} .

La plasticité des bétons est caractérisée par le nombre de Bingham Bi . Les nombres de Bingham Bi mesurés par la sonde Viscoprobe en position intérieure VP_{int} pour des ratios de vitesse de malaxage $\xi = 100\%$ et 10% sont donnés dans le tableau 3.6.

Formule	$Re^*_{rhéo}$	Re^*_{VPint}	$Re_{malaxeur}$ $\xi = 100 \%$	$Re_{malaxeur}$ $\xi = 10 \%$	Bi_{VPint}	$Bi_{malaxeur}$ $\xi = 100 \%$	$Bi_{malaxeur}$ $\xi = 10 \%$
BAP1a	11,3	10	140,5	14	1,1	1,05	10,5
BAP1b	11,8	10,4	145,4	14,5	2,6	1	9,8
BAP1c	14,5	12,8	179	17,9	1	1	9,9
BAP1d	17,1	15	210,2	21	1	1	9,8
BAP1e	13,5	12,2	176,3	17,6	1,6	1,6	16,1
BAP1f	5,3	5,5	96,4	9,6	10	6	60,3
BAP2a	10,5	9,1	123,6	12,3	0,4	0,4	3,8
BAP2b	8,4	7,2	98,5	9,8	0,5	0,4	4,3
BAP2c	6	5,2	72,1	7,2	0,5	0,7	7,3
BAP3a	9,2	7,3	117,7	11,8	7,2	1,4	14,2
BAP3b	29,7	26,3	369,5	36,9	1,1	1,1	10,6
BAP3c	18,1	16,3	230,2	23	1,3	1,2	12,4
BAP3d	23	19,6	265	26,5	0,3	0,3	2,8
BAP3e	13,9	12,4	175	17,5	1,2	1,2	11,6
BAP4a	10,3	9,4	137,1	13,7	1,8	1,8	18,1
BAP4b	22	19,6	279	27,9	1,6	1,3	12,9
BAP4c	23,2	20,5	286	28,6	1,5	0,9	9,4
BAP4d	11,6	11,3	180	18	3,8	3,7	36,7
BAP4e	13,3	12,1	175	17,5	1,7	1,7	16,8
BAP5a	6,5	6,2	96,2	9,6	5,5	3,1	31,3
BAP5b	18,1	16,2	229,3	22,9	1,3	1,3	12,7
BAP5c	31	28,2	409	40,9	1,8	1,7	17,3
BAP5d	30,5	28,1	417,3	41,7	2,2	2,2	21,6
BAP5e	33,3	30,3	439,5	43,9	1,8	1,7	17,5
BAP5f	15,6	14,1	204,3	20,4	1,7	1,6	16,2

Tableau 3.6 Nombres de Bingham de la sonde Viscoprobe (Bi_{VPint}) et du malaxeur - nombres de Reynolds apparents du rhéomètre ($Re^*_{rhéo}$), de la sonde Viscoprobe (Re^*_{VPint}) - nombres de Reynolds du malaxeur.

Ces valeurs indiquent que les effets dynamiques sont potentiellement à prendre en compte dans les dépouillements.

3.4 Simulations des écoulements dans le malaxeur

Les simulations numériques visent deux objectifs. Nous souhaitons dans un premier temps de capturer les motifs de l'écoulement d'un fluide à seuil dans la configuration expérimentale, c'est-à-dire lorsque la sonde remplace une pale du train valseur du malaxeur planétaire. Dans second temps, nous étudions l'effet perturbateur sur le champ de vitesse d'une sonde placée entre le racleur et le train valseur. C'est le cas des sondes Bi-MFM.

Les champs de contrainte σ , les champs de pression P et les champs de vitesse \vec{v} dans le malaxeur durant le malaxage du béton frais sont déterminés numériquement à l'aide du code de calcul FloMix (voir chapitre 2, section 2.4).

L'ordinateur utilisé pour les simulations numériques est un Dell Précision T5400 Intel Xeon E5410 de 2,83GHz avec 8 processeurs. Le compilateur fortran est g95. Toutes les simulations numériques ont été réalisées avec un pas de temps $\Delta t = 10^{-3}$ s et un pas spatial uniforme $\Delta x = 1/256$.

3.4.1 Configurations analysées numériquement

Le malaxeur à bétons est modélisé en simplifiant le problème 3D en un problème plan. En effet, la galette de béton dans le malaxeur a une hauteur d'environ 20 cm pour un diamètre de 2,2 m. Le choix de simulation 2D présente entre autres l'avantage d'un temps de calcul compatible avec la réalisation d'un nombre important de configurations analysées. Par ailleurs, des simulations 3D ne serait pas beaucoup plus réalistes à moins de considérer du glissement aux parois (y compris sur le fond de cuve) et des effets de surfaces libres. Or, un code prenant en compte de telles conditions en présence d'objets mobiles dans un fluide non-newtonien reste à développer.

Toutes les configurations de malaxage considérées sont ainsi représentées en deux dimensions, avec une paroi verticale circulaire, des pales et un racleur en rotation modélisés par des rectangles et une sonde modélisée par un disque. Le fluide adhère à la paroi externe et aux objets en mouvement.

La configuration modélisant la configuration lors des expérimentations, avec la sonde remplaçant une pale dans le train valseur est montrée sur les figures 3.16a. Le racleur tourne à la vitesse angulaire sans dimension $\omega_1 = 1$, avec un centre de rotation placé au centre du malaxeur. Le mouvement de double rotation (planétaire) a une vitesse angulaire sans dimension $\omega_2 = 3,7$.

Pour le propos de l'analyse numérique trois autres configurations sont utilisées. La configuration 3.16b correspond à un positionnement de la sonde Viscoprobe seule dans le malaxeur. La configuration 3.17a permet d'étudier le malaxeur sans sonde. L'ajout d'une sonde entre le racleur et le train valseur dans le malaxeur correspond à la configuration 3.17b. Pour une partie des tests, les sondes Bi-MFM sont positionnées dans une configuration inspirée par la position proposée dans la figure 3.17b.

La longueur caractéristique de la modélisation géométrique est le rayon du malaxeur. Les effets d'inertie ne sont pas investigués lors de nos simulations, Re_{malaxeur} étant fixé à 1. Dans les expérimentations, le nombre de Reynolds du malaxeur évoluent entre 7 et 44 pour le ratio

de vitesse de malaxage le plus faible (10%) et entre 72 et 440 pour la vitesse de malaxage nominale (voir le tableau 3.6).

On cherche en effet à détecter les motifs d'écoulement dus aux effets plastiques. Le comportement rhéologique du fluide testé est de type Bingham. Les effets de plasticité sont étudiés en faisant varier le nombre de Bingham du malaxeur de 0 à 100. Cette plage couvre les nombres de Bingham du malaxeur dans les expérimentations qui évoluent entre 3 et 60 pour le ratio de vitesse de malaxage le plus faible (10%) et entre 0,3 et 6 pour la vitesse de malaxage nominale (voir le tableau 3.6).

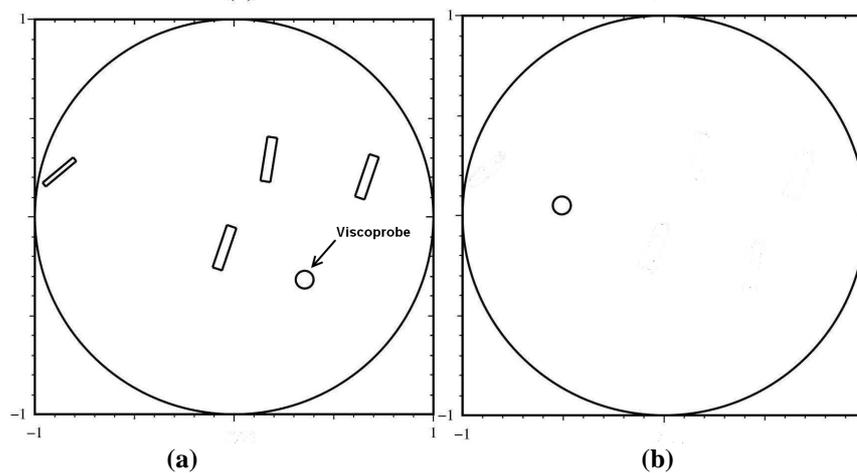


Figure 3.16 (a) Configuration du malaxeur avec la sonde dans le train valseur et (b) configuration avec sonde seule (sans pales de malaxage)

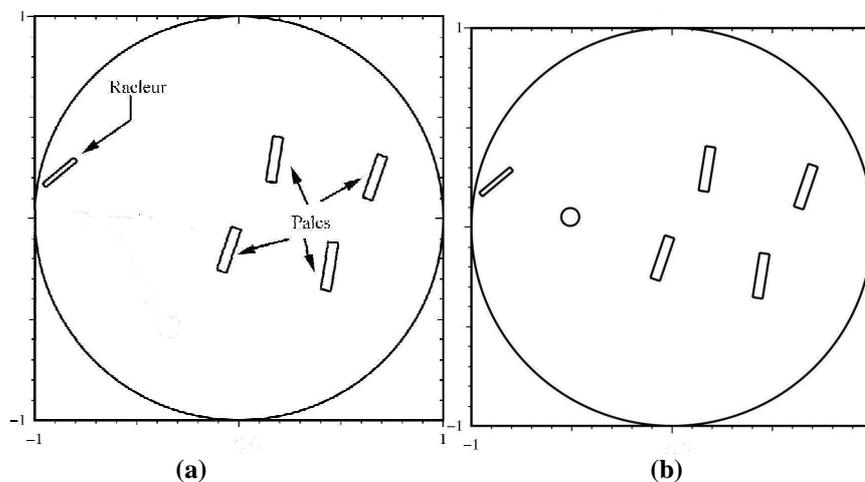


Figure 3.17 (a) Configuration du malaxeur sans sonde et (b) configuration en rajoutant une sonde entre le racleur et le train valseur

3.4.2 Etude des motifs d'écoulement

Pour l'analyse des motifs d'écoulement dans la configuration de malaxage simulant les conditions expérimentales (avec la sonde dans le train valseur, figure 3.16a), on représente d'une part, $\sqrt{u_x^2 + u_y^2}$ – intensité du champ de vitesse \vec{u} – et les lignes de courant (figure 3.18) et d'autre part, le taux de déformation (figure 3.19). Les simulations sont réalisées pour des nombres de Bingham du malaxeur Bi_{malaxeur} allant de 0 à 100. Les figures 3.18 à 3.20 représentent les résultats pour ces valeurs extrêmes.

Nous observons un écoulement du matériau qui s'organise dans le sens d'un transport par les pales. Ce phénomène est d'autant plus fort que le nombre de Bingham est élevé. Les lignes de courant deviennent parallèles entre elles pour des fluides caractérisés par un fort nombre de Bingham. D'autre part, plus Bi_{malaxeur} est élevé, plus les zones de vitesses nulles sont étendues. Ceci est manifeste par exemple proche de la paroi extérieure du malaxeur planétaire (figures 3.18b).

Nous constatons que la sonde implantée à la place d'une pale se trouve au sein d'une zone où l'écoulement est localisé (voire fortement localisé lorsque le seuil de cisaillement devient important) et où le cisaillement est important (figures 3.18 et 3.19). Des effets d'interaction entre les différents objets fixes ou en mouvement sont ainsi identifiés. Tous ces éléments sont discutés dans la suite du mémoire.

Les mêmes structures d'écoulement sont constatées, d'ailleurs, pour les simulations dans la configuration du malaxeur sans sonde (figure 3.20). La présence de la sonde n'est pas de nature à changer la structure de l'écoulement.

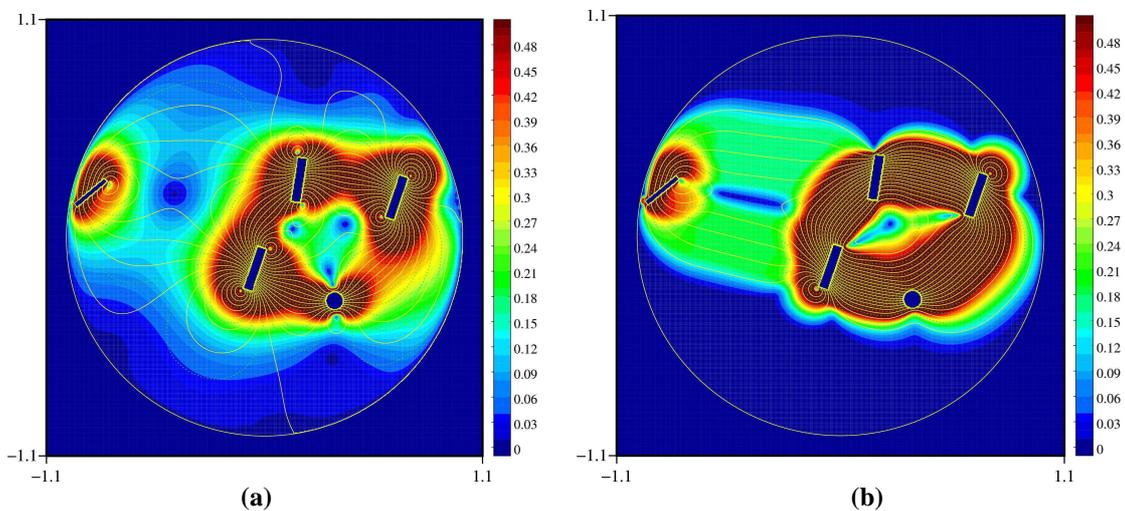


Figure 3.18 Intensité de la vitesse pour un nombre de Bingham $Bi_{\text{malaxeur}} = 0$ (a) et $Bi_{\text{malaxeur}} = 100$ (b) dans la configuration 3.16a

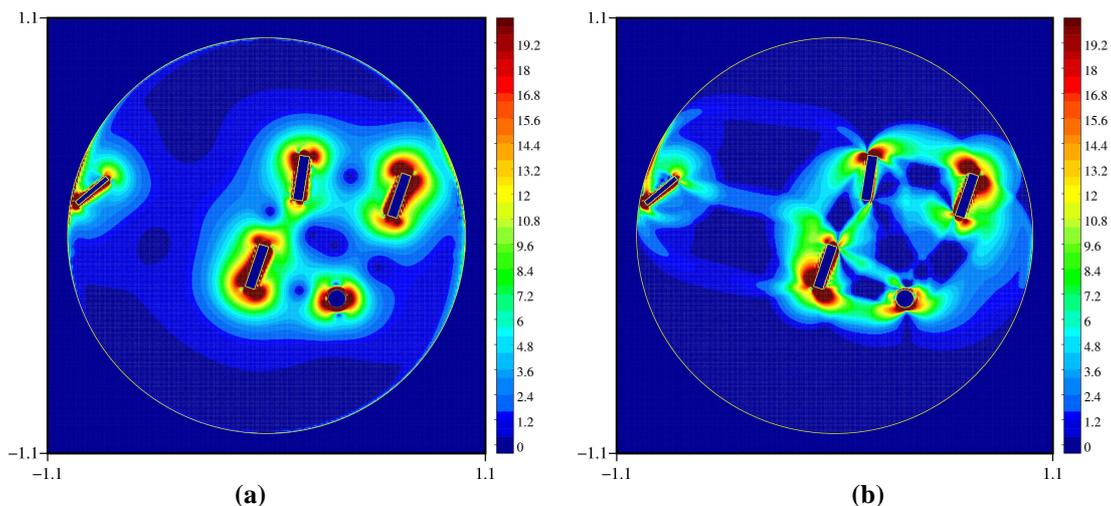


Figure 3.19 Intensité du taux de cisaillement pour un nombre de Bingham $Bi_{\text{malaxeur}} = 0$ (a) et $Bi_{\text{malaxeur}} = 100$ (b) dans la configuration 3.16a

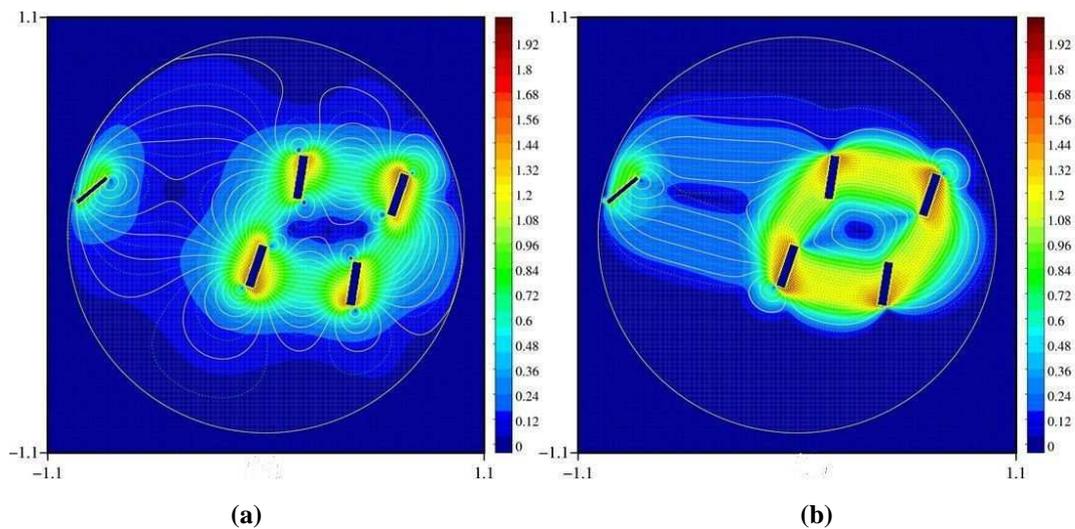


Figure 3.20 Intensité de la vitesse adimensionnée de la vitesse du racleur avec les lignes de courant $Bi_{\text{malaxeur}} = 0$ (a) et $Bi_{\text{malaxeur}} = 100$ (b) dans la configuration 3.17a

3.4.3 Effet de la sonde Viscoprobe sur le champ de vitesse

Le champ de vitesse « sonde seule » est simulé lorsque la sonde Viscoprobe se déplace dans la cuve du malaxeur planétaire en l'absence des autres pales, en mouvement circulaire simple (configuration de la figure 3.17a). Les figures 3.21a et 3.21b représentent les champs de vitesse « sonde seule » pour des nombres de Bingham $Bi_{\text{malaxeur}} = 0$ et $Bi_{\text{malaxeur}} = 100$, respectivement.

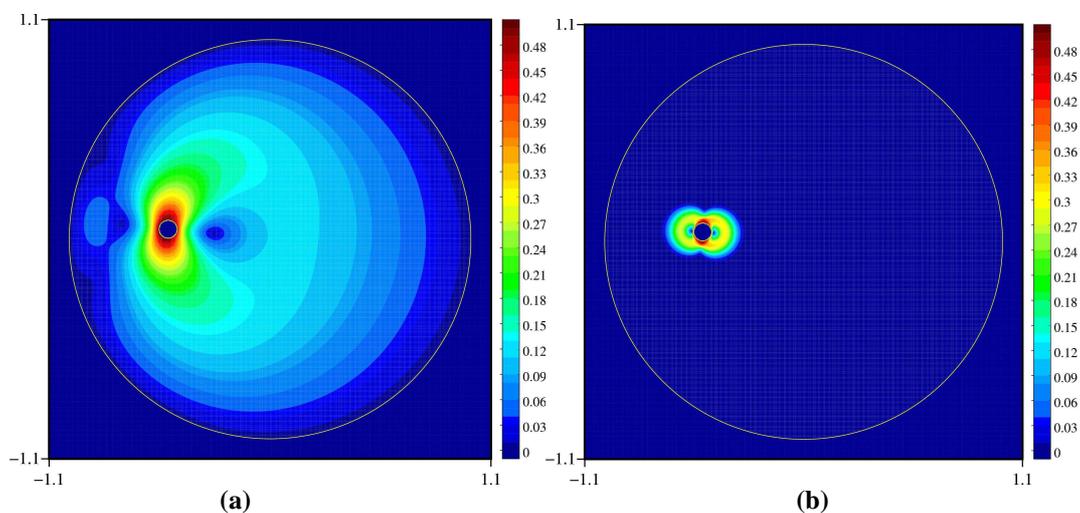


Figure 3.21 Intensité de la vitesse autour de la sonde Viscoprobe seule pour $Bi_{\text{malaxeur}} = 0$ et $Bi_{\text{malaxeur}} = 100$

Dans le cas de $Bi_{\text{malaxeur}} = 0$ (figure 3.21a), le mouvement circulaire « déforme » le champ de vitesse théorique correspondant à un mouvement rectiligne et uniforme dans un milieu infini.

Nous constatons néanmoins que la présence de la plasticité ($Bi_{\text{malaxeur}} = 100$) rend négligeable cet effet du mouvement circulaire. La sonde Viscoprobe produit un champ de vitesse qui se limite à une zone très confinée autour de la sonde. Ainsi, l'écoulement obtenu autour de la sonde Viscoprobe pour de forts seuils (figure 3.21b) peut être comparé avec des résultats présentés dans la littérature dans des conditions de mouvement classique (rectiligne

uniforme). Le champ de vitesses identifié dans notre cas possède les mêmes formes caractéristiques que celle proposées théoriquement et analytiquement par Adachi et Yoshioka [1973] ou numériquement par Beris *et al.* [1985]. La forme obtenue par Ansley et Smith [1967] semble correcte mais il manque les pointes rigides aux pôles. Ceci semble s'expliquer par le fait qu'ils aient étudié des fluides purement plastiques.

Dans un deuxième temps, nous analysons l'effet perturbateur de la sonde sur un champ de vitesse du malaxeur agité (avec les pales de malaxage). Pour ceci, nous comparons le champ de vitesse dans le malaxeur sans sonde - désigné par v_{malaxeur} et dont des résultats ont été présentés dans le paragraphe précédent - avec le champ de vitesse lorsque la sonde est ajoutée dans le malaxeur sans retirer de pales - désigné par $v_{\text{sonde+malaxeur}}$.

Nous quantifions la perturbation du champ de vitesse par la sonde en définissant le paramètre ε :

$$\varepsilon = \left\| \frac{v_{\text{sonde+malaxeur}}}{v_{\text{malaxeur}}} - 1 \right\|$$

Le paramètre définit la limite au-delà de laquelle la perturbation induite par la sonde est considéré comme négligeable (avec une tolérance fixé ici à $\varepsilon = 0,1$). Il apparaît que la forme de la zone d'influence de la sonde est d'autant plus complexe que le nombre de Bingham est élevé.

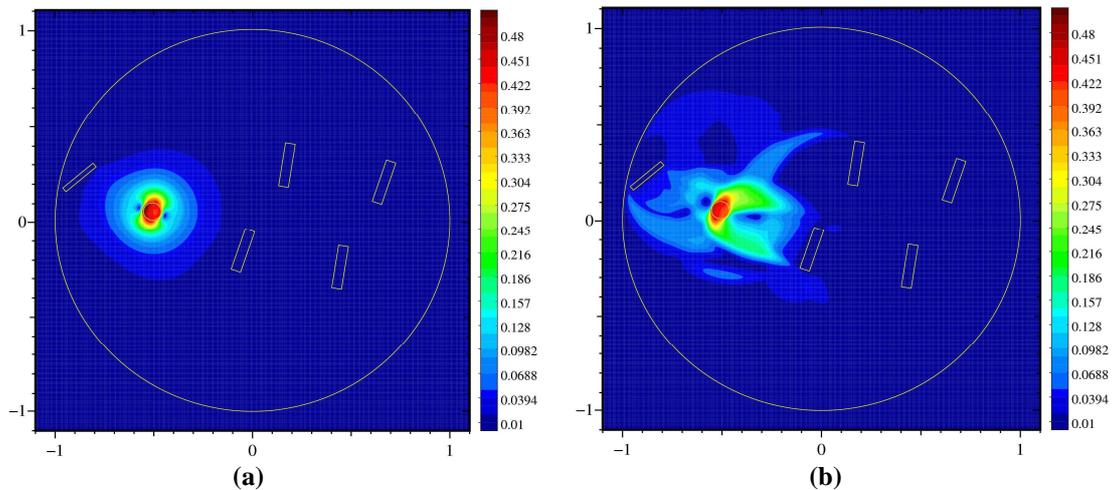


Figure 3.22 Intensité de la perturbation autour de la sonde Viscoprobe pour $Bi_{\text{malaxeur}} = 0$ et $Bi_{\text{malaxeur}} = 100$

Dans le cas newtonien ($Bi_{\text{malaxeur}} = 0$), le motif de perturbation peut en première approximation être considéré comme une ellipse tandis que dans le cas de matériaux plastiques ($Bi_{\text{malaxeur}} = 100$), il semble que le champ de vitesse au bord de la zone d'influence tout comme la forme de ce bord sont plus complexes quelque soit la configuration de la sonde (figure 3.22). La modélisation de ces géométries paraît difficile. Nous constatons cependant des structures en forme de « fer à cheval ». Les zones perturbées étant attirées vers les pales en mouvement. Plus ces pales en mouvement sont proches de la sonde, plus l'amplitude de la perturbation dans ces structures semble importante. Une analyse plus complète est présentée par Mokéddem *et al.* [2009]. Nous retenons ici seulement l'effet réduit et éminemment local de la présence de la sonde sur le champ de vitesse dans le malaxeur.

CHAPITRE 4 ANALYSES

4 Analyses

L'objectif de ce chapitre est de déterminer une méthode pour la mesure de la rhéologie du béton dans le malaxeur, à l'aide de la sonde Viscoprobe, en s'appuyant sur les données expérimentales présentées dans le chapitre précédent. Pour atteindre cet objectif, qui est par ailleurs celui de la thèse, des étapes intermédiaires sont nécessaires.

Nous allons commencer par déterminer une relation reliant la force de trainée, la vitesse et les paramètres rhéologiques dans le cas spécifique de la sonde Viscoprobe. Cette première partie du chapitre fini par une vérification de cette relation sur un modèle réduit utilisant des matériaux modèle.

L'utilisation de cette relation pour des mesures rhéologiques en ligne nécessite la connaissance des motifs d'écoulement dans le malaxeur. La deuxième partie du chapitre est alors dédiée à l'étude de la cinématique dans le malaxeur, en analysant des résultats de simulations numériques 2D et expérimentaux.

La description de l'écoulement dans le malaxeur permet la détermination des vitesses entre la sonde et le béton lors de nos mesures. Cette démarche et les résultats obtenus font l'objet de la troisième partie de ce chapitre.

Enfin, le chapitre fini par la détermination d'une méthode de mesure rhéologique dans le malaxeur. Les mesures en ligne sont comparées aux paramètres rhéologiques obtenus à l'aide du rhéomètre à bétons de référence.

4.1 Relation entre la force de trainée, la vitesse et la rhéologie

Dans cette première partie de l'analyse des résultats nous discutons la relation entre la force de trainée mesurée, la vitesse et la rhéologie du fluide testé en lien avec les conditions expérimentales mises en œuvre, avec l'objectif d'obtenir une expression simple mais adaptée aux caractéristiques de l'écoulement généré au sein du malaxeur. Une expression est retenue et utilisée dans la suite du chapitre pour identifier les propriétés rhéologiques des bétons testés.

La force de Stokes reste la relation la plus simple reliant la force de trainée visqueuse à la vitesse et à la viscosité du fluide :

$$F = \lambda \mu_{\text{fluide}} V_{\text{Visco}} R_{\text{Visco}} \quad (4.1)$$

Le domaine de validité de cette relation (synthèse bibliographique - chapitre 1.2.1) est confronté ci-dessous aux conditions réelles d'écoulement dans le malaxeur, sur la base des données bibliographiques, d'une analyse numérique 2D et d'une analyse des données expérimentales.

Nous pouvons lister les particularités de l'écoulement dans le malaxeur et les développements que nous allons faire, en suivant les grandeurs physiques intervenant dans l'équation (4.1) :

- Le terme de viscosité μ_{fluide} fait référence à un fluide newtonien. Cependant le béton a une rhéologie plus complexe. Nous allons discuter dans ce chapitre l'effet de la plasticité dans l'hypothèse d'une modélisation de type Bingham, et des écarts du comportement lorsque de très faibles niveaux de cisaillement sont en jeu (loi de

Carreau). Par ailleurs, le foisonnement du béton (entraînement d'air) dans le malaxeur produit une variation de sa rhéologie par rapport à un béton compacté. L'effet sur la mesure de la force de trainée dans le malaxeur sera discuté sur la base des données expérimentales.

- Le coefficient λ est égal à 6π pour le cas d'un écoulement Stokes (écoulement d'un fluide newtonien à faible Re autour d'une sphère en milieu infini). Des corrections peuvent lui être apportées compte tenu d'une part, des effets de paroi y compris due à la nature granulaire du fluide immergeant, et d'autre part, suite à la forme de l'objet immergé et de la présence de la surface libre. La valeur de ce coefficient sera également discutée sur la base des données expérimentales obtenues avec un modèle réduit.
- La proportionnalité entre la force de trainée et la vitesse est valable à faibles nombres de Reynolds. Dans nos conditions d'écoulement, des effets dynamiques sont à prendre en considération. Nous proposons un facteur correcteur, sur la base des données bibliographiques, dont la pertinence sera discutée. En outre, l'agitation dans le malaxeur provoque des vagues à la surface libre du béton. Des éléments de caractérisation de ce phénomène sont donnés dans ce chapitre.
- L'effet de l'agitation dans le malaxeur est également de modifier la vitesse relative entre la sonde et le béton, alors que la vitesse dont on dispose est celle de la sonde par rapport au malaxeur. Le chapitre 4.2 est consacré à l'analyse de la cinématique dans le malaxeur, après une analyse numérique et de données expérimentales. Une description de cette cinématique permet sa prise en compte dans la détermination en ligne des paramètres rhéologiques (chapitre 4.3).
- D'autres paramètres (comme la taille de l'objet immergé ou son adhérence au fluide) ne seront pas analysés explicitement dans ce travail, mais on garde à l'esprit leur influence potentielle.

4.1.1 Facteurs correcteurs dans l'expression de la force de trainée

4.1.1.1 Effets plastiques

Classiquement en présence de fluide non newtonien, la viscosité du fluide utilisé dans l'expression de la force de trainée est remplacée par une viscosité apparente μ^* . Ceci nécessite de connaître la relation entre le taux de cisaillement local et la vitesse de la sonde Viscoprobe. Nous allons considérer l'hypothèse d'Ansley et Smith [1967] (paragraphe 1.2.3) qui, dans le cas de la sonde Viscoprobe, s'exprime:

$$\dot{\gamma} = k_1 (Re, Bi) \frac{V_{Visco}}{R_{Visco}}$$

Ceci se traduit par la mise évidence de la plasticité par l'apparition d'un second terme dans la force de trainée :

$$F = \lambda V_{Visco} R_{Visco} \mu_{pl}(\dot{\gamma}) + \frac{\chi}{k_1} \tau_0 R_{Visco}^2 \quad (4.2)$$

Avec $\chi = 2\lambda$ le coefficient caractérisant le comportement plastique. Suivant la bibliographie (Ansley et Smith [1967]) le paramètre k_1 est fixé à 1,1.

4.1.1.2 Comportement à faibles vitesses

Le comportement rhéologique du béton à des faibles taux de cisaillement s'éloigne d'un comportement de type Bingham (par exemple figure 4.1). Ce phénomène peut être mieux décrit par exemple par une loi sans seuil par exemple celle proposée par Carreau [Carreau, 1972]). Dans le cas de la force de trainée, ceci se traduit par des valeurs de force qui peuvent être plus faibles que celles anticipées à partir d'une valeur de seuil de cisaillement identifiée avec un modèle de Bingham. Les mesures rhéométriques réalisées sur nos bétons autoplaçants, montrent une limite en vitesse de cisaillement d'environ $0,1 \text{ s}^{-1}$, en dessous de laquelle un comportement de type Carreau peut être ajusté. Une vitesse limite de sonde correspondant à cette transition serait alors à prendre également en considération. Une autre lecture consiste à voir dans la courbe d'écoulement l'effet d'un cisaillement critique en dessous duquel l'écoulement présente des instabilités.

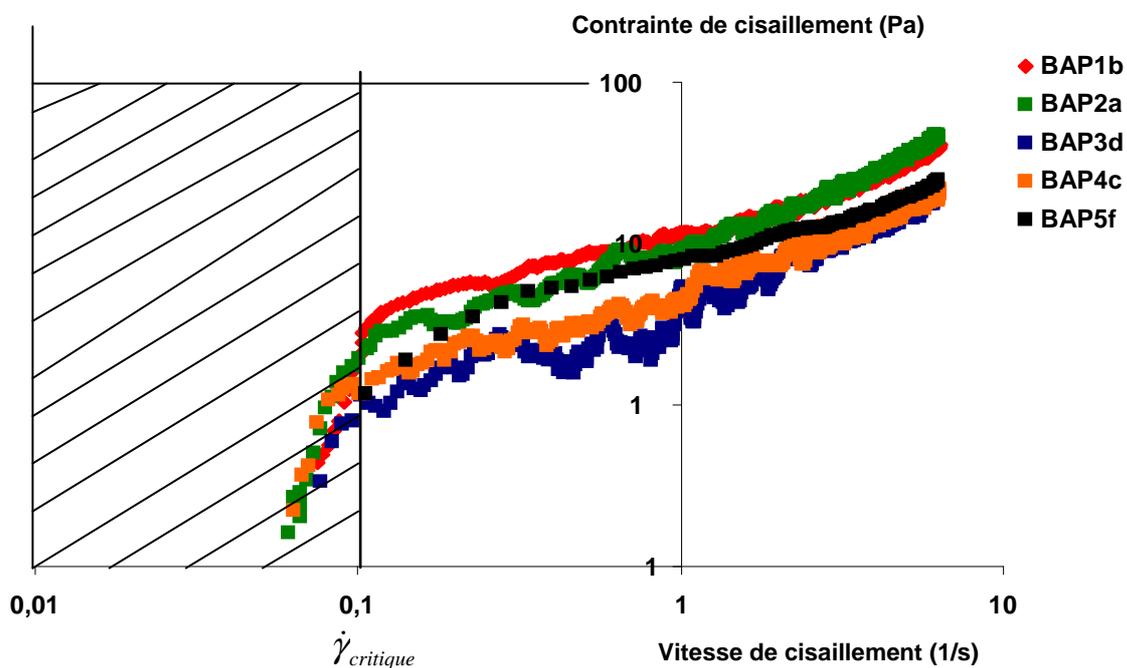


Figure 4.1 Mise en évidence d'une vitesse de cisaillement limite sur les points d'investigation BAP1b, BAP2a, BAP3d, BAP4c et BAP5f

4.1.1.3 Foisonnement du béton

De manière générale, la structure du béton pendant le malaxage, en état foisonné, est très différente de celle du béton frais à l'état plus compacté pendant la mise en place après transport. La comparaison de la rhéologie mesurée dans le malaxeur et sur un échantillon préalablement consolidé, est délicate. C'est probablement une raison principale de limiter l'utilisation des mesures rhéologiques dans le malaxeur aux bétons autoplaçant, pour lesquels il est plus facile de considérer des états comparables du béton dans le malaxeur et lors de la mise en œuvre. Dans le chapitre 4.3, nous allons présenter des résultats montrant que la mesure de la rhéologie dans le malaxeur sous-estime considérablement la rhéologie en rhéomètre pour des bétons vibrés.

4.1.1.4 Effets du taux de remplissage

Le taux de remplissage affecte la force de trainée mesurée d'une part, par le changement de la distance de la sonde à la surface libre et d'autre part, par la surface de la zone immergée de la sonde.



Figure 4.2 Remplissage du béton dans le malaxeur : 1000 L (a) et 600 L (b)

Tant que la sonde est suffisamment immergée dans le béton, nous pouvons espérer que les modifications de l'effort de trainée restent modérées (figure 4.2a). Ceci n'est pas le cas lorsque le taux de remplissage du malaxeur est de 60 %, au repos. La partie sphérique de la sonde n'est alors pas complètement immergée dans le béton (figure 4.2b). La figure 4.3 indique le niveau du béton pour divers remplissages du malaxeur par rapport à la sonde Viscoprobe.

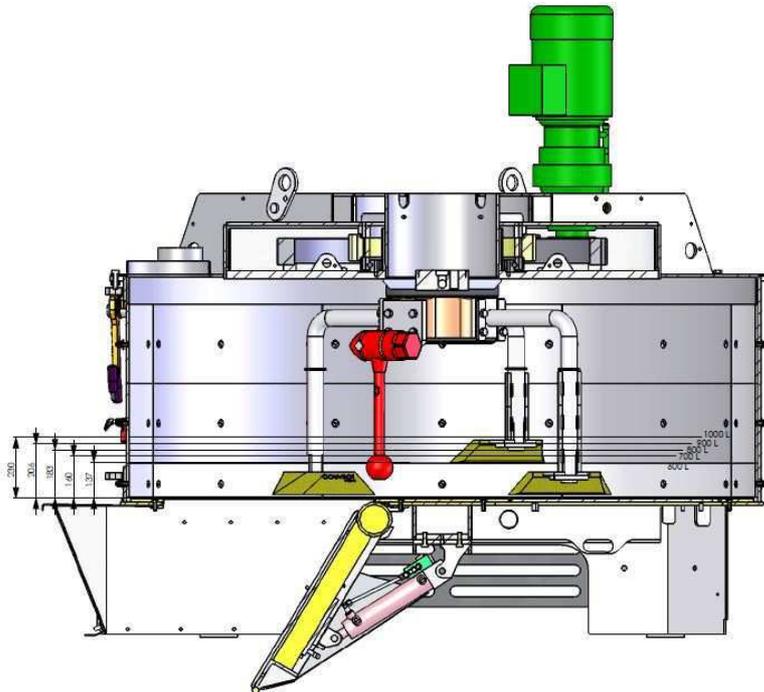


Figure 4.3 Schéma du remplissage du béton dans le malaxeur

Dans un premier niveau d'analyse, nous considérons que les forces de trainée mesurées à 800 L et à 600 L doivent être diminuées d'un facteur de correction f_C par rapport à celui à 1000 L. Ce facteur de correction peut être évalué à partir des surfaces projetées de la partie immergée de la sonde Viscoprobe aux différents remplissages à l'arrêt du malaxeur (figure 4.4).

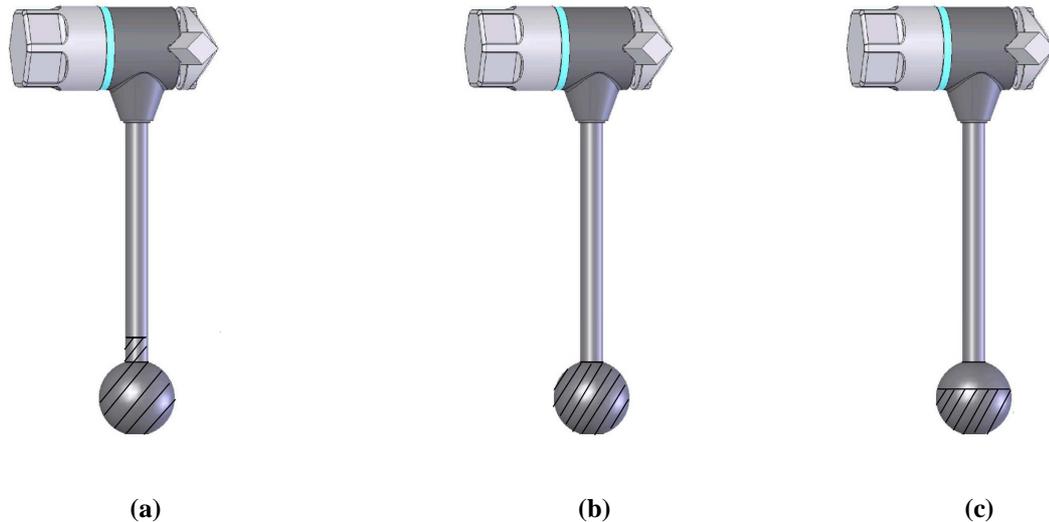


Figure 4.4 Surface de la sonde Viscoprobe immergée dans le béton pour les différents remplissages 1000L (a) ; 800 L (b) et 600 L (c)

La surface projetée de la partie immergée de la sonde calculée à 1000 L notée S_{1000L} s'élève à 7732 mm^2 . Celles à 800 L noté S_{800L} est de 6372 mm^2 et à 600 L noté S_{600L} s'élève à 4658 mm^2 .

Par conséquent, le facteur de correction à 600 L est $f_{C600L} = S_{1000L}/S_{600L} = 1,66$ et le facteur de correction à 800 L est $f_{C800L} = S_{1000L}/S_{800L} = 1,21$.

Néanmoins, lorsque le malaxeur est en marche, la surface libre du béton est fortement perturbée. Par expérience, et par visualisation directe, on observe que le béton s'accumule autour de l'étoile de malaxage. Le niveau d'immersion de la sonde est donc, en moyenne, plus fort pendant le malaxage qu'à l'arrêt. Ces facteurs correcteurs sont donc à prendre avec précaution.

4.1.1.5 Effets de parois rigides

Le volume de béton dans le malaxeur est borné par des parois rigides: le fond de cuve et la paroi cylindrique verticale. Pour la prise en compte de leur effet sur l'amplitude de la force de traînée, on utilise des références bibliographiques sur l'effet de paroi unilatérale.

Considérons d'abord l'effet du fond de cuve situé à 5 cm du bas de la sonde. Le coefficient λ ($6\pi R_{\text{Visco}}$ pour l'écoulement Stokes, R_{Visco} étant le rayon de la sphère équivalente à la sonde Viscoprobe) serait corrigé par un coefficient que nous noterons $k_{\text{Faxén}}$ ou k_{Brenner} (travaux de Faxén [1921]) et de Brenner [1961] présentés dans le chapitre 1).

La relation de Faxén est :

$$F = \frac{1}{1 - \frac{9R_{\text{Visco}}}{16l} + \frac{R_{\text{Visco}}^3}{8l^3} - \frac{45R_{\text{Visco}}^4}{256l^4} - \frac{R_{\text{Visco}}}{16l^5}} 6\pi\mu R_{\text{Visco}} V_{\text{Visco}} = k_{\text{Faxén}} 6\pi R_{\text{Visco}} \mu V_{\text{Visco}}$$

où l est la distance entre le centre de la sonde Viscoprobe et la paroi. Dans notre application, $k_{\text{Faxén}}$ s'élève à 1,38.

La relation de Brenner est :

$$F = 6\pi\mu R_{\text{Visco}} V_{\text{Visco}} \left(1 + \frac{9R_{\text{Visco}}}{8l} \right) = 6\pi\mu R_{\text{Visco}} V_{\text{Visco}} k_{\text{Brenner}}$$

Dans notre application, le coefficient k_{Brenner} s'élève à 1,56.

Le calcul de l'influence de la paroi verticale est évalué de la même manière. La distance l correspondante à la position de la sonde au plus proche de cette paroi est de 40 cm. Par conséquent, l'effet du « cerclage » conduit à un coefficient $k_{\text{Faxén}}$ de 1,07 et à un coefficient k_{Brenner} qui vaut 1,14.

Par conséquent, nous considérons dans la suite que la force de trainée est augmentée par l'effet du fond de cuve d'un coefficient de 1,4 à 1,55. Deuxièmement, nous gardons en esprit une amplification d'environ 10% de la force de trainée, à la position extérieure de la sonde. Ces effets peuvent être compensés en partie par la surface libre. Ceci nous rend prudents quant à leur application directe.

4.1.1.6 Effet de voûtes du milieu granulaire

La sonde Viscoprobe est un capteur local. Elle est perturbée par les phénomènes qui se déroulent à petite échelle notamment à celle des granulats. A l'échelle locale, proche du fond de cuve, les granulats peuvent s'organiser en réseau pour former des voûtes s'opposant à l'avancement de la sonde et perturbant le signal enregistré. Compte-tenu du ratio entre la taille des granulats (6/10 mm) et la distance entre la sonde et le fond de la cuve (50 mm) ce phénomène est probable (figure 4.5a), avec une amplification également dues à la forme anguleuse des granulats.

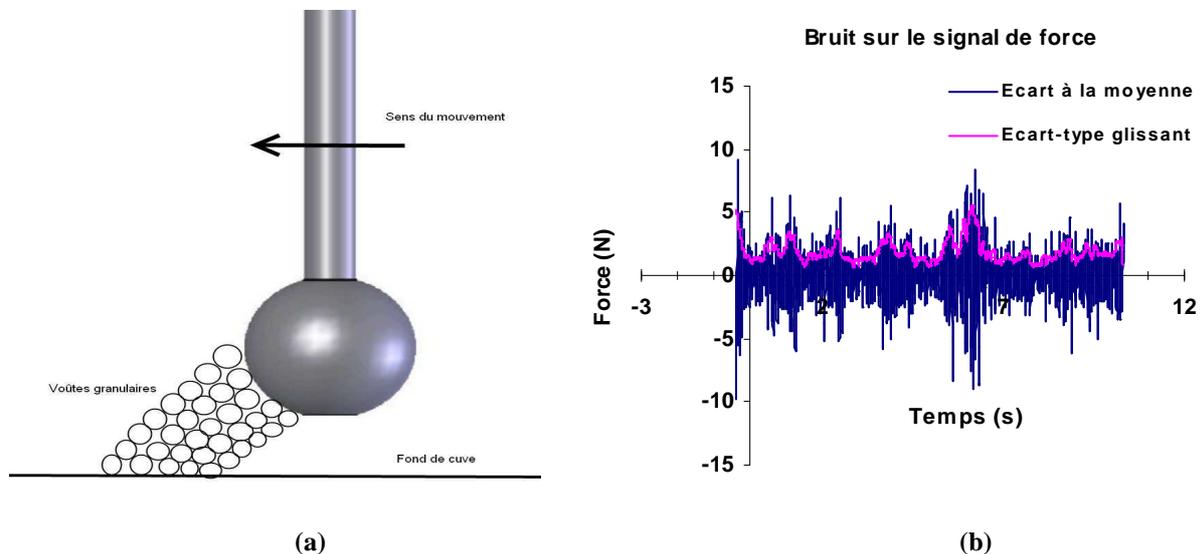


Figure 4.5 Phénomènes de voûtes granulaires (a) évolution de l'écart à la moyenne et de l'écart type glissant pour le point d'investigation BAP1d à la vitesse nominale (b).

Le graphique de la figure 4.5b représente les fluctuations de la mesure par la sonde Viscoprobe par rapport à un signal moyenné sur dix mesures successives. Ces fluctuations correspondent, probablement en grande partie, à des effets de voûtes en construction et destruction permanente. Une mesure du niveau de fluctuations est l'écart type de fluctuations successives représentées sur la figure 4.4b. On constate que cet écart type varie très peu entre

les différents points d'investigations rhéologiques. On ne considère dans cette analyse que les points de fabrications utilisant la carte avec un signal stable électriquement (BAP1 et BAP2). Ceci confirme le lien de ces fluctuations à la granularité du béton et à sa compacité granulaire, qui sont sensiblement les mêmes pour nos points d'investigations (tableau 4.1).

Formule	Moyenne écart-type (N) 100%	Moyenne écart-type (N) 75%	Moyenne écart-type (N) 50%	Moyenne écart-type (N) 25%	Moyenne écart-type (N) 10%
BAP1a	2,01	1,14	1,05	0,55	0,35
BAP1b	1,89	1,16	1,07	0,56	0,36
BAP1c	1,82	1,10	1,01	0,60	0,37
BAP1d	1,88	1,12	1,10	0,56	0,37
BAP1e	1,94	1,01	1,09	0,55	0,37
BAP1f	1,99	1,04	0,95	0,53	0,29
BAP2a	2	1,05	0,93	0,54	0,29
BAP2b	1,91	0,99	0,93	0,48	0,27
BAP2c	2,12	0,95	0,86	0,42	0,27

Tableau 4.1 Moyenne des écarts-types des fluctuations pour les vitesses relatives du malaxeur pour les fabrications BAP1 et BAP2.

Sur la figure 4.6, nous avons représenté la moyenne de l'écart-type des fluctuations en fonction des vitesses de rotation du malaxeur. Nous constatons une linéarité (coefficient de corrélation de 0,99) entre la moyenne de l'écart-type des fluctuations et la ratio de vitesse de malaxage (sauf pour le ratio de vitesse de malaxage $\xi = 0,75$).

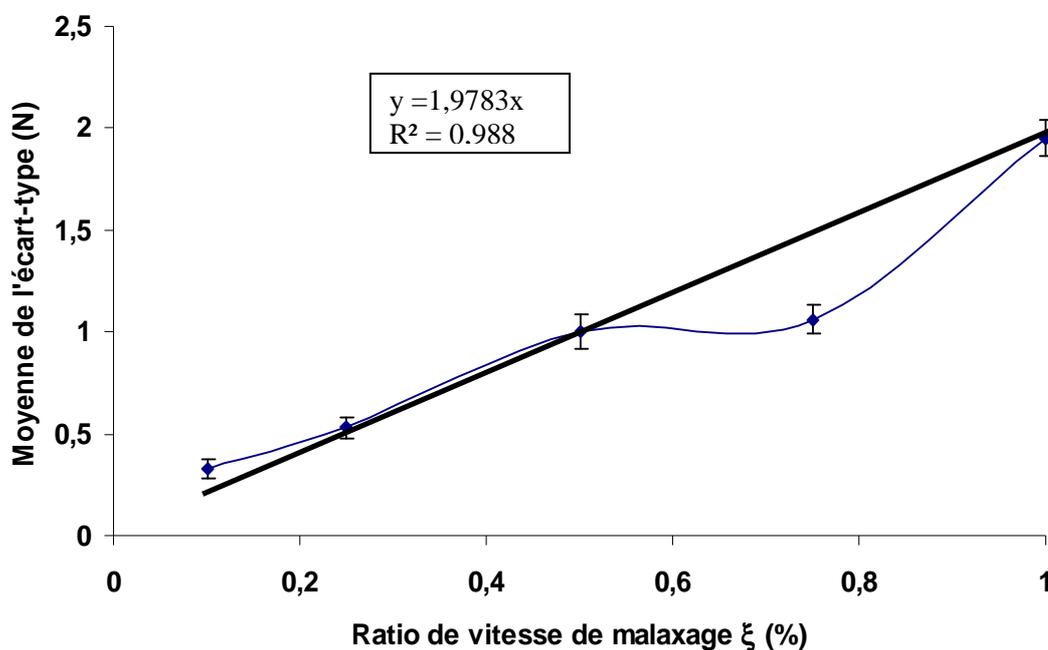


Figure 4.6 Moyenne de l'écart-type en fonction du ratio par rapport à la vitesse nominale de rotation du malaxeur (%)

4.1.1.7 Vagues à la surface libre

Les bétons autoplaçants ont un comportement fluide. L'agitation dans le malaxeur produit des vagues à la surface libre du béton. Une mise en évidence de ce phénomène est observée sur la figure 4.7 qui représente la transformée de Fourier sur le signal brut de la sonde Viscoprobe. La fréquence la plus représentée est celle de la rotation du train valseur (0,614 Hz). Le phénomène de vagues peut expliquer quant à lui les harmoniques de la fréquence du train valseur.

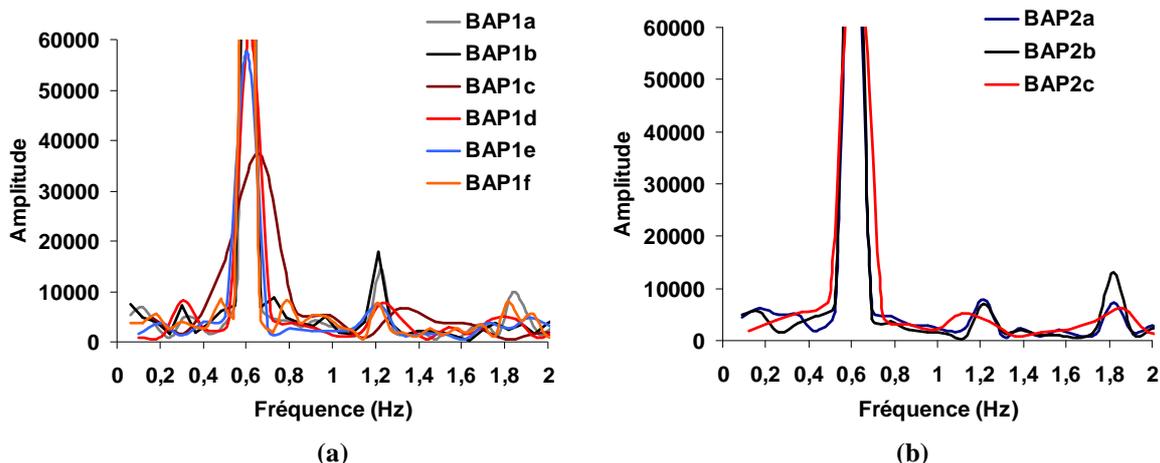


Figure 4.7 Transformée de Fourier du signal brut de la fabrication BAP1 à 100 % (a) et BAP2 à 100 % de la vitesse nominale (b)

4.1.1.8 Effets dynamiques

Pour les conditions expérimentales de la sonde Viscoprobe, les nombres de Reynolds apparents locaux sont donnés pour la vitesse nominale du malaxeur dans le tableau 3.6 (chapitre 3). A la vitesse nominale, les plages des nombres de Reynolds apparents maxima et minima sont comprises respectivement entre 5,2 et 30,3 (avec une moyenne de 15,6) ainsi qu'entre 2,5 à 15,1 (avec une moyenne de 7,8). A 75 %, 50 %, 25 % et 10 %, les nombres de Reynolds apparents décroissent proportionnellement. Pour ce niveau de nombres de Reynolds apparents, nous proposons de corriger l'équation (4.1) en considérant la relation semi-empirique de Schiller et Nauman [Schiller et Nauman, 1935]. Nous en déduisons la formule suivante :

$$F = \lambda \mu^* R_{\text{Visco}} V_{\text{Visco}} k_{\text{dyn}}$$

avec $k_{\text{dyn}} = (1 + 0,15 \text{Re}^{*0,687})$

Toutefois la relation de Schiller et Nauman a été établie pour des fluides newtoniens. Dans le cas de notre fluide, un béton autoplaçant, deux facteurs sont à prendre en considération :

- la plasticité a tendance à réduire l'effet dynamique. On peut rappeler que, pour des écoulements de fluide à seuil pure, il n'existe pas de recirculation malgré un nombre de Reynolds élevé. Par exemple, dans le cas des les points d'investigation BAP5c et BAP5e, les nombre de Reynolds apparents sont grands (de l'ordre de 30) et les nombres de Bingham sont faibles (de l'ordre de 2). Cet effet dynamique est donc le plus marqué dans le cas des bétons

autoplaçants fluides alors que pour les autres points d'investigations il l'est probablement moins. Le nombre de Bingham maximal autour de la sonde s'élève à 30. Cette valeur laisse penser que des recirculations de fluide peuvent être induites dans l'écoulement.

- la recirculation derrière la sonde Viscoprobe (tourbillons) est a priori limitée à une zone de taille comparable à la taille des granulats. Par conséquent, nous nous attendons à ce que, dans le cas des bétons testés, il n'y ait pas de recirculation, ou bien que cette recirculation soit bridée par la présence des granulats.

D'autre part, en limitant l'analyse de la rhéologie en ligne à des ratios de vitesse ξ de 50 %, 25 % et 10 % (comme cela sera fait dans le chapitre 4.3), les nombres de Reynolds maxima sont réduits de ce qui limite les effets dynamiques.

Le comportement réel de la sonde Viscoprobe dans le béton autoplaçant se situerait donc entre un comportement linéaire avec la vitesse et un comportement donné par la formule empirique de Schiller et Nauman. Ces deux limites de comportement seront comparées sur nos résultats expérimentaux (chapitre 4.3).

4.1.1.9 Vitesse de la sonde Viscoprobe

La vitesse qui intervient dans l'expression de la force de trainée est la vitesse de la sonde par rapport au béton (notée $V_{\text{sonde/béton}}$) alors que notre expérimentation permet de connaître la vitesse de la sonde par rapport au malaxeur (notée $V_{\text{sonde/malaxeur}}$). La vitesse de la sonde par rapport au béton s'exprimant selon :

$$V_{\text{sonde/béton}} = V_{\text{sonde/malaxeur}} - V_{\text{béton/malaxeur}}$$

Il est nécessaire de connaître la cinématique dans le malaxeur. Une étude destinée à décrire l'écoulement dans le malaxeur fait l'objet du chapitre 4.2. Dans le chapitre 4.3, nous verrons l'influence de la cinématique en la négligeant dans un premier temps puis en en tenant compte dans un second temps.

4.1.2 **Expression retenue de la force de trainée**

Compte tenu de ces discussions, nous proposons de considérer l'expression suivante reliant la force de trainée à la vitesse et à la rhéologie :

$$F = k_{dyn} k_{Faxén} \lambda V_{Visco} R_{Visco} \mu_{pl}(\dot{\gamma}) + \frac{k_{dyn} k_{Faxén} \chi}{k_1} \tau_0 R_{Visco}^2$$

$$F = \lambda^* V_{Visco} R_{Visco} \mu_{pl}(\dot{\gamma}) + \chi^* \tau_0 R_{Visco}^2 \quad (4.3)$$

Le second terme est retenu afin de tenir compte de la plasticité du béton frais. Les effets dynamiques et de paroi sont pris en compte dans cette formule par l'utilisation de coefficients notés k_{dyn} et $k_{Faxén}$. La constante k_1 est une constante d'Ansley et Smith dépendant des nombres de Bingham et de Reynolds que nous fixerons à 1. Les coefficients λ et χ incluent les contributions de forme de la partie immergée et de surfaces libres. Les coefficients notés λ^* et χ^* prennent en compte l'ensemble de ces contributions.

4.1.3 Validation de la relation retenue pour la force de trainée sur maquette

Une validation de la relation retenue pour la force de trainée est réalisée en utilisant une maquette en modèle réduit (figure 4.8). La maquette a les mêmes caractéristiques dimensionnelles que la sonde Viscoprobe et utilise des fluides étalons à différents taux de remplissages. La sphère de la maquette est placée à 50 mm pour prendre en considération les effets de fond. Les effets de parois verticales ne sont par contre pas reproduits. Ces remplissages sont équivalents aux remplissages de béton dans le malaxeur. Le diamètre de la sphère est de 40,5 mm.

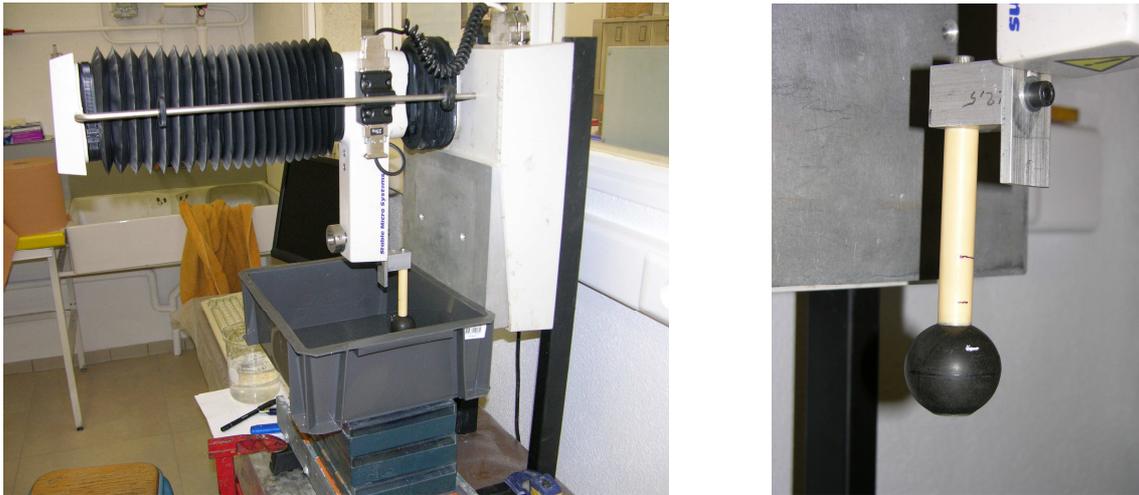


Figure 4.8 Schéma du dispositif expérimental de la maquette de la sonde

L'objectif est d'estimer expérimentalement les coefficients λ^* et χ^* correspondant à la sonde Viscoprobe. En utilisant la relation donnée en bibliographie permettant d'intégrer de la plasticité dans la force de trainée en remplaçant la viscosité du fluide par une viscosité apparente, nous obtenons :

$$F = \lambda^* V_{maquette} R_{maquette} \mu_{pl}(\dot{\gamma}) + \chi^* \tau_0 R_{maquette}^2 \quad (4.4)$$

4.1.3.1 Détermination du coefficient χ^*

Le travail pour déterminer le coefficient χ^* par expérimentation sur maquette utilise un fluide à seuil : le carbopol dont le seuil a été mesuré préalablement au rhéomètre (figure 4.9). Le seuil du carbopol s'élève à 23,5 Pa.

Le nombre de Reynolds Re est de l'ordre $4,5 \cdot 10^{-9}$. Cette expérience est réalisée pour différents hauteurs de la couche de fluide, qui correspondent en proportion aux niveaux de béton dans le malaxeur aux remplissages de 600, 800 et 1000 L.

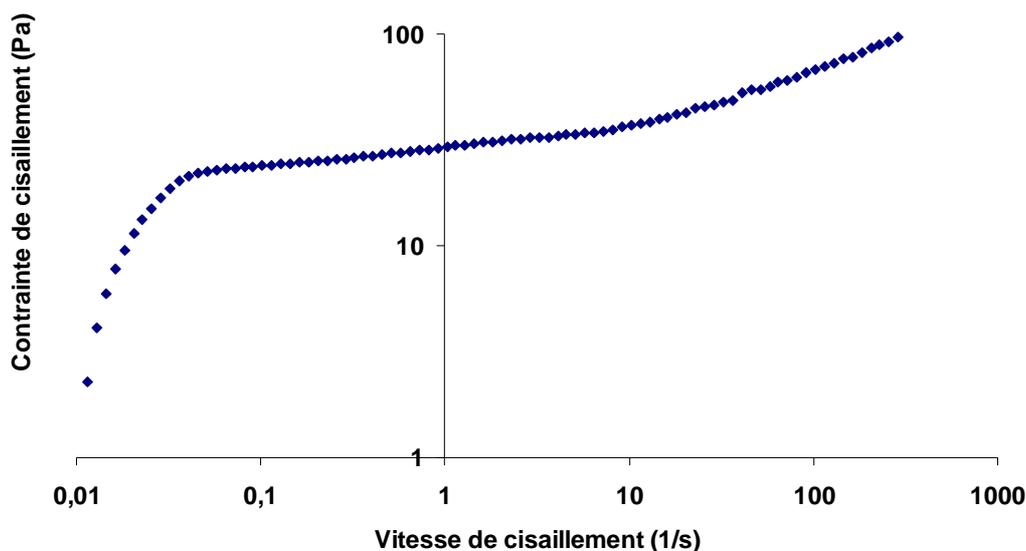


Figure 4.9 Rhéogramme du carbopol – seuil mesuré 23,5 Pa

Nous déterminons la valeur stabilisée de l'effort de traînée de la sonde dans le fluide pour une vitesse de 0,01 mm/s durant une course de 30 mm.

$$F_{\chi^*} = \chi_{maquette} * \tau_0 D_{car}^2 \quad (4.5)$$

Dans la relation nous faisons intervenir le seuil de cisaillement τ_0 et une dimension caractéristique du contexte de l'écoulement D_{car} . Nous prenons en considération ici, trois dimensions caractéristiques possibles : le rayon de la sphère de la maquette noté $R_{maquette}$, la hauteur immergée de la sonde notée h_{imm} et la hauteur de la couche de fluide dans le bac notée h . Dans le tableau 4.2, nous donnons les valeurs du coefficient $\chi_{maquette}^*$ en fonction du remplissage et de l'hypothèse sur la dimension caractéristique. Nous observons que lorsque la dimension caractéristique est la hauteur de la couche de fluide, le coefficient $\chi_{maquette}^*$ ne dépend plus du taux de remplissage. Ce n'est pas le cas dans les deux autres hypothèses. Le coefficient de variation de $\chi_{maquette}^*$ pour les trois remplissages en utilisant le rayon $R_{maquette}$ est de 46,7 %, en utilisant h_{imm} de 22,7 % et en utilisant h de 2,6 %.

Nous concluons que dans la géométrie de notre écoulement, la hauteur de la couche de fluide est la longueur caractéristique qu'il faut prendre en considération, aussi bien dans l'expression de la force de traînée à faible Re , que dans le calcul du taux de cisaillement autour de la sonde (formule de type Ansley et Smith [1967]).

Remplissage équivalent	Effort	Coefficient $\chi_{maquette}^*$	Coefficient $\chi_{maquette}^*$	Coefficient $\chi_{maquette}^*$
(L)	(N)	$D_{car} = R_{maquette}$	$D_{car} = h_{imm}$	$D_{car} = h$
600	0,44	$14,5\pi$	$4,8\pi$	$1,94\pi$
800	0,8	$26,4\pi$	$3,7\pi$	$1,97\pi$
1000	1,2	$39,6\pi$	3π	$1,87\pi$

Tableau 4.2 Coefficient $\chi_{maquette}^*$ en fonction du taux de remplissage et de l'hypothèse sur la dimension caractéristique

4.1.3.2 Détermination du coefficient λ^*

La viscosité du fluide de référence sélectionné, du miel, mesurée préalablement au rhéomètre (figure 4.10) est de 11,8 Pa.s.

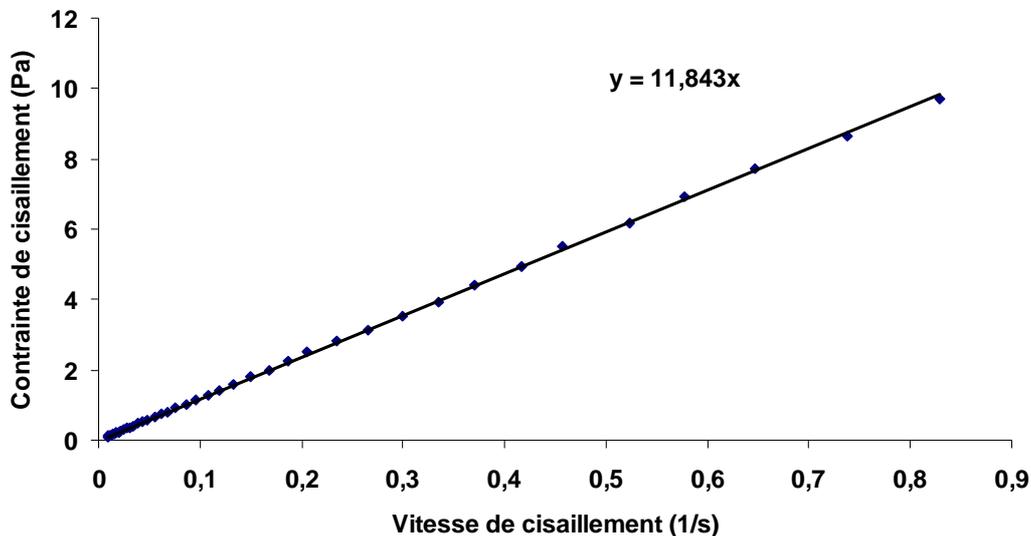


Figure 4.10 Rhéogramme du miel – viscosité mesurée 11,8 Pa.s

La sonde est déplacée dans le fluide avec trois vitesses de maquette $V_{maquette}$, 1, 5 et 10 mm/s, pour une course de 150 mm. Les nombres de Reynolds Re pour ces vitesses sont compris entre $5 \cdot 10^{-2}$ et $5 \cdot 10^{-3}$. Nous prenons la valeur stabilisée de l'effort mesurée, après le démarrage de la sonde. Cette force est utilisée pour déterminer le coefficient $\lambda_{maquette}^*$ à partir de la relation :

$$F_{\lambda^*} = \lambda_{maquette}^* \mu D_{car} V_{maquette} \quad (4.6)$$

Les valeurs de la force dans les différentes configurations sont données dans le tableau 4.3.

Vitesse (mm/s)	remplissage équivalent (L)	Effort (N)	Coefficient $\lambda_{maquette}^*$ $D_{car} = R_{maquette}$	Coefficient $\lambda_{maquette}^*$ $D_{car} = h_{imm}$	Coefficient $\lambda_{maquette}^*$ $D_{car} = h$
1	600	0,0095	$1,26\pi$	$1,45\pi$	$4,62\pi$
	800	0,0129	$1,72\pi$	$0,65\pi$	$4,69\pi$
	1000	0,0146	$1,94\pi$	$0,54\pi$	$4,23\pi$
5	600	0,0493	$6,57\pi$	$7,55\pi$	$4,79\pi$
	800	0,0674	$8,98\pi$	$3,37\pi$	$4,91\pi$
	1000	0,0774	$10,31\pi$	$2,86\pi$	$4,48\pi$
10	600	0,0979	$6,52\pi$	$7,49\pi$	$4,76\pi$
	800	0,1330	$8,86\pi$	$6,66\pi$	$4,84\pi$
	1000	0,1514	$10,08\pi$	$5,60\pi$	$4,38\pi$

Tableau 4.3 Coefficient $\lambda_{maquette}^*$ en fonction du taux de remplissage et de l'hypothèse sur la dimension caractéristique pour les trois vitesses considérées

Nous observons une relation linéaire entre la force de trainée et la vitesse à chaque niveau de remplissage de la cuve (figure 4.11). Ce constat valide la linéarité de la relation entre la vitesse et la force de trainée, à ce niveau de nombre de Re , dans notre géométrie d'écoulement.

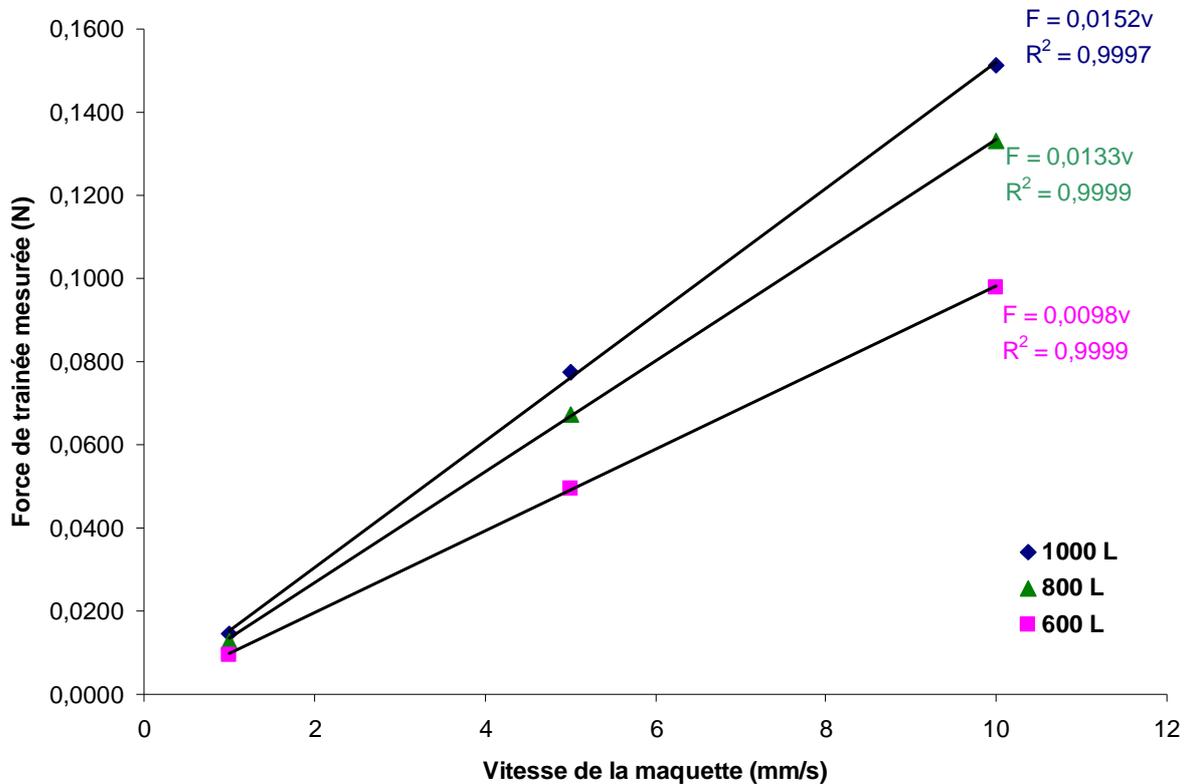


Figure 4.11 Forces de trainée mesurée par la maquette en fonction de la vitesse

Comme dans le cas de l'étude du coefficient $\chi_{maquette}^*$ plusieurs dimensions caractéristiques peuvent être considérées. Les coefficients $\lambda_{maquette}^*$ déterminés en considérant le rayon de la sphère de la maquette noté $R_{maquette}$, la hauteur immergée de la sonde notée h_{imm} et la hauteur de la couche de fluide dans le bac notée h , sont données dans le tableau 4.3. Comme précédemment, c'est la hauteur de couche fluide h qui semble être le bon choix pour la dimension caractéristique. En effet, les coefficients de variations de $\lambda_{maquette}^*$ pour l'ensemble des remplissages en utilisant le rayon R est de 22 %, en utilisant h_{imm} de 55 % et en utilisant h il s'élève à 4,6 %.

4.2 Description de l'écoulement dans le malaxeur

L'objet de cette partie de chapitre est de décrire l'écoulement dans le malaxeur afin de pouvoir le prendre en considération pour évaluer la vitesse relative entre la sonde et le béton (équation 4.3).

Dans une première étape, la cinématique du fluide dans le malaxeur est étudiée numériquement pour différents seuils de plasticité: $Bi_{malaxeur} = 0, 1, 10, 32, 64$ et 100 pour $Re_{malaxeur} = 1$ (les effets d'inertie sont négligés). Dans les figures 4.12 à 4.15, nous représentons le ratio de l'intensité de la vitesse par rapport à l'intensité de la vitesse du racleur avec les lignes de courant. La figure 4.13 représente également le ratio entre le taux

de déformation dans le malaxeur et le taux de déformation du racleur pour un nombre de Bingham $Bi_{\text{malaxeur}} = 10$.

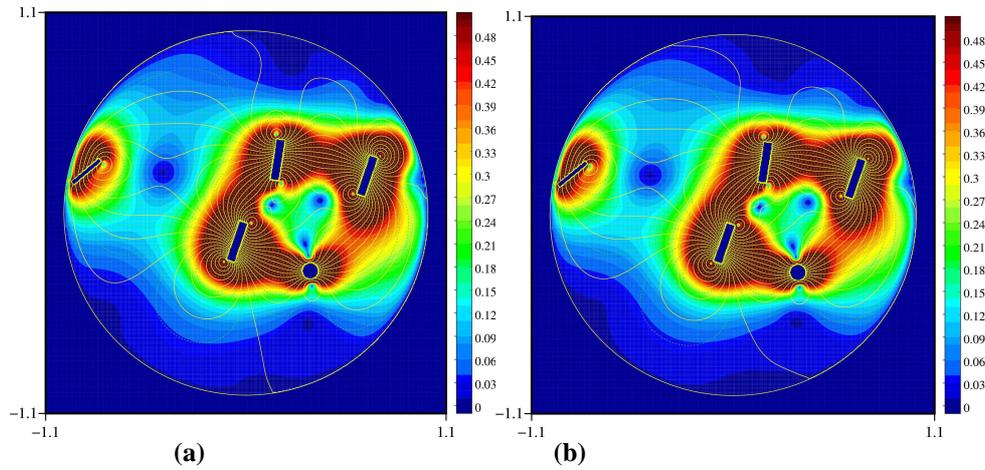


Figure 4.12 Intensité de la vitesse adimensionnée par la vitesse du racleur avec les lignes de courant pour un $Bi_{\text{malaxeur}} = 0$ (a) et $Bi_{\text{malaxeur}} = 1$ (b)

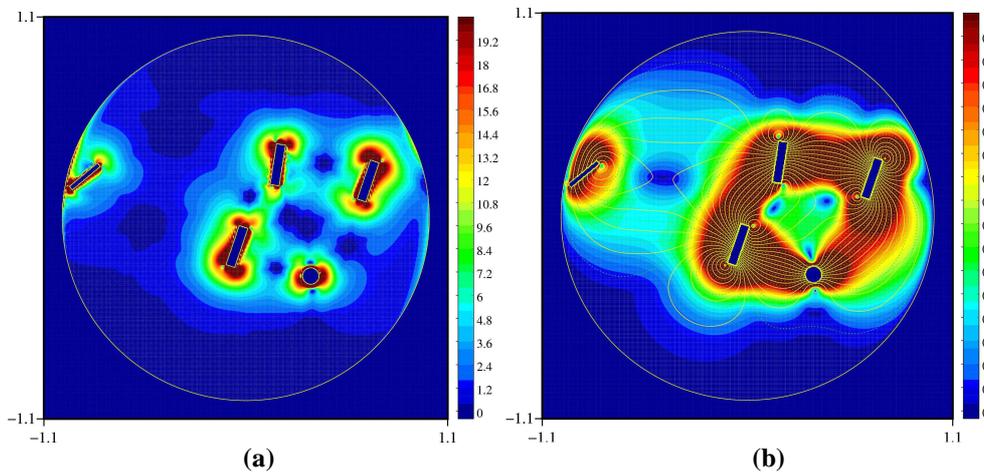


Figure 4.13 Intensité du taux de déformation adimensionnée par le taux de déformation du racleur (a) et intensité de la vitesse adimensionnée par la vitesse du racleur avec les lignes de courant pour un $Bi = 10$ (b)

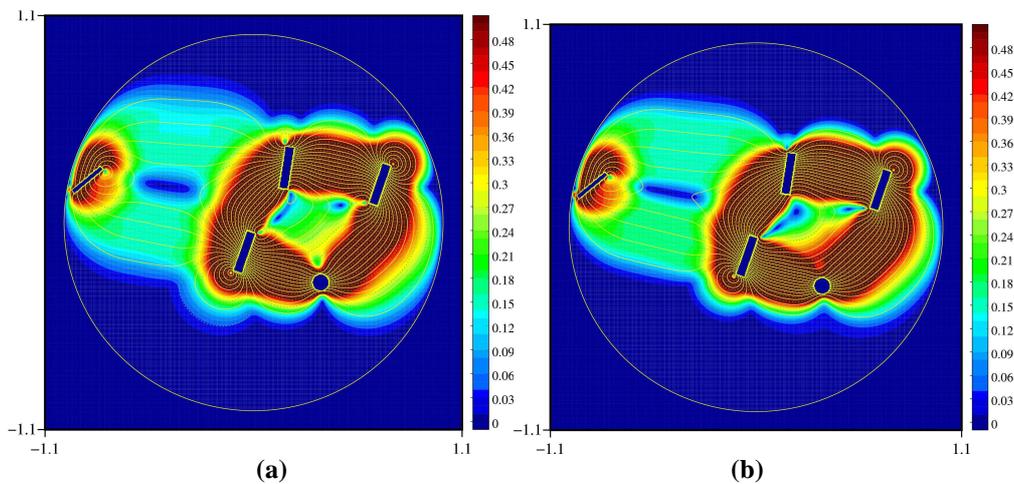


Figure 4.14 Intensité de la vitesse adimensionnée par la vitesse du racleur avec les lignes de courant pour un $Bi = 32$ (a) et $Bi = 64$ (b)

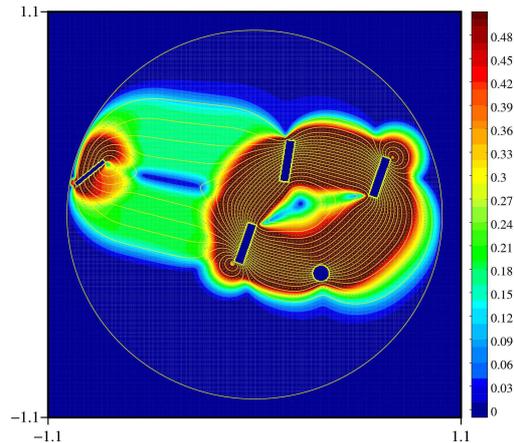


Figure 4.15 Intensité de la vitesse adimensionnée par la vitesse du racleur avec les lignes de courant pour un $Bi = 100$

La présence d'un flux de matière qui s'organise entre le racleur et le train valseur est observée (figures 4.12 à 4.15). L'intensité de ce flux de matière augmente avec le nombre de Bingham. Par ailleurs, plus le nombre de Bingham est grand, plus le flux est localisé et prend la forme d'un conduit transportant la matière entre le racleur et le train valseur. L'effet de seuil se manifeste par la présence de zones rigides à l'intérieur de ce flux (figures 4.13a). Ce flux de matière est nommé par la suite flux d'« interaction » entre le racleur et le train valseur.

Un phénomène de transport est observé également à l'intérieur du train valseur. La création d'un anneau rigide de matériau entraîné par les pales en mouvement planétaire est montrée sur les figures 4.12 à 4.15. Nous nommerons ce flux de matière le flux d'« entrainement » dans le train valseur.

Dans un premier temps, nous allons nous focaliser sur le flux d'interaction entre le racleur et le train valseur puis dans un second temps nous étudierons le flux d'entrainement.

4.2.1 Flux d'interaction entre le racleur et le train valseur

4.2.1.1 Analyses numériques

L'écoulement semble organisé de la même manière que celui dans un conduit. Nous constatons que, pour les forts nombres de Bingham, le mouvement part du racleur en suivant une trajectoire circulaire et converge ensuite vers le train valseur selon une trajectoire linéaire (figure 4.15). La matière revient vers le racleur en effectuant le même type de trajectoire. L'arrivée et le départ de matière du train valseur semblent se réaliser sur des arcs de cercles. Quand le nombre de Bingham diminue, le rayon de courbure des parties ayant une trajectoire en arc de cercle augmente (figure 4.12). Lorsque le diamètre de courbure atteint la distance entre le racleur et le train valseur, les zones de trajectoires linéaires disparaissent. Plus le mouvement est étendu dans le malaxeur, plus l'intensité de la vitesse dans le flux est faible par rapport à la vitesse du racleur.

A cette étape de l'analyse, nous pouvons schématiser l'écoulement du béton lié à l'interaction entre le racleur et le train valseur. Le positionnement des sondes utilisées lors notre étude se trouve dans la zone d'influence de l'écoulement d'interaction, ce qui va conditionner leurs réponses. Leur position est présentée sur la figure 4.16 par trois disques, l'un dans le train

valseur (la sonde Viscoprobe), les deux autres étant les sondes Bi-MFM. Le racleur et les pales du train valseur sont représentés par des rectangles gris.

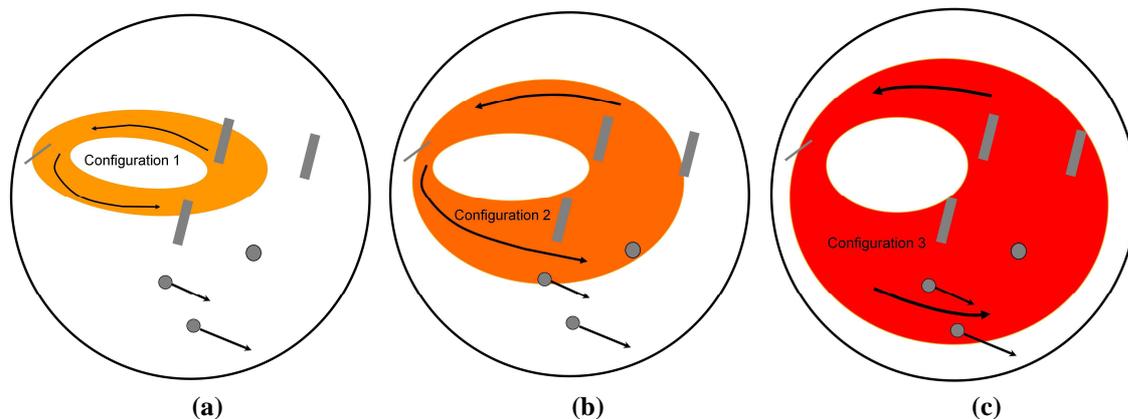


Figure 4.16 Schéma de principe du flux d'interaction dans le malaxeur : configuration 1 (a) ; configuration 2 (b) ; configuration 3 (c).

Suivant l'effet produit par le flux d'interaction sur les trois mesures de force de traînée mesurées dans le malaxeur, nous distinguons les trois configurations du flux d'interaction présentées dans la figure 4.16:

- La configuration 1, correspondant à des vitesses de rotation du malaxeur faibles (petit Re) ou à une forte plasticité (Bi élevé), génère un flux d'interaction resserré avec un faible diamètre de courbure (figure 4.16a), les sondes Bi-MFM ne sont *a priori* pas affectées par le flux d'interaction dans cette configuration,
- La configuration 2, correspondant à des vitesses intermédiaires ou des effets plastiques moyens (Re ou Bi moyens) sur la figure 4.16b, produit un flux plus ouvert avec une zone centrale à vitesse nulle (mouvement du béton en circuit), le diamètre de courbure augmente par rapport à la configuration 1, seules les sondes Viscoprobe et Bi-MFM intérieure sont affectées par cette configuration,
- La configuration 3 sur la figure 4.16c, correspondant à des vitesses de malaxages forts (Re élevé) ou des rhéologies faibles (Bi petit), crée un mouvement étendu dans le malaxeur; le diamètre de courbure est supérieur à la distance entre le racleur et le train valseur, les 3 sondes sont affectées par cette configuration.

Les figures 4.17 à 4.19 représentent l'intensité de la vitesse pour divers nombres de Bingham Bi_{malaxeur} (courbes rouges) dans une coupe verticale et diamétrale du malaxeur. Le diamètre du malaxeur est adimensionné. L'intensité des vitesses est adimensionnée par rapport à celle du racleur qui elle est de 0,5. La densité du béton est fixée à 1 dans les simulations numériques. L'axe des abscisses des figures suit la coupe du malaxeur allant de 0 (le point correspondant à la face de cuve gauche au droit du racleur) à 1 (pour le point correspondant à la face de cuve droite). Cet axe est discrétisé en 160 points correspondant à autant de tranches verticales. Cette coupe se positionne globalement à mi distance entre le racleur et le train valseur. Le flux de tranche à tranche est également tracé en vert sur le même graphique. Sur chacun de ces graphiques, deux pics d'intensité de vitesse sont observés. Ces pics sont caractéristiques des flux d'interactions et d'entraînement dans le malaxeur. Le premier pic est situé aux alentours de 0,45. Le second pic est lui situé à 0,75 environ. Ces deux pics caractérisent le flux d'entraînement du béton par les pales. Nous remarquons un phénomène

déjà observé : plus le nombre de Bingham Bi_{malaxeur} est élevée plus l'intensité de la vitesse est importante (donc plus le plug flow est important). Il apparaît que le flux d'interaction est prédominant jusqu'à un nombre de Bingham Bi_{malaxeur} de 10. Ensuite, c'est le flux d'entraînement qui prend de plus en plus d'importance lorsque le nombre de Bingham varie de 32 à 100. Plus le nombre de Bingham est élevé, plus la distance entre les deux pics est faible. On remarque également que les valeurs maximales de vitesse sont obtenues pour le pic situé le plus près du racleur. Cette différence, logique au regard du champ de vitesse généré par le mouvement épicycloïdal, est certainement amplifiée par le flux d'interaction entre le racleur et le train valseur qui va localement se cumuler à l'effet d'entraînement.

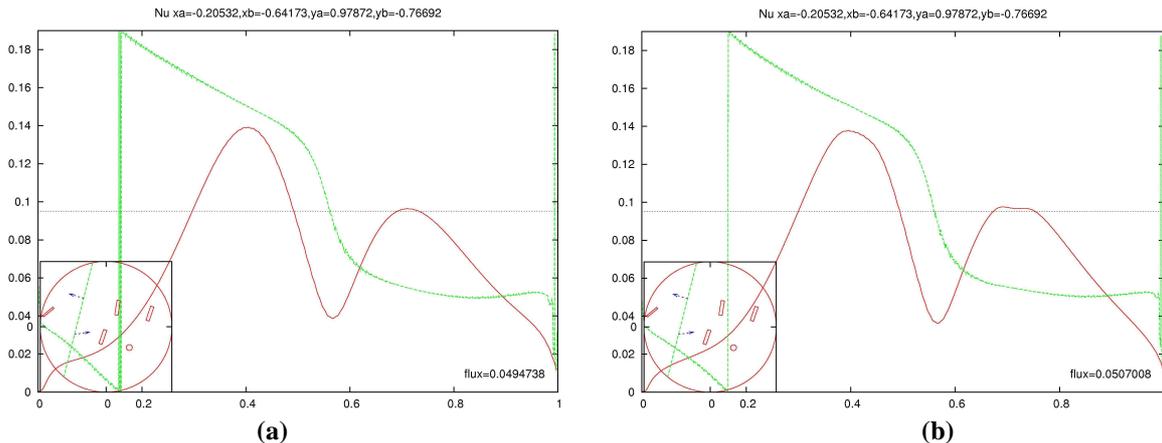


Figure 4.17 Coupe transversale de l'intensité de la vitesse (en rouge) et du flux (en vert) pour $Bi_{\text{malaxeur}} = 0$ (a) et $Bi_{\text{malaxeur}} = 1$ (b)

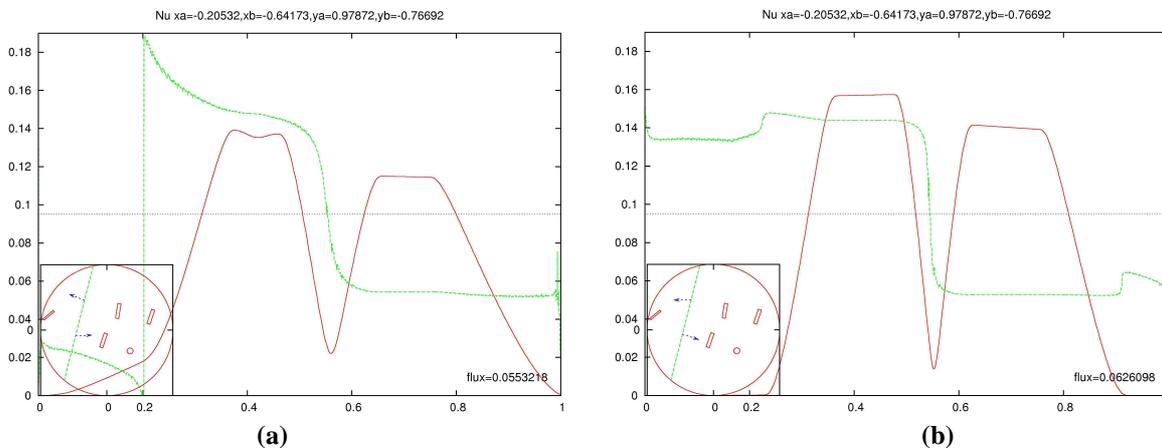


Figure 4.18 Coupe transversale de l'intensité de la vitesse (en rouge) et du flux (en vert) pour $Bi_{\text{malaxeur}} = 10$ (a) et $Bi_{\text{malaxeur}} = 32$ (b)

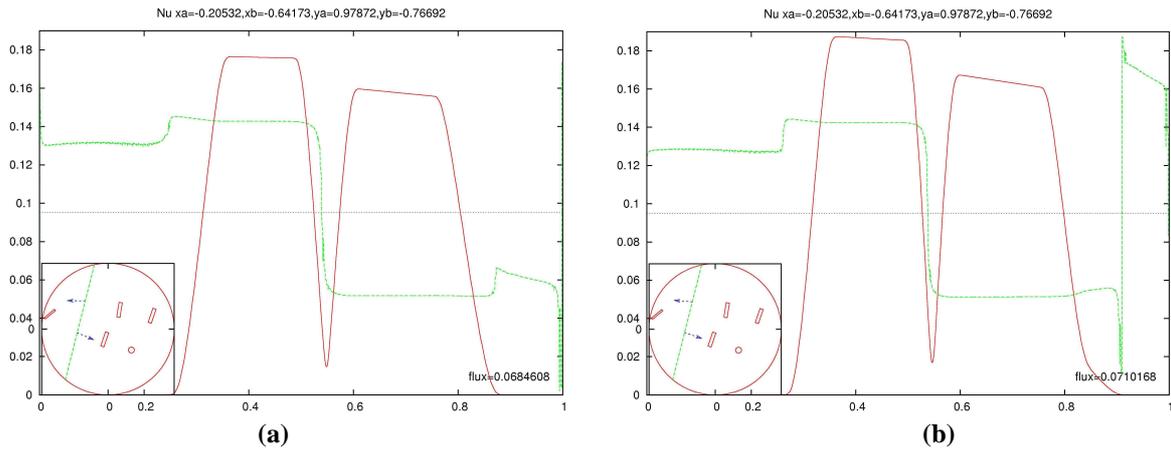


Figure 4.19 Coupe transversale de l'intensité de la vitesse (en rouge) et du flux (en vert) pour $Bi_{\text{malaxeur}} = 64$ (a) et $Bi_{\text{malaxeur}} = 100$ (b)

La figure 4.20 présente la relation entre le diamètre de courbure du flux d'interaction du matériau D_f normalisé par le diamètre du malaxeur D_m et le nombre de Bingham pour des Bi_{malaxeur} compris entre 10 et 100. Une fonction en puissance s'ajuste bien sur les cinq points résultants de l'analyse numérique (le coefficient de corrélation est de 0,98). Le diamètre du flux semble évoluer avec $Bi^{-1/20}$. Une extrapolation de cette tendance laisse présumer un diamètre de courbure du flux au départ du racleur qui approche le diamètre du malaxeur pour des nombres de Bingham Bi_{malaxeur} très faibles. Il existe un nombre de Bingham critique (de l'ordre de $Bi_{\text{malaxeur}} = 4$) pour lequel un écoulement bouchon apparaît.

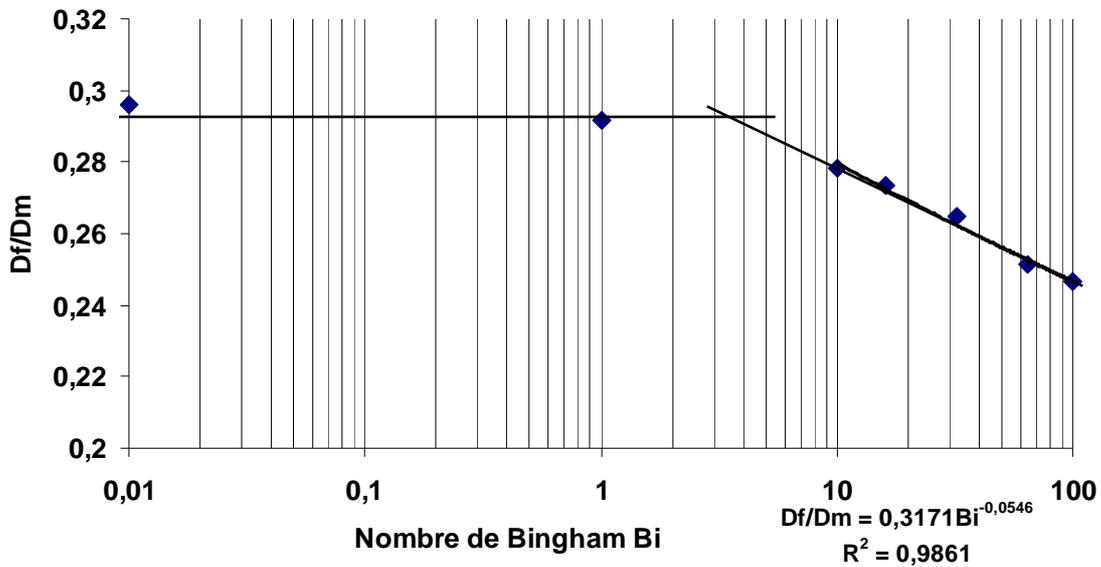


Figure 4.20 Variation du ratio du diamètre de courbure du flux D_f et du diamètre du malaxeur D_m en fonction du nombre de Bingham Bi

4.2.1.2 Analyse analytique

Une réflexion analytique peut également apporter des éléments de réflexion vis-à-vis de l'interaction entre le champ d'écoulement, le nombre de Reynolds Re_{malaxeur} et le nombre de Bingham Bi_{malaxeur} .

Nous déterminons les forces qui agissent sur un élément de volume de béton en mouvement (figure 4.21) dans le flux d'interaction partant du racleur.

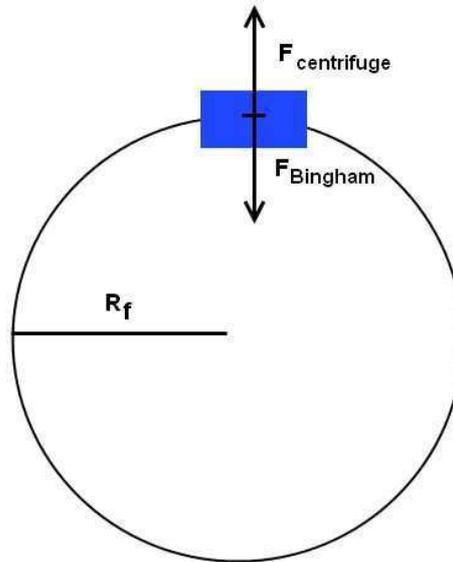


Figure 4.21 Forces agissant sur un élément de volume élémentaire de béton

Dans le cas présent et dans l'hypothèse d'un mouvement circulaire (de rayon de courbure R_f), la force centrifuge s'oppose à une force visqueuse de type Stokes qui impose le mouvement circulaire. Avec un raisonnement simplifié, (la vitesse radiale au mouvement est nulle), nous pouvons définir cette force centripète comme étant (toujours pour une sphère) :

$$F_{centripète} = 12\pi\tau_0 r^2 + 6\pi\mu_p r v_{radiale} = \frac{mv^2}{R_f} = F_{centrifuge} \quad (4.7)$$

Les termes r et v définissent respectivement la taille caractéristique de l'élément de volume de béton et sa vitesse.

Par conséquent :

$$12\pi\tau_0 r^2 = \frac{4\pi\rho v^2 r^3}{3R_f} \quad (4.8)$$

Soit

$$9 \frac{\tau_0}{\rho} = \frac{rv^2}{R_f} \quad (4.9)$$

Nous prenons comme hypothèse qu'au démarrage du flux de matière partant de la pale du racleur, la vitesse de l'élément de béton est comparable à la vitesse du racleur. De la même façon, sa taille caractéristique est comparable à la largeur du racleur. La vitesse v de l'élément de béton a pour donc expression :

$$v = R_m\omega_1 \quad (4.10)$$

avec R_m le rayon du malaxeur et ω_1 la vitesse de rotation du racleur.

Ainsi, en multipliant l'équation (4.9) par $\frac{\rho}{\mu\omega_1}$ nous obtenons:

$$\frac{\tau_0}{\mu\omega_1} = \frac{\rho r R_m^2 \omega_1}{9\mu R_f}$$

L'expression du rapport entre le rayon du malaxeur et le rayon de courbure de la trajectoire de l'élément de béton en fonction des nombres de Bingham et de Reynolds est retrouvée:

$$\frac{R_f}{R_m} = \frac{r \text{Re}_{\text{malaxeur}}}{9R_m \text{Bi}_{\text{malaxeur}}} \quad (4.11)$$

Cette relation justifie la dépendance du rayon de courbure du flux d'interaction avec le rapport $\text{Re}_{\text{malaxeur}}/\text{Bi}_{\text{malaxeur}}$ observé numériquement (voir figure 4.20). Cependant la puissance du rapport $\text{Re}_{\text{malaxeur}}/\text{Bi}_{\text{malaxeur}}$ n'est pas retrouvée. Le rapport du rayon du malaxeur et de la taille caractéristique du racleur (r/R_m) est une constante géométrique du malaxeur.

Une confrontation des observations numériques avec les résultats expérimentaux est alors envisagée.

4.2.1.3 Validation expérimentale

Dans la figure 4.22a, nous zoomons la fin du malaxage à 100% pour le point d'investigation BAP1a, dont l'ensemble du malaxage est présenté dans le chapitre 3, figure 3.2. A 180 s nous observons une diminution forte de l'évolution des signaux enregistrés d'une part, pour la force de trainée des sondes MFM « extérieure » et Viscoprobe, et d'autre part par le wattmètre. Cependant, le signal de la sonde MFM « intérieure » continue de diminuer fortement. Un phénomène similaire est observé en détaillant la mesure par les sondes Viscoprobe au même point d'investigation, dans le même intervalle de temps. La figure 4.22b montre l'évolution du signal Viscoprobe lors de plusieurs cycles de rotation de l'étoile de malaxage. Les valeurs maxima correspondent à la position de la sonde la plus éloignée du centre du malaxeur (VP_{ext}) alors que les valeurs minima sont celles correspondant à la position de la sonde au plus près du centre du malaxeur (VP_{int}). Nous observons une forte diminution des valeurs minimales alors que les valeurs maximales restent relativement constantes pour les différents cycles.

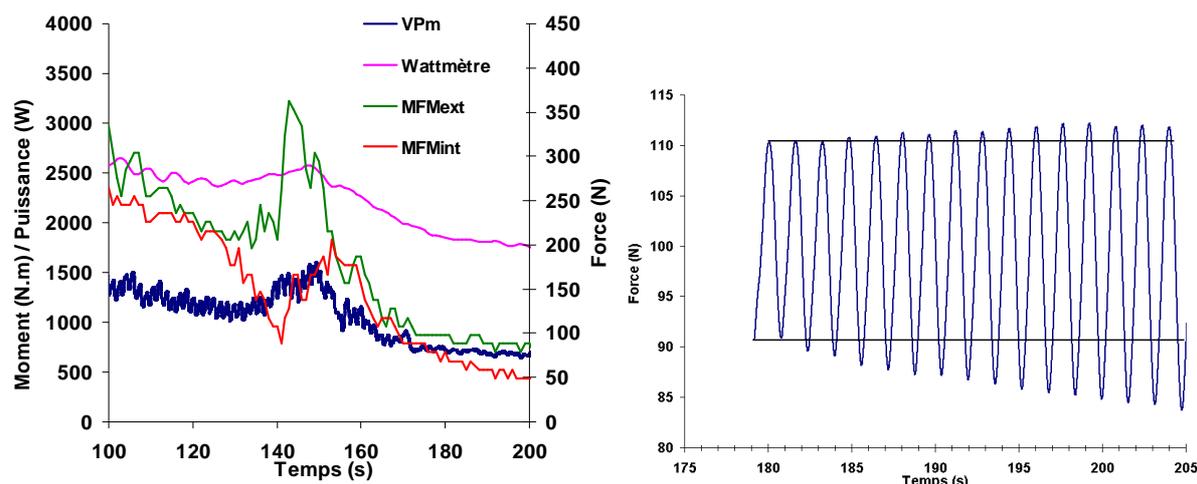


Figure 4.22 a. Signaux de fabrication du point d'investigation BAP1a avec les diverses sondes de mesures en ligne (moyenne de la mesure brute de la sonde Viscoprobe sur un tour de l'étoile de malaxage, VP_m , wattmètre, MFM_{int} et MFM_{ext}) b. Evolution du signal brut de la sonde Viscoprobe pour le point d'investigation BAP1a ;

L'existence et le motif du flux d'interaction peut fournir des éléments d'explication de ces phénomènes. Pour ceci, nous considérons que le flux d'interaction évolue dans cette intervalle de temps – entre 180 et 200 s – d'une configuration de type 1 vers une configuration de type 2. Cette évolution peut se réaliser car les paramètres rhéologiques du béton diminuent (voir l'évolution du wattmètre).

La sonde MFM « intérieure » est susceptible de ne pas être dans la zone d'écoulement d'interaction dans la configuration 1. La vitesse de la sonde par rapport au béton est celle de la sonde par rapport au malaxeur. La fluidification du béton avec le malaxage, produit une entrée progressivement de la sonde dans la zone d'écoulement d'interaction lorsque celle-ci progresse vers une configuration de type 2. La sonde MFM « intérieure » est alors déchargée par une diminution de la vitesse relative au béton.

La sonde Viscoprobe est quant à elle chargée par l'écoulement d'interaction dans la configuration de type 1, lorsqu'elle se situe à la position intérieure. En effet, le flux de béton s'oppose à l'avancement de la sonde. Avec le changement du flux d'interaction vers une configuration de type 2, le couloir d'écoulement s'élargit. Ceci produit une diminution de la vitesse du béton dans le flux d'interaction et produit un déchargement de la sonde Viscoprobe dans la position intérieure. Dans cet intervalle de temps, la force de trainée sur la sonde Viscoprobe dans la position extérieure n'est affectée que par une évolution de la rhéologie.

Il est important de remarquer que sur cette période de malaxage :

- l'évolution de la rhéologie est relativement réduite (voir les signaux wattmétrique, MFM « extérieure » et Viscoprobe VP_{ext}) ;
- les effets sur l'écoulement dans le malaxeur sont plus importants (voir les signaux MFM « intérieure » et Viscoprobe VP_{int}).

On conclut que la cinématique dans le malaxeur a un effet amplificateur des effets de l'évolution rhéologique sur les mesures des sondes. Cette conclusion est fondamentale et explique la précision de la sonde Viscoprobe à rendre compte de faibles évolutions de rhéologie lors du malaxage d'un béton autoplaçant.

Une analyse plus approfondie des mesures des sondes Bi-MFM permet de mettre en évidence l'existence des 3 configurations du flux d'interaction :

- Cas où les deux sondes Bi-MFM sont perturbées par le flux d'interaction entre le racleur et le train valseur :

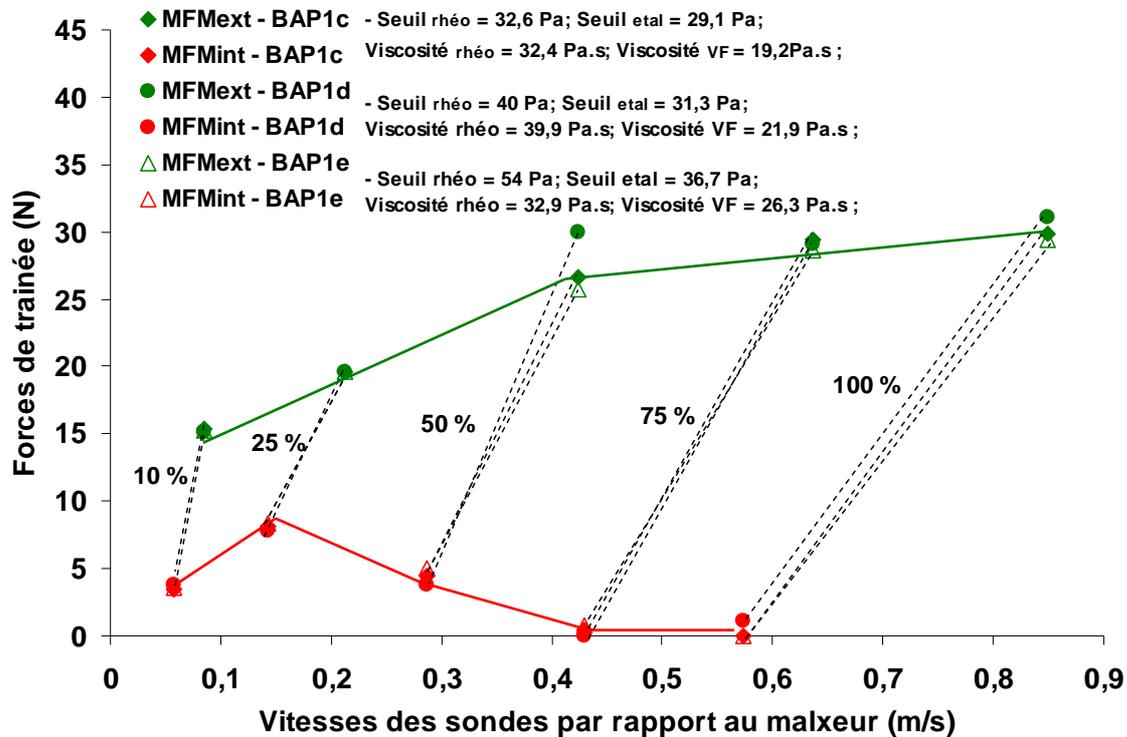


Figure 4.23 Forces de trainée mesurées par les sondes Bi-MFM en fonction de leur vitesse par rapport au malaxeur - Mise en évidence du flux d'interaction sur les sondes Bi-MFM intérieure et extérieure

Dans la figure 4.23, nous représentons la force de trainée mesurée par les sondes Bi-MFM en fonction de la vitesse des sondes par rapport au malaxeur pour les points d'investigation BAP1d et BAP1e. Nous constatons qu'à grande vitesse de malaxage les deux sondes sont déchargées. Nous supposons que le flux d'interaction s'élargit avec l'augmentation de la vitesse de malaxage. A faible vitesse de malaxage, il n'y a *a priori* pas de décharge. Au ratio de vitesse $\xi = 50\%$, seule la sonde MFM « intérieure » est déchargée. Elle est la première touchée par l'ouverture progressive du flux. A partir de 75%, la sonde MFM « extérieure » est elle aussi déchargée par ce flux mais en moindre mesure (juste un plafonnement de la vitesse). La sonde MFM « intérieure » quant à elle se trouve dans un flux de type écoulement bouchon (décharge complète de la sonde). Par conséquent, nous en déduisons que ce cas correspond à la configuration 3 de la figure 4.16 où les deux sondes sont déchargées par le flux d'interaction. Les nombres de Bingham et de Reynolds expérimentaux sont respectivement de 1 et de 13 pour le point d'investigation BAP1c, de 1 et de 15 pour le point d'investigation BAP1d et de 2 et de 12 pour le point d'investigation BAP1e (tableau 3.6). Par conséquent, l'effet de plasticité est faible et le nombre de Reynolds est élevé.

- Cas où seule la sonde MFM « intérieure » est déchargée :

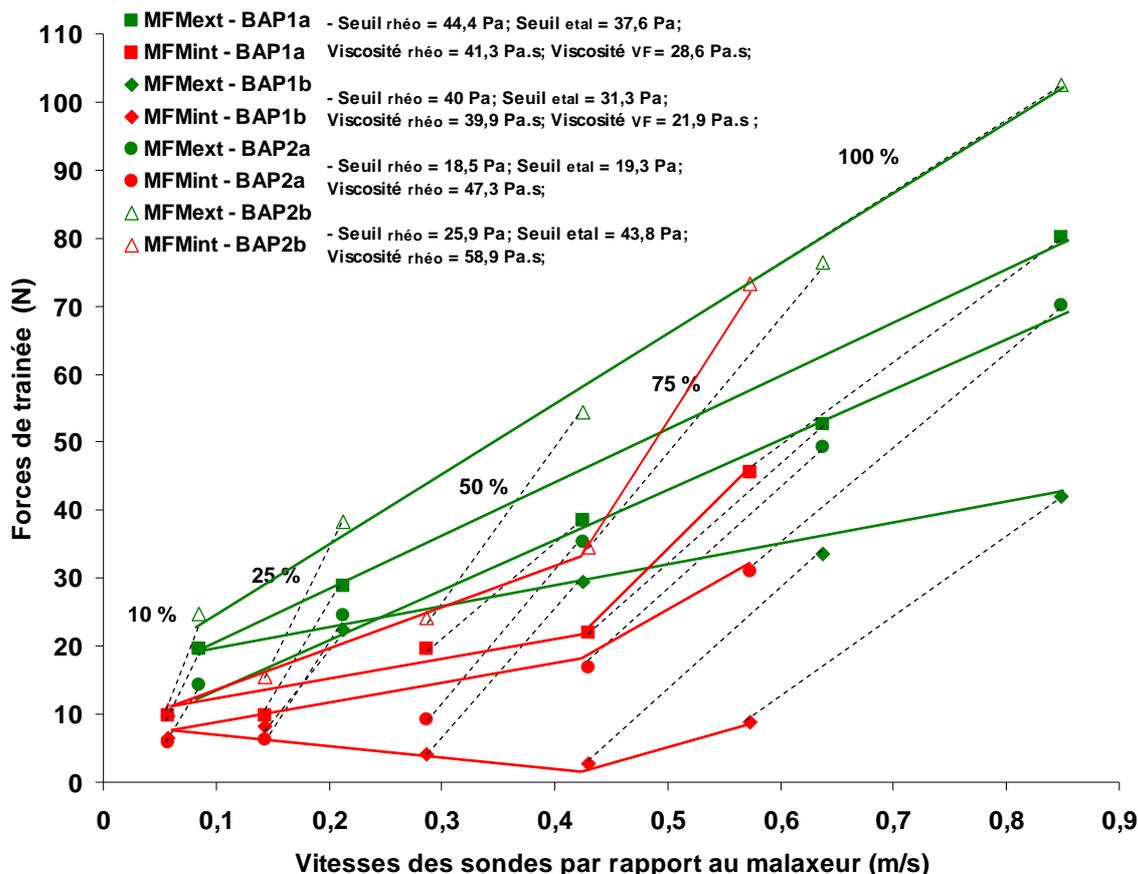


Figure 4.24 Forces de trainée mesurées par les sondes Bi-MFM en fonction de leur vitesse par rapport au malaxeur - Mise en évidence du flux d'interaction sur la sonde MFM « intérieure »

Nous représentons de la même manière figure 4.24 les forces de trainée des sondes Bi-MFM en fonction de leur vitesse par rapport au malaxeur pour les points d'investigation BAP1a, BAP1b, BAP2a et BAP2b. Nous n'observons pas de décharge sur la sonde MFM « extérieure ». En revanche, la sonde MFM « intérieure » est déchargée mais de manière incomplète (l'écoulement de type bouchon est moins présent) contrairement au cas précédent. Nous en déduisons que seule la sonde MFM « intérieure » est située dans le flux d'interaction entre le racleur et le train valseur. Cet effet est caractéristique de la configuration 2 de la figure 4.15 correspondant à des effets de plasticité ou des effets dynamiques moyens (Bi et Re moyen). Les nombres de Reynolds expérimentaux s'élèvent à 10 pour les points d'investigation BAP1a et BAP1b, 9 pour le BAP2a et enfin 7 pour le BAP2b (tableau 3.6). Ils sont donc plus élevés que dans le cas de la configuration 1. En ce qui concerne les nombres de Bingham expérimentaux, pour le point d'investigation BAP1a le nombre de Bingham est de 1; BAP1b il s'élève à $Bi = 3$; le BAP2a le $Bi = 0,5$ et le BAP2b $Bi = 0,5$.

- Cas où le flux d'interaction n'a pas d'influence sur les sondes Bi-MFM :

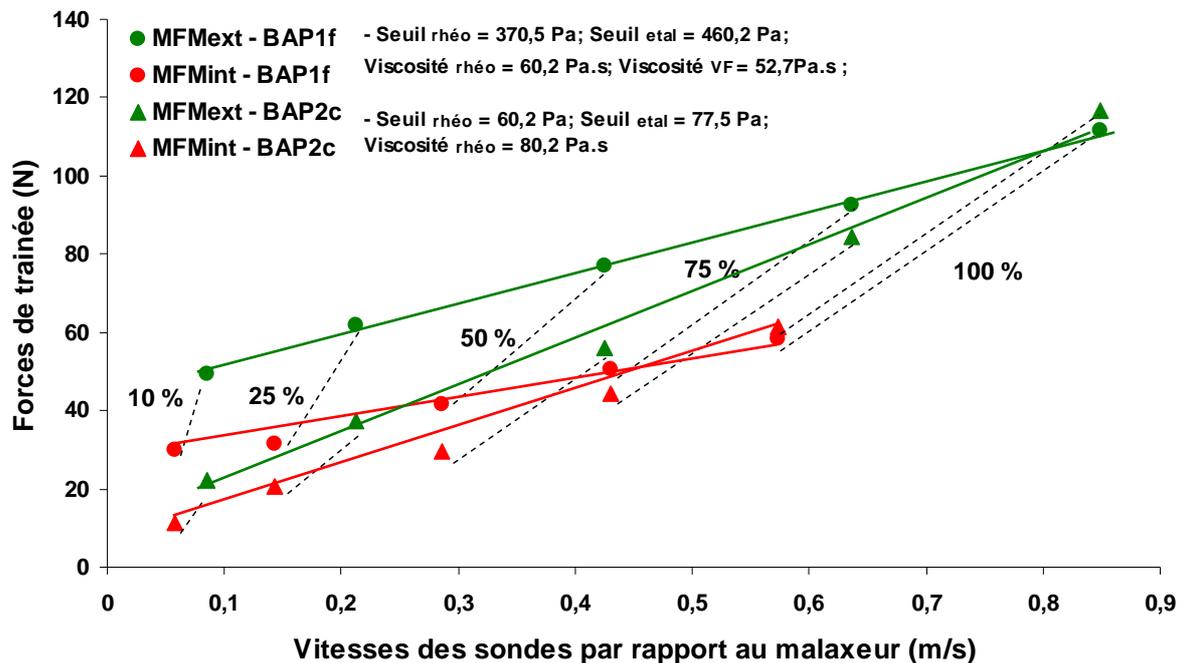


Figure 4.25 Forces de trainée mesurées par les sondes Bi-MFM en fonction de leur vitesse par rapport au malaxeur - Mise en évidence de l'effet négligeable du flux d'interaction sur les sondes Bi-MFM

Dans la figure 4.25, nous représentons les forces de trainée mesurées par les sondes Bi-MFM en fonction de la vitesse des sondes par rapport au malaxeur au point d'investigation BAP1f et BAP2c. Les efforts de trainée des sondes MFM « intérieure » et « extérieure » ne sont pas perturbés par le flux d'interaction. Ceci est caractéristique de la configuration 1 de la figure 4.16, le béton possède une forte plasticité et le nombre de Reynolds associé à l'écoulement est faible. Pour le BAP1f, le nombre de Bi expérimentale est de 10 c'est le plus élevée de tous. Dans le cas du point d'investigation BAP2c, il est beaucoup plus faible et s'élève à 0,5 (tableau 4.1). Les nombres de Reynolds apparents Re^* associés à ces essais expérimentaux sont de l'ordre de 5 dans ces deux cas de figure (tableau 3.6).

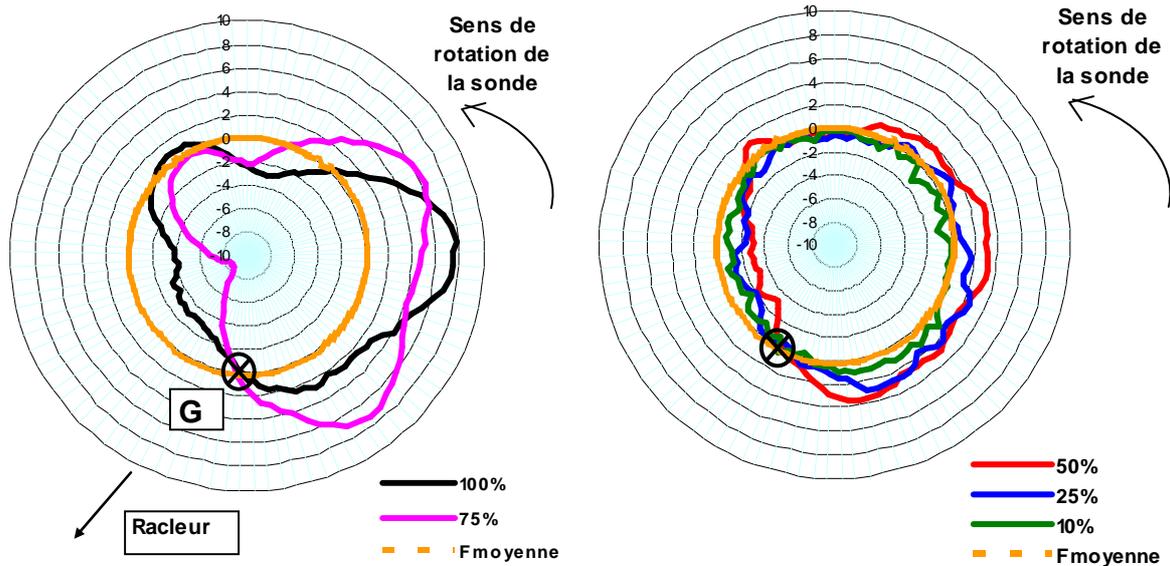


Figure 4.26 Comparaison entre l'écart par rapport à la force moyenne sur un cycle pour le signal brut mesurée par la sonde et le signal sinusoïdal théorique en fonction des différentes vitesses de rotation du malaxeur dans le cas du BAP2a - faible plasticité $Bi = 0,4$ à vitesse nominale de malaxage

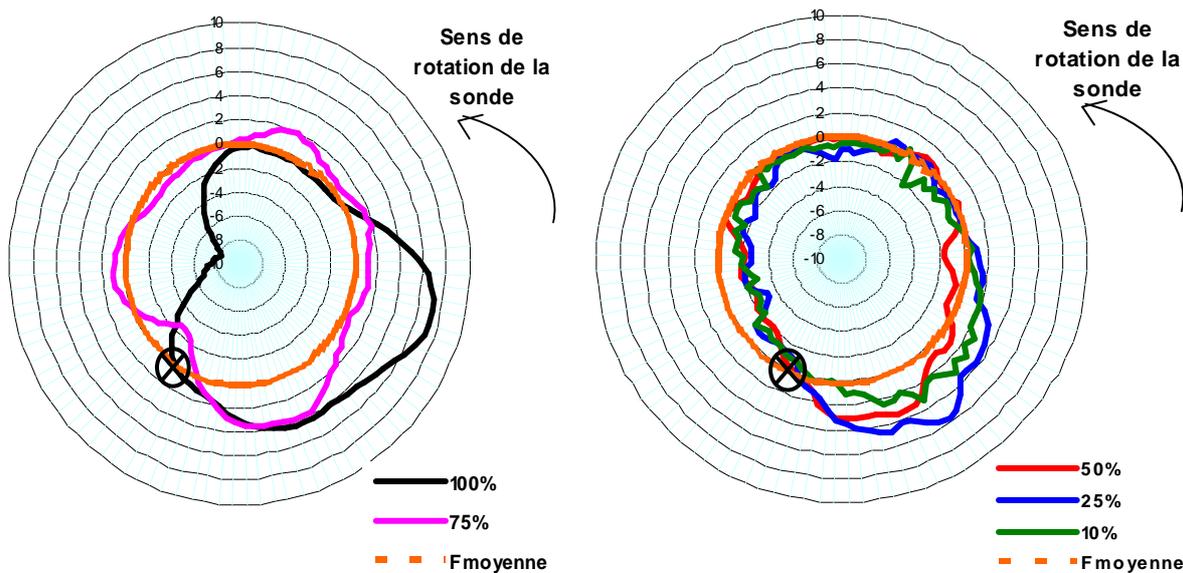


Figure 4.27 Comparaison entre l'écart par rapport à la force moyenne sur un cycle pour le signal brut mesuré par la sonde et le signal sinusoïdal théorique en fonction des différentes vitesses de rotation du malaxeur dans le cas du BAP1f - forte plasticité $Bi = 10$ à vitesse nominale de malaxage.

Une troisième démarche de validation expérimentale consiste à analyser l'évolution de l'écart entre la force de trainée instantanée mesurée avec la Viscoprobe à sa moyenne sur un cycle de rotation du train valseur. Les figures 4.26 et 4.27 représentent ces écarts sur un graphique « radar », en fonction de la position de la sonde Viscoprobe, le haut du graphique correspondant à la position extérieure. La force moyenne (le zéro du graphique) est tracée en orange. Le sens de rotation de la sonde Viscoprobe dans le train valseur du malaxeur est donné à titre indicatif. Les vitesses de malaxage 100% et 75% sont représentées sur les graphiques à gauche, les 3 autres vitesses sur les graphiques à droite. La sonde Viscoprobe se trouve chargée (par rapport à l'écoulement dans un béton stationnaire) lorsque la force de

trainée dépasse la force de trainée moyenne modélisée par le signal théorique en orange. Elle est déchargée dans le cas contraire.

La sonde est chargée (vitesse du béton s'opposant à l'avancement de la sonde) dans une zone qui commence légèrement avant la position intérieure (correspondant à la vitesse minimum par rapport au malaxeur) et finit avant la position extérieure (correspondant à la vitesse maximum par rapport au malaxeur). La vitesse du béton semble faible autour de la position extérieure (ni charge ni décharge de la sonde). Enfin, après la position extérieure, la sonde est déchargée (vitesse du béton dans le sens d'avancement de la sonde).

Le point de passage (notée « G » sur les figures) entre cette zone en décharge et la zone en charge qui lui succède, ne semble ni dépendre de la vitesse de malaxage, ni de la rhéologie du béton ($Bi = 10$ dans la figure 4.27 et $Bi = 0,4$ dans la figure 4.26). D'autre part, la rhéologie plus ferme ($Bi = 10$) génère des zones en charge et en décharge plus limitées que la rhéologie plus fluide ($Bi = 0,4$). L'influence de la vitesse de malaxage sur l'étendue des zones « en charge » et « en décharge » est moins marquée. Sur ce dernier aspect il n'est pas possible de conclure.

Aux vitesses de malaxage nominales (100%) des perturbations (liées aux vagues ?) rendent plus difficile l'identification de ces zones. Néanmoins les tendances ci-dessus semblent respectées.

Ces résultats expérimentaux confortent les conclusions de l'analyse numérique. Le point G semble positionné entre le centre du train valseur et le racleur, comme obtenu numériquement (ainsi sa position est indépendante du nombre de Bingham et de la vitesse de malaxage). Les étendues des zones en charge et en décharge sont assez comparables. Enfin, l'influence de la rhéologie du fluide sur ces étendues semble confirmée expérimentalement.

Suite à ce constat, l'analyse des enregistrements sera limitée à l'exploitation des valeurs de forces maximum et minimum. En effet, ce sont les points les moins perturbés par les effets de charge ou décharge.

4.2.2 Flux d'entraînement dans le train valseur

4.2.2.1 Analyses numériques

Les résultats des simulations numériques dans la configuration du malaxeur (figures 4.12 à 4.15) montrent que le flux d'entraînement dans le train valseur dépend lui aussi de la rhéologie du béton. La forme du flux d'entraînement est affectée notablement par le nombre de Bingham : les zones d'écoulement rigides (en bloc) augmentent fortement avec le caractère plastique du matériau. Plus le nombre de Bingham est élevé plus le mouvement de type « bouchon » dans l'étoile de malaxage s'accroît. Ce mouvement de type « bouchon » est en place de manière réduite dans le cas newtonien.

Un résultat en apparence contradictoire est la localisation de l'écoulement autour des pales pour des nombres de Bingham importants. La figure 3.20 compare la zone perturbée pour un fluide newtonien et à fort nombre de Bingham, lors de simulations avec la sonde isolée dans le malaxeur. Nous constatons effectivement la forte localisation de la zone perturbée pour un seuil élevé. Il ne fait pas de doute que ce phénomène est extrapolable aux pales.

Ces phénomènes ne sont pas nécessairement contradictoires et peuvent apparaître pour différentes configurations de malaxage c'est-à-dire rhéologie du fluide et vitesse de l'objet

immergé. Une étude spécifique n'a pas été réalisée dans le cadre de la thèse. Nous nous limitons ici à une discussion de principe.

Autour de chaque pale se crée une zone cisailée, dont la taille est plus grande quand le nombre de **Re** local ou la longueur caractéristique (L) de la pale sont plus grandes, et dont la taille est plus réduite lorsque le nombre de **Bi** local est plus fort. De manière simplifiée on peut considérer que la taille de la zone cisailée est proportionnelle au rapport $\frac{L Re}{Bi}$. Quand la taille de la zone cisailée est de l'ordre de grandeur de la distance entre deux pales du train valseur (d), on peut imaginer que le flux d'entraînement se met en place. Il n'y aurait donc pas de flux d'entraînement quand la distance entre les pales est supérieure à aux tailles de zones cisailées. On propose donc de construire un nombre sans dimension ζ , ratio entre la taille de la zone cisailée et la distance entre deux pales du train valseur :

$$\zeta = \frac{L Re}{d Bi} \quad (4.12)$$

Nous définissons alors deux typologies possibles de l'écoulement du fluide dans le train valseur.

Typologie 1 : Interaction entre les pales du train valseur se concrétisant par l'apparition d'un flux d'entraînement, schématisée par un anneau rouge sur la figure 4.28.

Typologie 2 : Perturbation localisée autour des pales, schématisée par des anneaux rouges autour des pales et de la sonde Viscoprobe sur la figure 4.28. Ce type d'écoulement se concrétise par l'absence d'un flux d'entraînement

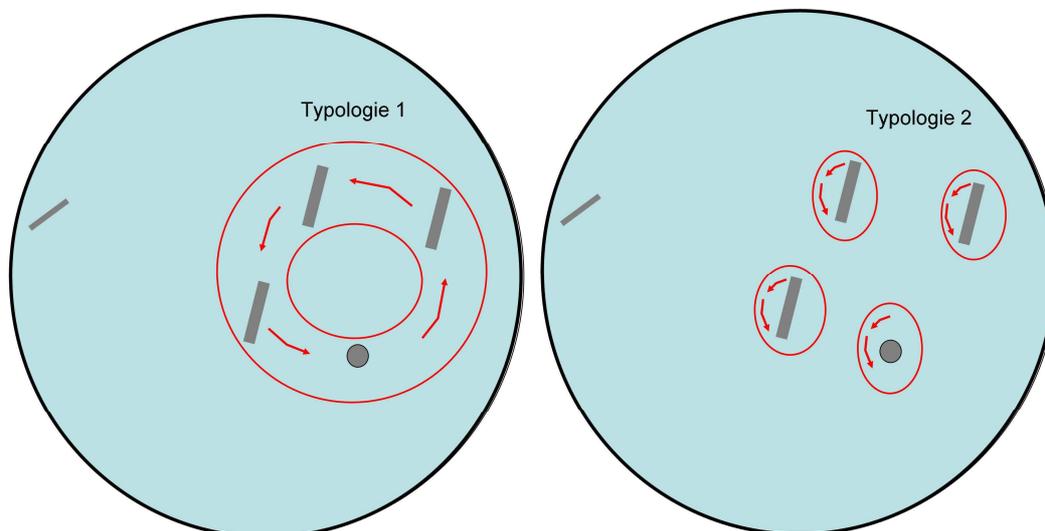


Figure 4.28 Schéma explicatif du flux d'entraînement des typologies 1 et 2 dans le malaxeur

4.2.2.2 Vitesse de malaxage critique

Suite à l'hypothèse précédente, pour l'analyse des données expérimentales, nous allons considérer que la réduction de la vitesse de malaxage produit le passage du flux d'entraînement de la typologie 1 à la typologie 2.

En effet, nous avons la relation :

$$\zeta = \frac{L}{d} \frac{\rho v^2}{\tau_o} \quad (4.13)$$

Ceci implique qu'à rhéologie et densité du matériau constantes, seule la vitesse de malaxage agit sur l'évolution du nombre sans dimension ζ . Il revient donc, que lorsque le ratio de vitesse de malaxage ξ est inférieur à un ratio critique ξ_{critique} , la vitesse d'entraînement est nulle. Plus précisément, le passage de la typologie 1 à la typologie 2 se réalise lorsque la vitesse de malaxage descend en dessous de la vitesse de malaxage critique.

On fait l'hypothèse supplémentaire que pour des ratios de vitesse de malaxage ξ supérieurs à ξ_{critique} , la vitesse d'entraînement est proportionnelle à ξ .

La relation 4.13 suggère que la vitesse de malaxage critique est une fonction croissante du seuil de cisaillement. Cependant, un phénomène supplémentaire n'est pas pris en considération jusqu'ici. Il s'agit du frottement du béton au fond qui est de nature à complexifier la relation entre la vitesse de malaxage critique et la rhéologie.

Dans notre analyse, la valeur de ξ_{critique} sera identifiée à partir des enregistrements réalisés pour différents ratios de vitesses de malaxage (10%, 25 %, 50% ...). Les procédures d'analyse des données expérimentales sont explicitées dans le paragraphe 4.3.2.

4.3 Vitesse entre la sonde et le béton

L'objectif est maintenant de s'appuyer sur les enregistrements réalisés pour les différents points d'investigation afin de tenir compte des typologies d'écoulement générés dans le malaxeur afin d'estimer le plus correctement possible la valeur de la vitesse relative de déplacement de la sonde par rapport au béton.

Les dépouillements sont réalisés en ne considérant que les forces de trainée de la sonde Viscoprobe mesurées en position intérieure et extérieure lors du malaxage du béton frais. En effet, pour ces positions, nous avons des informations assez fiables sur la vitesse (ce qui n'est pas le cas pour d'autres positions). De plus, les écarts de vitesse entre les positions intérieure et extérieure sont importants. En position intérieure, la sonde Viscoprobe subit à la fois le flux d'entraînement mais aussi le flux d'interaction. A l'inverse, en position extérieure, la sonde Viscoprobe n'est affectée que très marginalement, voire pas du tout, par le flux d'interaction. Par conséquent, il est possible de dissocier ces deux effets suivant la position de la sonde dans le malaxeur. Enfin, il faut garder à l'esprit qu'un effet de paroi supplémentaire est à prendre en considération en position extérieure (cf. sous chapitre 4.1, influence de la paroi verticale).

4.3.1 Constat avec la vitesse de la sonde par rapport au malaxeur

Une première méthode d'analyse consiste à utiliser l'expression finale de la force de trainée obtenue dans le sous chapitre 4.1 à savoir l'équation (4.3) :

$$F = \lambda * V_{\text{Visco}} R_{\text{Visco}} \mu_{pl}(\dot{\gamma}) + \chi * \tau_o R_{\text{Visco}}^2$$

Nous rendons adimensionnelle cette relation entre la force de trainée, la vitesse et la rhéologie en la divisant par le terme $\tau_o R_{\text{Visco}}^2$. Voici sa définition :

$$F^* = \frac{F}{\tau_0 R_{Visco}^2}$$

Nous obtenons l'expression adimensionnée de la force de trainée:

$$F^* = \lambda^* \frac{V_{Visco} \mu_{pl}(\dot{\gamma})}{\tau_0 R_{Visco}} + \chi^*$$

Le terme $\mu_{pl} V_{Visco} / \tau_0 R_{Visco}$ est l'inverse du nombre de Bingham Bi défini dans le sous chapitre terminologie.

En affectant à la viscosité plastique et au seuil les valeurs identifiées à l'aide du rhéomètre, il est possible de représenter la force adimensionnelle F^* en fonction de l'inverse du nombre de Bingham $1/Bi$ (figure 4.29). A ce niveau d'analyse, la vitesse prise en considération est celle de la sonde par rapport au malaxeur.

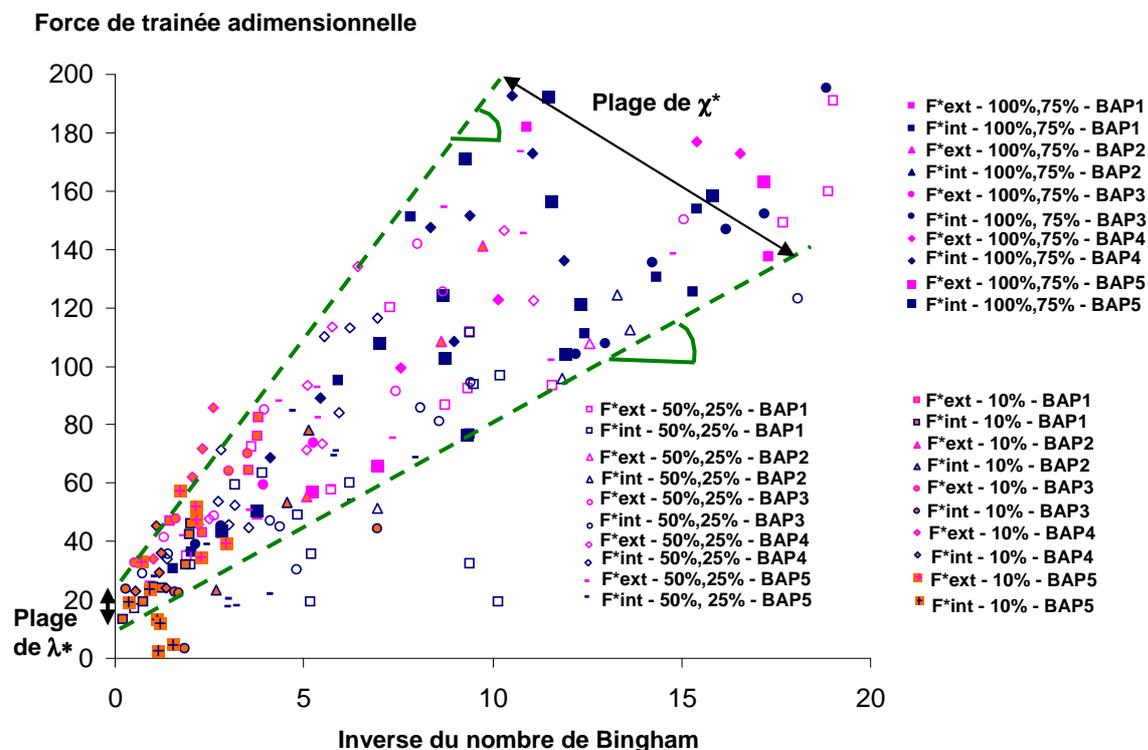


Figure 4.29 Forces de trainée adimensionnées F^* de la sonde Viscoprobe en position intérieure et extérieure en fonction de l'inverse du nombre de Bingham $1/Bi$.

Les points expérimentaux semblent s'intégrer dans un fuseau de tendance (pointillés verts sur la figure). La représentation graphique de $F^* = f(1/Bi)$ est une fonction croissante. Les extremums des ordonnées à l'origine de ce fuseau permettent de déterminer deux coefficients λ^* et les pentes des droites en pointillés verts permettent de déterminer deux coefficients limites χ^* .

Nous remarquons que certains points expérimentaux s'éloignent sensiblement de cette tendance. Ces points correspondent tous à des positions intérieures (F^*_{int}) de la sonde Viscoprobe, et à des vitesses de malaxage réduites (ratio de vitesse de malaxage ξ en

majorité à 10 %, mais aussi 25 et 50 %). Nous faisons ici l'hypothèse, qui sera justifiée par la suite, que l'incertitude sur la vitesse entre la sonde et le béton est plus grande sur ces points expérimentaux.

Nous représentons ensuite figure 4.30 les coefficients de trainées de la sonde Viscoprobe aux positions intérieure et extérieure en fonction des nombres de Reynolds apparents Re^* correspondants pour des ratios de vitesse inférieure ou égale à 50 % (les points dont les nombres de Reynolds sont supérieurs à 15 sont exclus car des effets dynamiques de type Schiller et Nauman apparaissent). Sur la figure, nous représentons également la relation analytique correspondant à l'équation de Stokes ($C_d = 24/Re^*$ - partie 1.2.2).

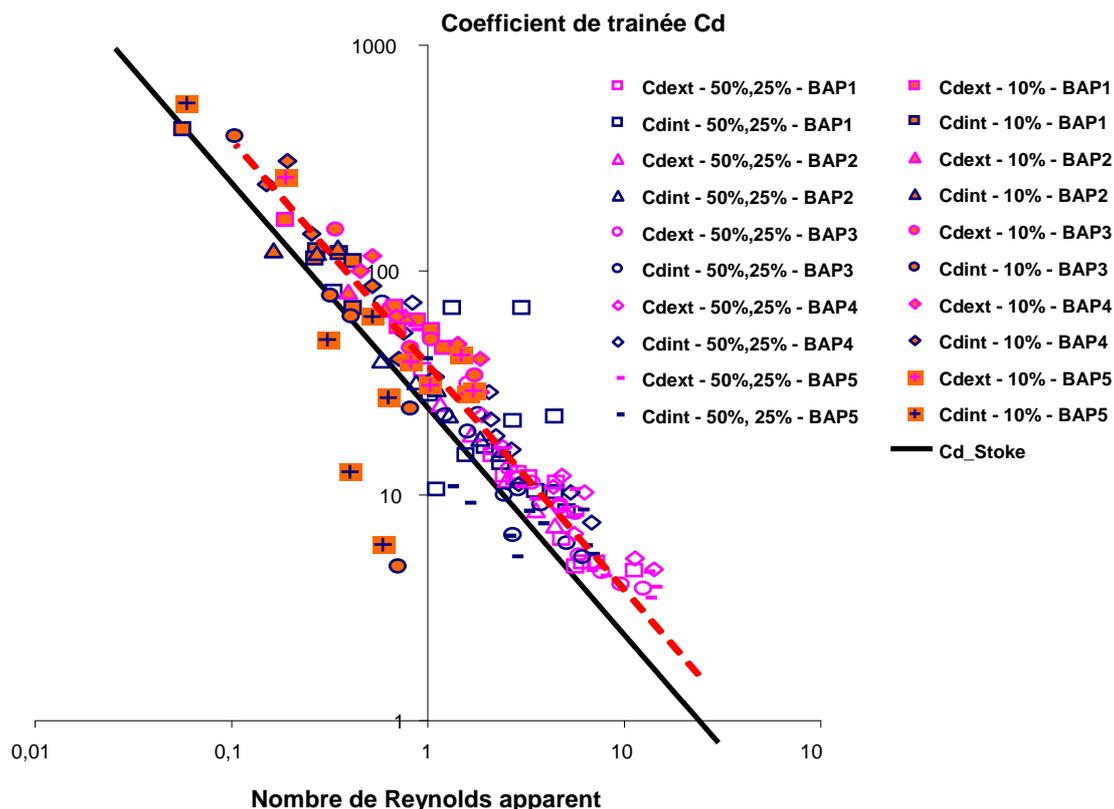


Figure 4.30 Coefficient de trainée C_d en fonction du nombre de Reynolds apparents pour l'ensemble des vitesses de la sonde Viscoprobe par rapport au malaxeur.

Une relation linéaire existe entre les coefficients de trainée et les nombres de Reynolds apparents (droite en pointillée rouge). La relation de Stokes sous estime le coefficient de trainée, ce qui peut s'expliquer en première approche par un coefficient λ^* supérieure à la valeur de 6π , pour les raisons expliquées dans le sous-chapitre 4.1. Les points expérimentaux déjà identifiés lors de l'analyse de la force adimensionnelle en fonction de l'inverse du nombre de Bingham s'éloignent également de la droite de tendance (en pointillée rouge).

Une première démarche consiste à s'intéresser aux vitesses. Une régression linéaire, en excluant les points au ratio de vitesse ξ de 10 % qui sont perturbés par des phénomènes d'entrainements est effectuée sur la figure 4.31. L'objectif est de déterminer la relation de proportionnalité qui relie les coefficients de trainée et les nombres de Reynolds apparents. Pour cela, nous calculons le terme $C_d Re^*$ qui varie suivant l'inverse de la vitesse de la sonde. Lorsque la vitesse de la sonde augmente, le terme $C_d Re^*$ diminue.

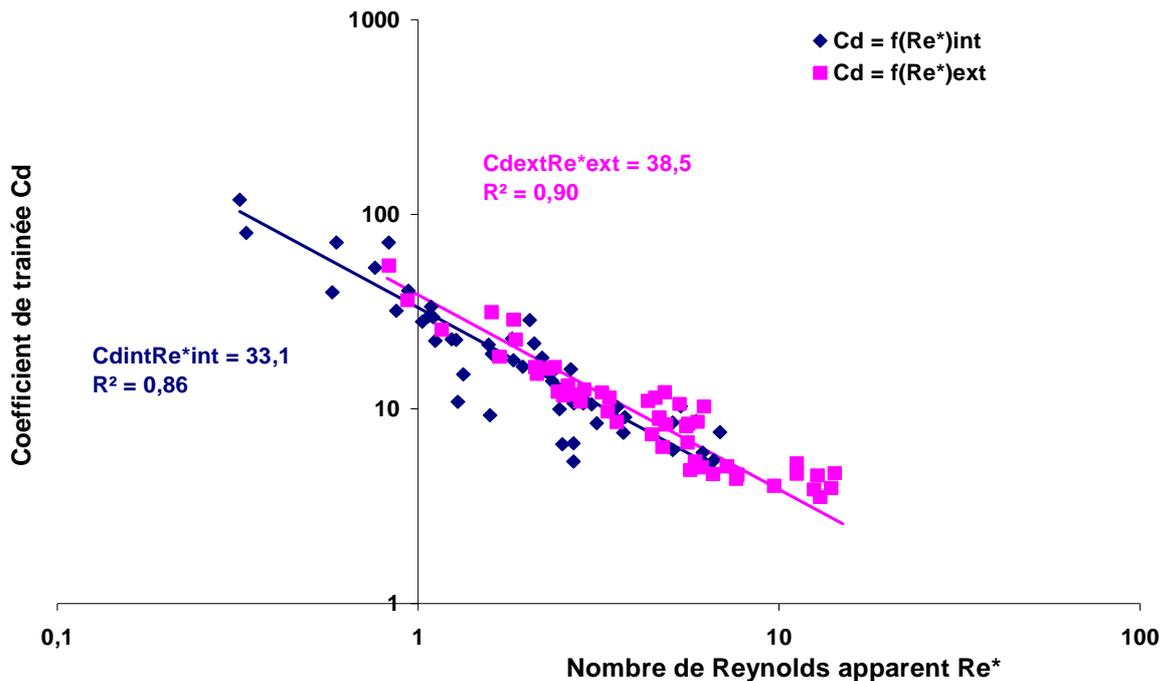


Figure 4.31 Coefficient de trainée C_d en fonction du nombre de Reynolds apparents Re^* de la sonde Viscoprobe pour les ratios de vitesses du malaxeur de 25% et 50%.

Nous constatons expérimentalement que le terme $C_d Re^*$ en position extérieure de la sonde Viscoprobe s'élève à 38,5 (avec un coefficient de corrélation de 0,9). En ce qui concerne la position intérieure de la sonde, ce terme atteint 33,1 (avec un coefficient de corrélation de 0,86), il est plus faible que précédemment. Par conséquent, $C_d Re^*$ est supérieur au cas de Stokes (soit 24). En se référant à la loi de Stokes, la vitesse prise en compte pour calculer le nombre de Reynolds serait donc trop grande. L'effet d'entraînement peut-il justifier ce fait ?

4.3.2 Effet d'entraînement

Le paragraphe précédent montre l'importance que peut avoir une correction de la vitesse de la sonde par rapport au malaxeur. Dans le sous-chapitre 4.2, nous avons présenté et justifié l'hypothèse des flux d'interaction et d'entraînement. Nous pouvons supposer qu'avec l'augmentation de la vitesse de malaxage, le flux d'entraînement évolue de la typologie 2 vers la typologie 1. Notons « ξ_{critique} » le ratio de vitesse de malaxage pour laquelle nous avons l'apparition de la typologie 1 (figure 4.32).

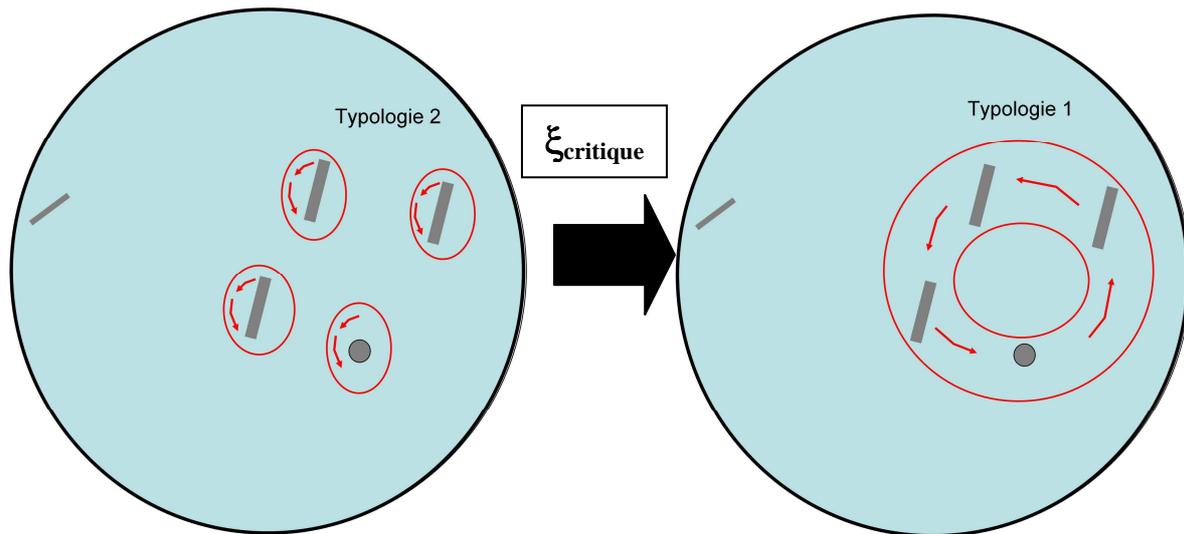


Figure 4.32 ξ_{critique} vitesse de passage de la typologie 2 à la typologie 1

Une incidence sur le traitement des données expérimentales est que la force de trainée de la sonde en position extérieure n'est pas perturbée lorsque $\xi < \xi_{\text{critique}}$.

Nous émettons les deux hypothèses suivantes qui nous permettent de développer notre analyse :

- la vitesse d'entraînement est proportionnelle à la vitesse de malaxage,
- la vitesse d'interaction est nulle à la position extérieure de la Viscoprobe VP_{ext} .

Suivant la valeur de ξ_{critique} , nous identifions 4 cas d'analyse :

- Cas 0 : $\xi_{\text{critique}} < 10 \%$
- Cas 1 : $10 \% < \xi_{\text{critique}} < 25 \%$
- Cas 2 : $25 \% < \xi_{\text{critique}} < 50 \%$
- Cas 3 : $\xi_{\text{critique}} > 50 \%$

Selon le cas de figure, les mesures doivent présenter une allure spécifique dans un plan force-vitesse. Les différentes configurations sont présentées dans les schémas de principe correspondant aux figures 4.33 à 4.35.

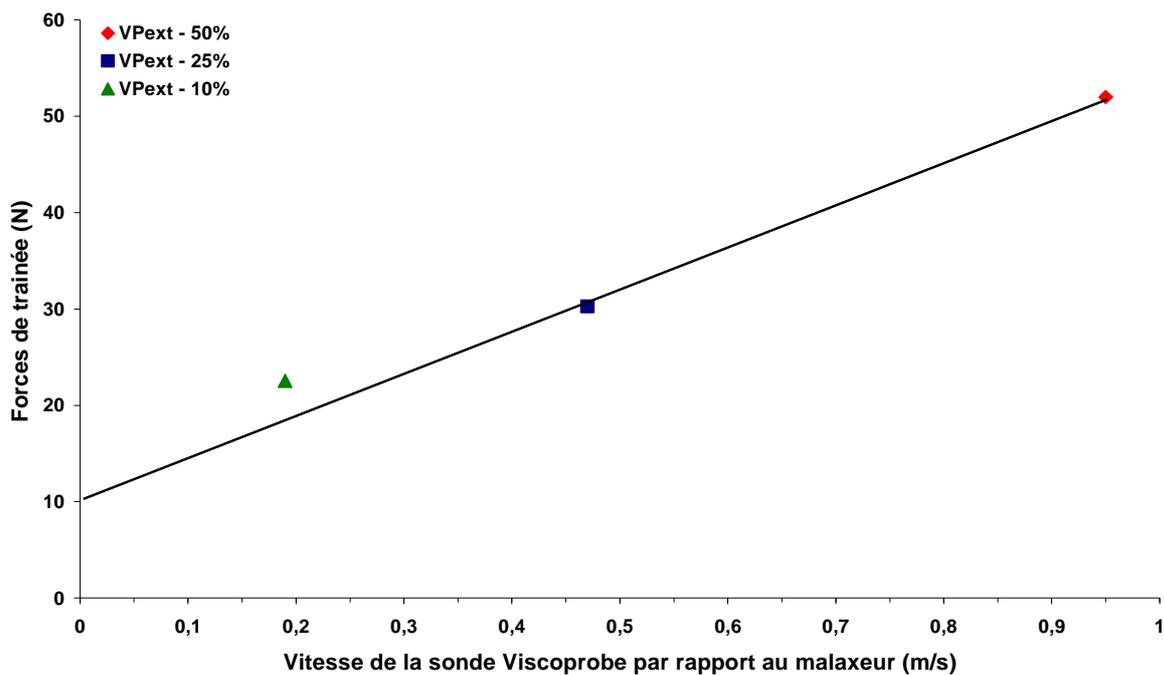


Figure 4.33 Schéma de principe dans le cas 1 : $10 \% < \xi_{\text{critique}} < 25 \%$

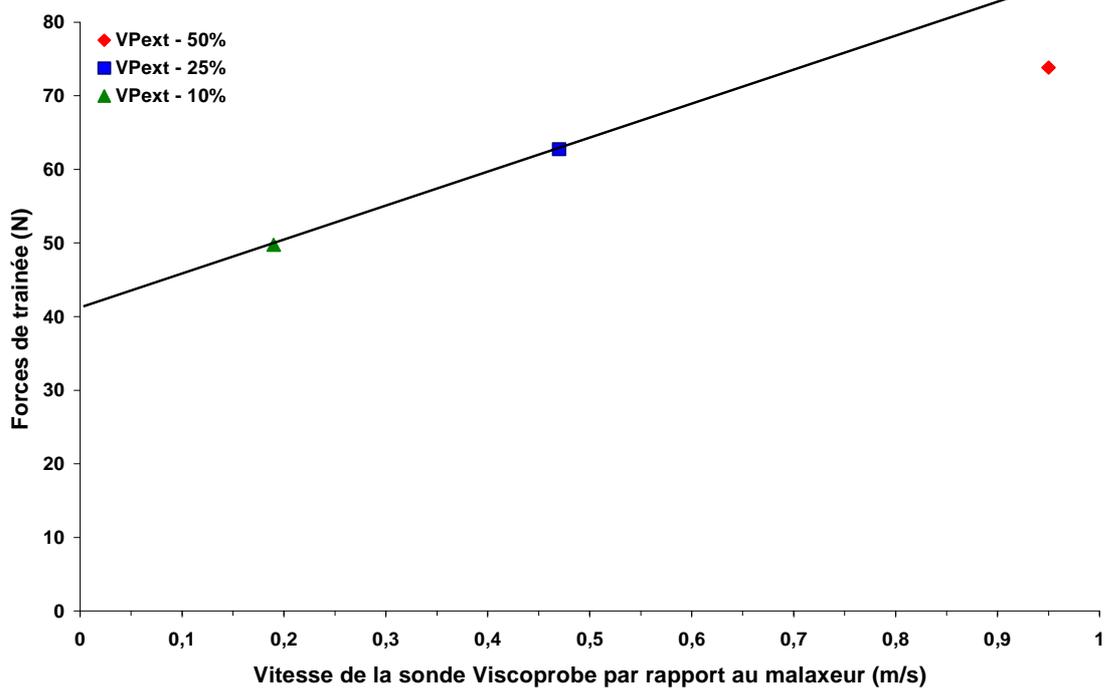


Figure 4.34 Schéma de principe dans le cas 2 : $25 \% < \xi_{\text{critique}} < 50 \%$

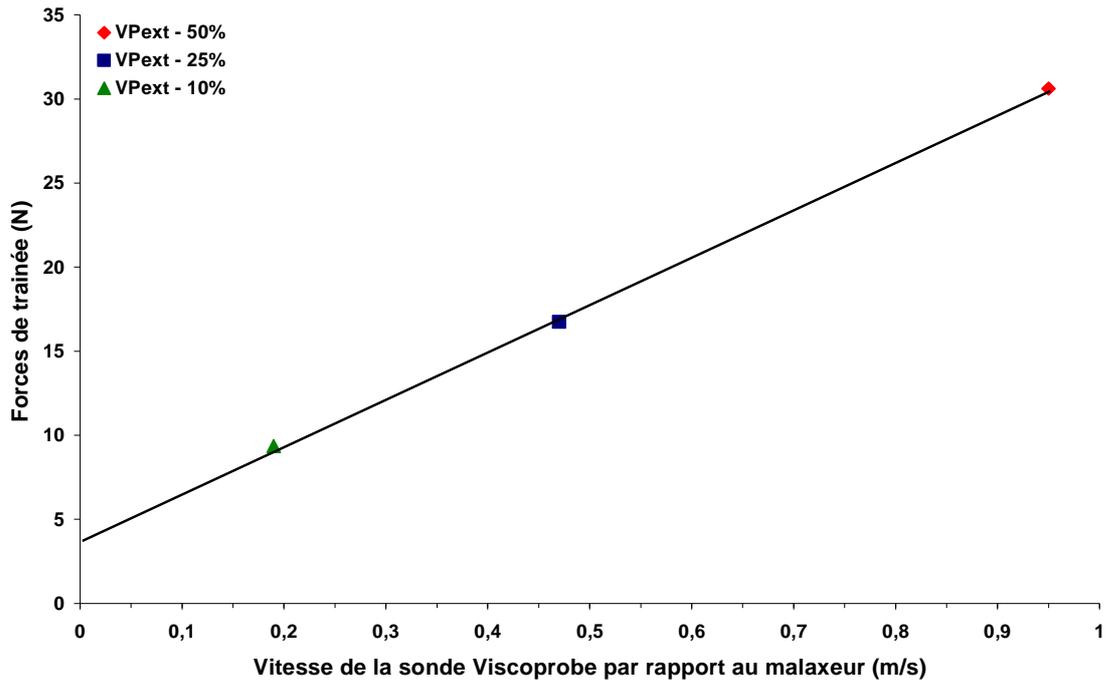


Figure 4.35 Schéma de principe dans les cas 0 ou 3 : $\xi_{\text{critique}} < 10 \%$ ou $\xi_{\text{critique}} > 50 \%$

Nous allons juger du cas qui correspond à chaque point expérimental en étudiant l'évolution de la force de trainée F en fonction de la vitesse de la sonde Viscoprobe par rapport au malaxeur, pour la sonde Viscoprobe en position extérieure. Les incertitudes sur les mesures de la vitesse de la sonde et des forces de trainée de la sonde sont indiquées sur les mêmes figures.

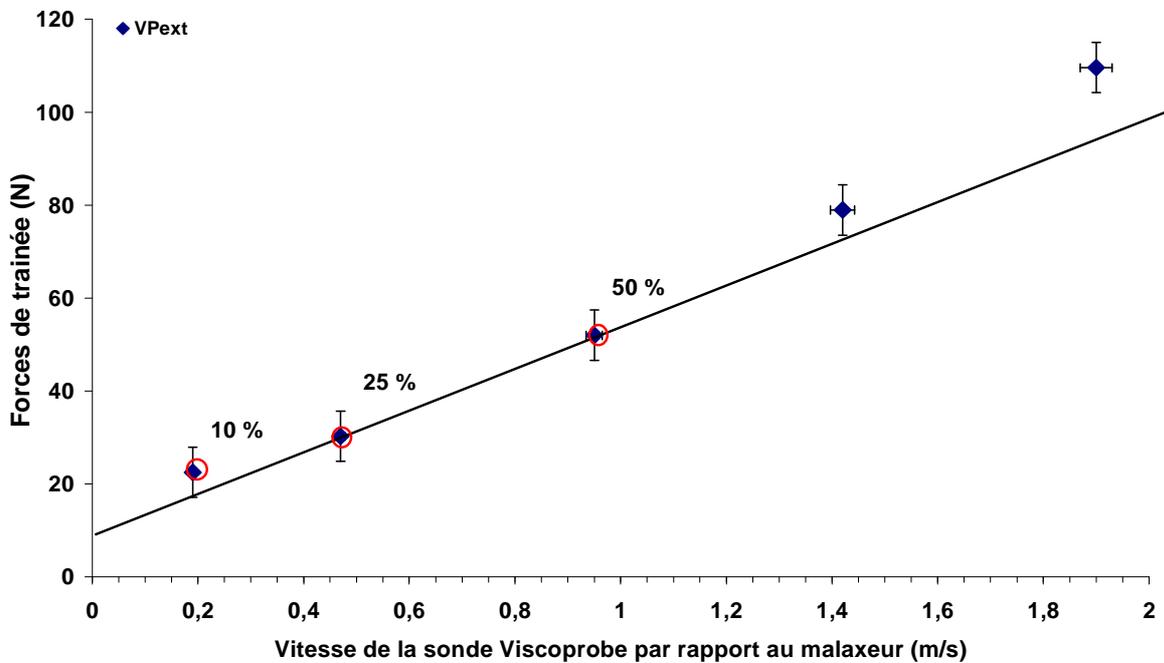


Figure 4.36 Mise en évidence du cas 1 : forces de trainée en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP1a

Typiquement, la figure 4.36 nous permet de classer le point d'investigation BAP1a dans le cas 1. En effet, le ratio de vitesse critique ξ_{critique} pour laquelle nous avons apparition de la typologie 1 (entraînement) est compris entre 10 % et 25 %. Nous procédons de la même manière pour classer l'ensemble des points d'investigations. Il existe cependant une ambiguïté pour distinguer les cas 0 des cas 3. Nous allons classer l'ensemble des points ayant une incertitude sur la vitesse (vitesse de la sonde indéterminée) dans le cas 0.

Nous constatons qu'il est possible de dissocier les cas 0 des cas 3 en comparant les caractéristiques rhéologiques moyennes des fluides classés (moyenne des seuils et des viscosités mesurées au rhéomètre) :

	Cas 0	Cas 1	Cas 2	Cas 3
Moyenne τ_0 (Pa)	30,9	31,2	101,1	137,3
Moyenne μ (Pa.s)	22,8	31,1	47,6	49,7

Alors, la rhéologie apparaît donc comme un critère discriminant, elle est caractérisée par des valeurs de paramètres faibles dans le cas 0 alors qu'elles sont importantes dans le cas 3. Le passage du cas 1 au cas 2 se fait également (en moyenne) avec une augmentation de la rhéologie.

Le tableau 4.4 regroupe l'ensemble des points d'investigations en les classant suivant les quatre cas :

	Formulation	Seuil par étalement (Pa)	Seuil rhéomètre (Pa)	Viscosité V-Funnel (Pa.s)	Viscosité rhéomètre (Pa.s)
Cas 0	BAP1b	31,3	40	21,9	39,9
	BAP3b	17	17	12,4	15,7
	BAP5b	51,2	32,7	28,6	25,3
	BAP5c	26,2	25,1	16,7	14,2
	BAP5e	22,8	23,5	25,7	13,2
	BAP5f	37,6	47	33,3	28,4
Cas 1	BAP1a	37,6	44,4	28,6	41,3
	BAP1c	29,1	32,6	19,2	32,4
	BAP1d	24,4	27,6	17,2	27,6
	BAP1e	37,6	54	26,3	32,9
	BAP2a	19,3	18,5	-	47,3
	BAP2b	43,8	25,9	-	58,9
	BAP3c	31,2	31,8	23,3	25,2
	BAP3d	13,2	6,3	18,6	21,9
	BAP4b	26,2	27,3	23,8	20,8
	BAP4c	17,5	19,5	19	20,3
	BAP5d	36,2	30,6	23,8	13,9
Cas 2	BAP3a	241,1	71,6	38,1	49,3
	BAP3e	51,2	39,4	38,8	33,2
	BAP5a	412	192,3	76,2	60,3

Cas 3	BAP1f	460,2	370,5	52,7	60,2
	BAP2c	77,5	60,2	-	80,4
	BAP4a	71,2	78	35,7	42,3
	BAP4d	110,6	121	40,5	32,3
	BAP4e	77,5	57	35,7	33,2

Tableau 4.4 Caractéristique rhéologique des points d'investigations correspondant aux quatre cas de figures

Pour rappel, les points d'investigations en gras dans le tableau 4.4 correspondent aux caractéristiques mesurés au rhéomètre à bétons qui semblent sous estimées par rapport aux valeurs identifiées par les propriétés d'usages.

Nous représentons les forces adimensionnelles coefficients de trainée de la sonde Viscoprobe en position intérieure et extérieure en fonction de l'inverse du nombre de Bingham pour les quatre cas figures sur la figure 4.37.

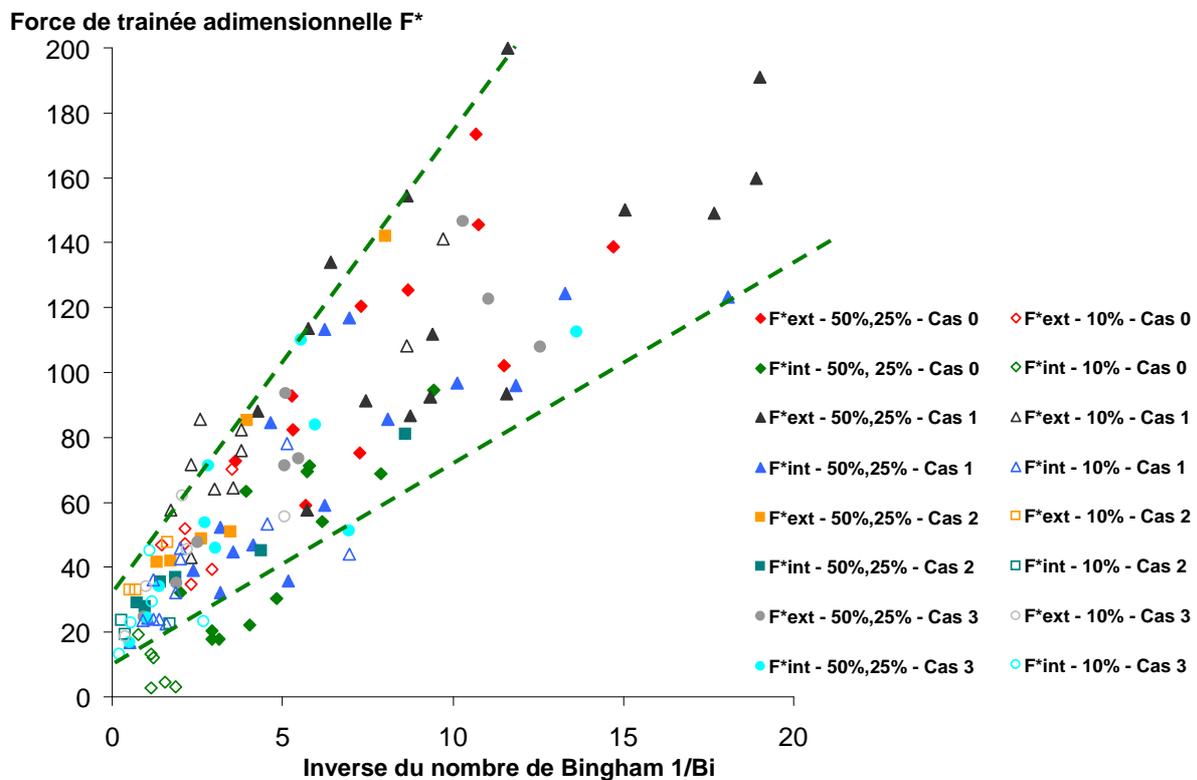


Figure 4.37 Forces de trainée adimensionnées F^* de la sonde Viscoprobe en position intérieure et extérieure en fonction de l'inverse du nombre de Bingham $1/Bi$ pour les différents cas de ratio de vitesse $\xi_{critique}$

Les points s'écartant des tendances (domaine limité par les pointillées vertes) pour de faibles forces adimensionnelles appartiennent en majorité au cas 0 en position intérieure de la sonde Viscoprobe. Nous pouvons émettre l'hypothèse selon laquelle le flux d'entraînement de typologie 1 est créé pour des vitesses inférieures à 10 %. La vitesse de la sonde étant indéterminée dans ce cas de figure.

La figure 4.38 représente les coefficients de trainée en position intérieure et extérieure de la sonde Viscoprobe en fonction du nombre de Reynolds apparents Re^* classé suivant les quatre cas.

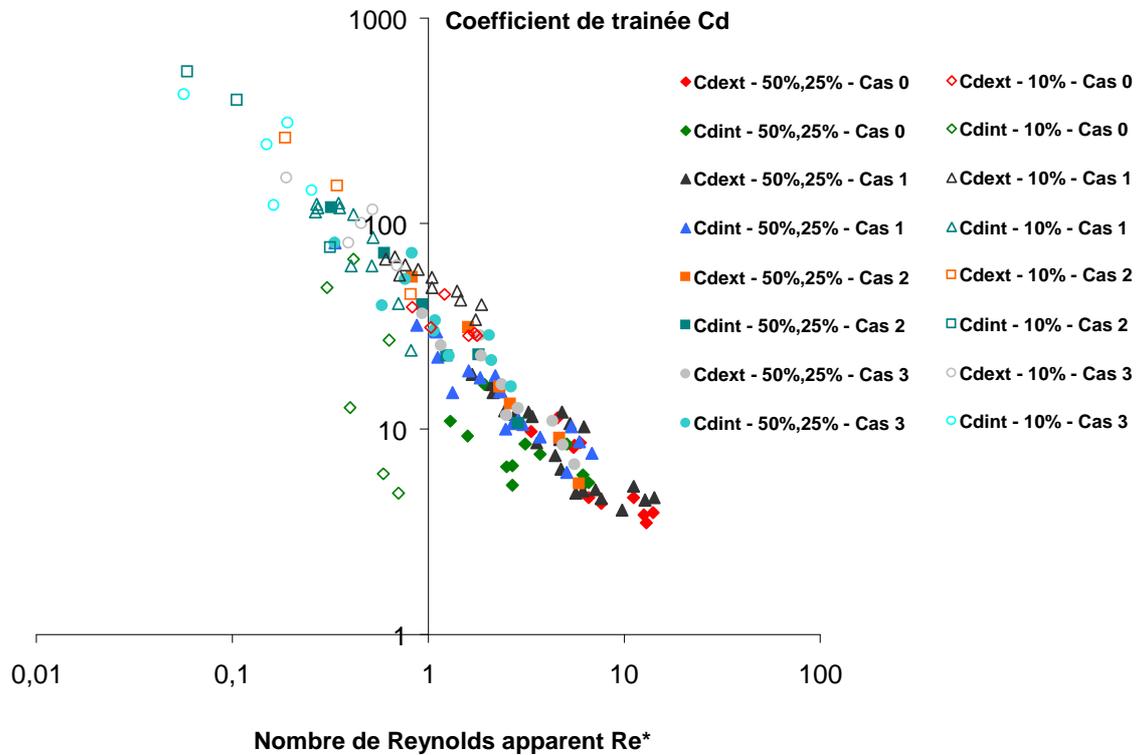


Figure 4.38 Coefficients de trainée en fonction des nombres de Reynolds apparent Re^* pour les différents cas de ratio de vitesse $\xi_{critique}$

Nous pouvons faire la même constatation que précédemment vis-à-vis des forces de trainée adimensionnelles en fonction de l'inverse du nombre de Bingham. Ce sont les points d'investigations appartenant au cas 0 en position intérieure de la sonde Viscoprobe qui s'éloignent de la tendance.

Nous pouvons maintenant déterminer l'ordre de grandeur des vitesses d'entraînement du béton et les introduire pour corriger les relations permettant d'estimer les coefficients de trainée en fonction des nombres de Reynolds apparents correspondants $C_d = f(Re^*)$ et de forces de trainée adimensionnelle en fonction de l'inverse du nombre de Bingham $F^* = f(1/Bi)$.

4.3.3 Correction des vitesses par l'entraînement et l'interaction

Nous déterminons, à l'aide des hypothèses données dans le paragraphe 4.3.2, les vitesses d'entraînement et d'interaction par des mesures sur les graphiques forces de trainée en fonction de la vitesse de la sonde par rapport au malaxeur (figure 4.39).

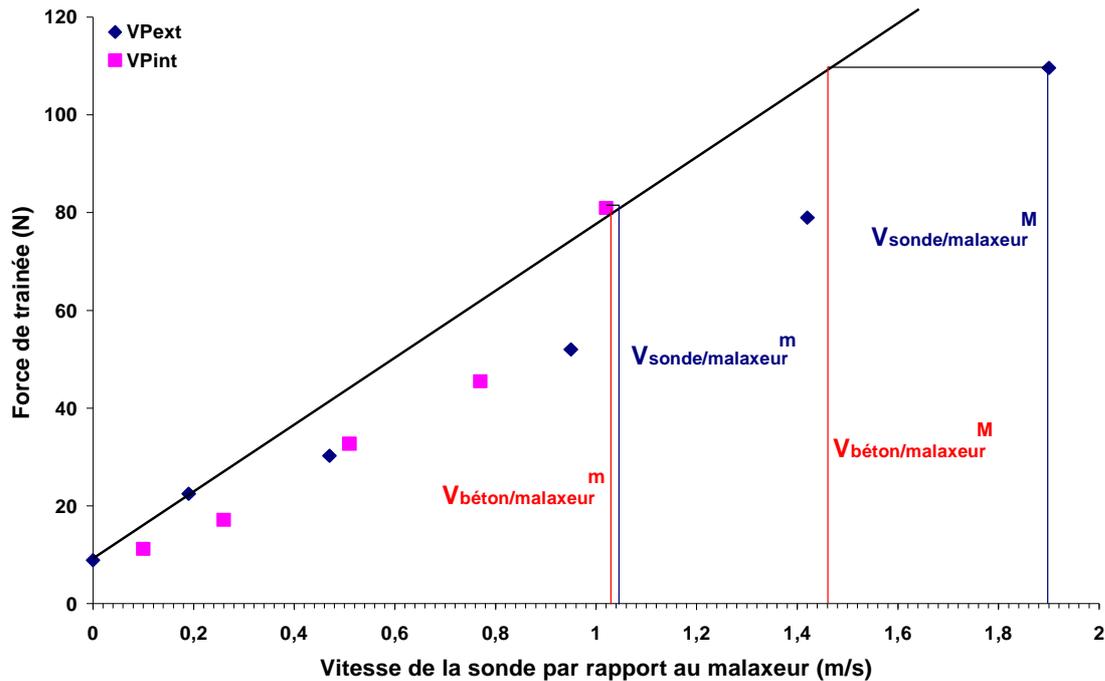


Figure 4.39 Force de trainée en fonction de la vitesse de la sonde par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP1a

Nous représentons les forces de trainée de la sonde Viscoprobe en position intérieure et extérieure en fonction de la vitesse de la sonde par rapport au malaxeur. Nous posons comme hypothèses que :

- la droite caractéristique de la rhéologie du béton passe par l'ordonnée à l'origine de la droite passant par les points aux ratios de vitesse 25 % et 50 % et par le point au ratio de vitesse $\xi = 10\%$,
- le flux d'interaction dans la position extérieure n'influence pas la sonde. Par conséquent, les vitesses d'interactions maximales notées $V_{interaction}^M$ déterminées à partir des forces de trainée en position extérieure sont nulles ($V_{interaction}^M = 0$),
- la vitesse d'entraînement est proportionnelle à la vitesse de malaxage donc les vitesses d'entraînement maximales et minimales sont identiques $V_{entraînement}^M = V_{entraînement}^m$.

Les vitesses d'entraînement maximales $V_{entraînement}^M$ sont déterminées sur le graphique par l'expression suivante :

$$V_{entraînement}^M = V_{sonde/béton}^M = V_{sonde/malaxeur}^M - V_{béton/malaxeur}^M$$

avec $V_{sonde/malaxeur}^M$ la vitesse de la sonde par rapport au malaxeur pour les forces de trainée en position extérieure (en bleu sur la figure 4.39),

$V_{béton/malaxeur}^M$ la vitesse du béton par rapport au malaxeur pour les forces de trainée en position extérieure (en rouge sur la figure 4.39),

En ce qui concerne la vitesse d'interaction minimale $V_{interaction}^m$, son expression est obtenue à partir de :

$$V_{sonde/malaxeur}^m - V_{béton/malaxeur}^m = V_{entraînement}^m - V_{interaction}^m$$

Nous avons vu que :

$$V_{\text{entraînement}}^m = V_{\text{entraînement}}^M = V_{\text{sonde/malaxeur}}^M - V_{\text{béton/malaxeur}}^M$$

Par conséquent,

$$V_{\text{interaction}}^m = V_{\text{sonde/malaxeur}}^M - V_{\text{béton/malaxeur}}^M - V_{\text{sonde/malaxeur}}^m + V_{\text{béton/malaxeur}}^m$$

La détermination des vitesses d'entraînement et d'interaction minimales et maximales permet d'obtenir les bonnes vitesses maximales et minimales de la sonde V_{sonde}^M , V_{sonde}^m :

$$V_{\text{sonde}}^M = V_{\text{sonde/malaxeur}}^M - V_{\text{entraînement}}^M + V_{\text{interaction}}^M = V_{\text{sonde/malaxeur}}^M - V_{\text{entraînement}}^M$$

$$V_{\text{sonde}}^m = V_{\text{sonde/malaxeur}}^m - V_{\text{entraînement}}^m + V_{\text{interaction}}^m$$

Nous apportons les corrections aux vitesses dans les graphiques $F^* = f(1/Bi)$ et $Cd = f(Re^*)$.

La force de traînée adimensionnée F^* en fonction de l'inverse du nombre de Bingham est tracée avec les vitesses de la sonde Viscoprobe sur la figure 4.40 pour les ratios de vitesse 100% et 75% puis figure 4.41 pour les ratios de vitesse 50%, 25% et 10%.

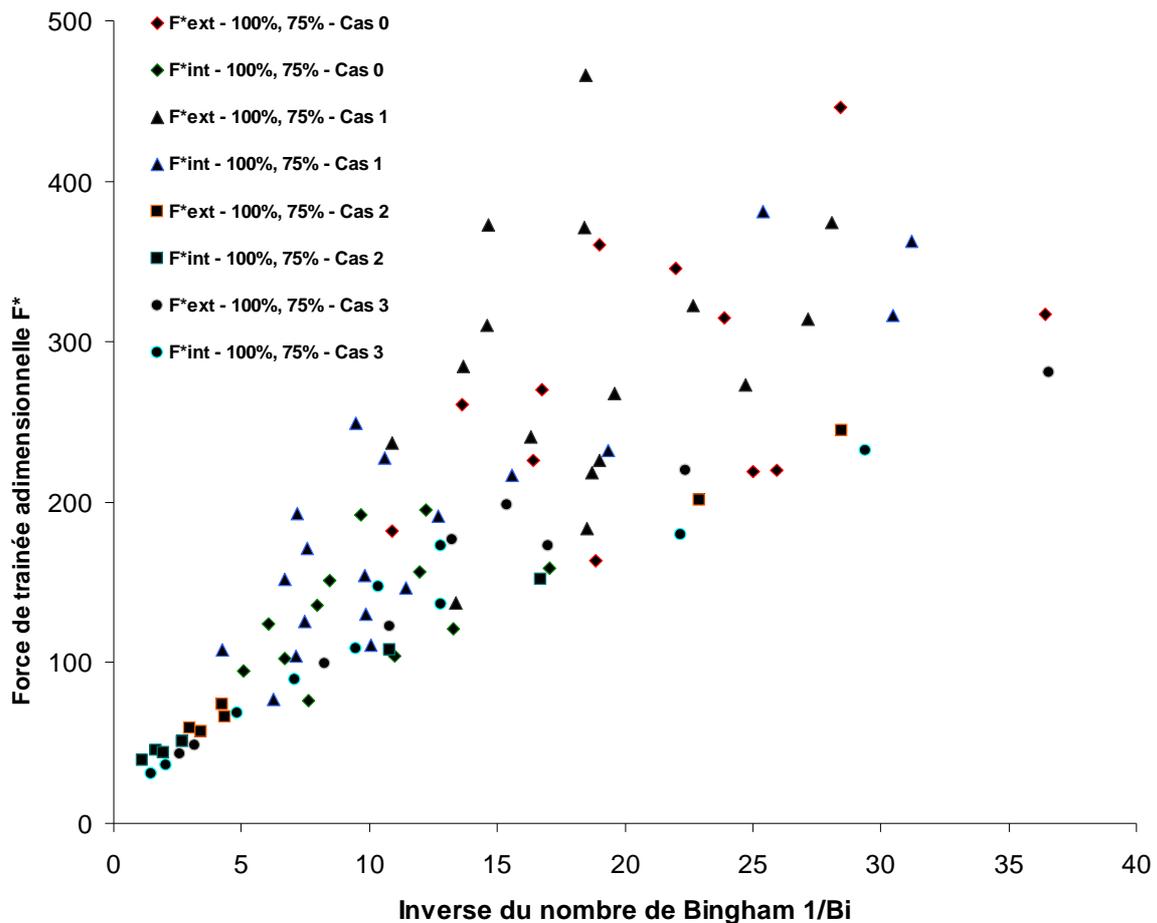


Figure 4.40 Forces de traînée adimensionnée F^* en position intérieure et extérieure en fonction de l'inverse du nombre de Bingham en utilisant la vitesse de la sonde Viscoprobe pour des ratios de vitesse de 100% et 75%

Force de trainée adimensionnelle F^*

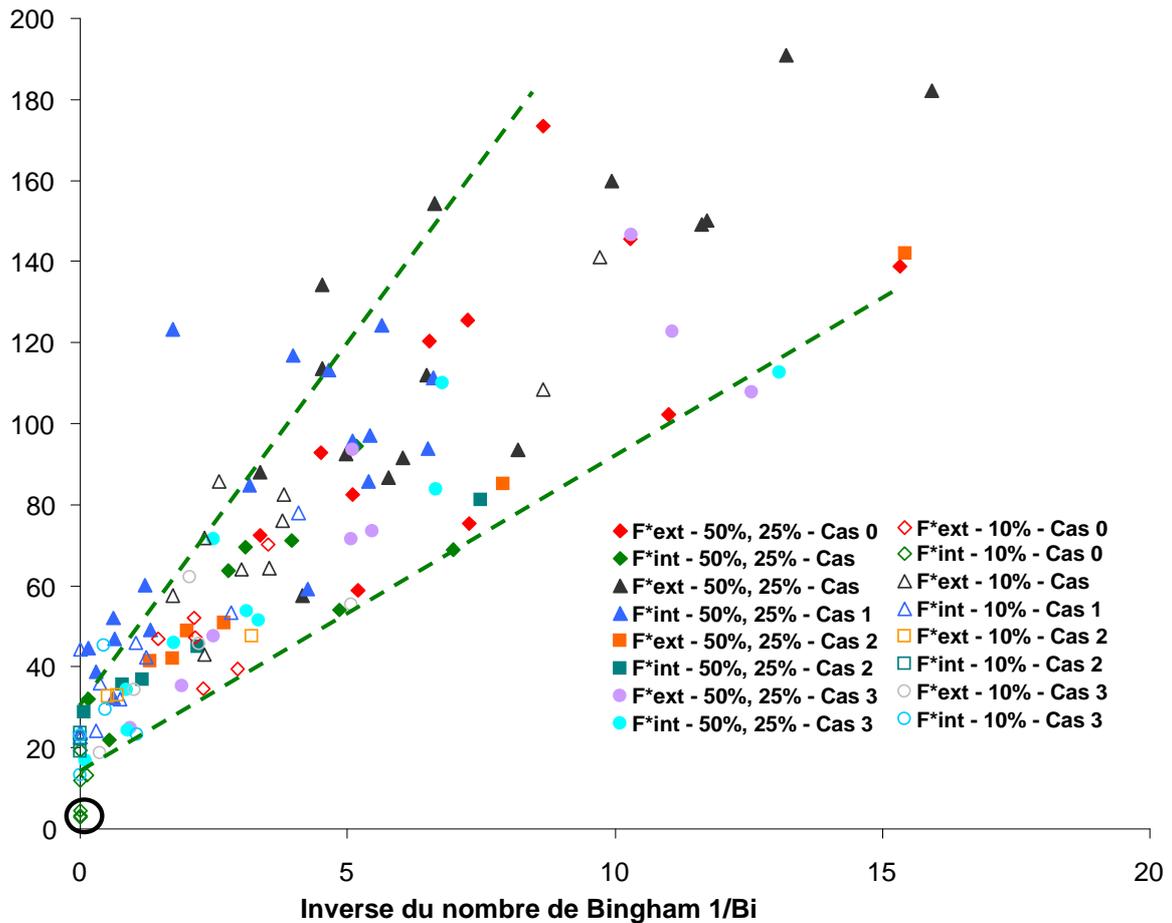


Figure 4.41 Forces de trainée adimensionnée F^* en position intérieure et extérieure en fonction de l'inverse du nombre de Bingham en utilisant la vitesse de la sonde Viscoprobe pour des ratios de vitesse de 50%, 25% et 10%.

Nous avons représenté figure 4.40 les forces adimensionnées en position intérieure et extérieure en fonction de l'inverse des nombres de Bingham correspondants pour des ratios de vitesse de 100% et 75%. L'objectif est d'observer la tendance pour des inverses de nombre de Bingham supérieur à 20. Cette courbe est donnée à titre indicatif car à ces ratios de vitesses des problèmes liés aux effets dynamiques sont observés.

Nous constatons figure 4.41 un fuseau de données plus resserrés que sur la figure 4.37, y compris dans le cas des forces de trainée adimensionnelle en position intérieure. Par contre, un problème est observable pour les forces de trainée en position intérieure à 10 % appartenant au cas 0 (points entourés) et certains points à 25 % appartenant au cas 1. En effet pour ces points la détermination des vitesses d'entraînement et d'interaction à partir d'un comportement binghamien devient complexe. La loi de comportement à faible taux de cisaillement pouvant être caractérisé par une loi non linéaire (voir paragraphe 4.1.1.2).

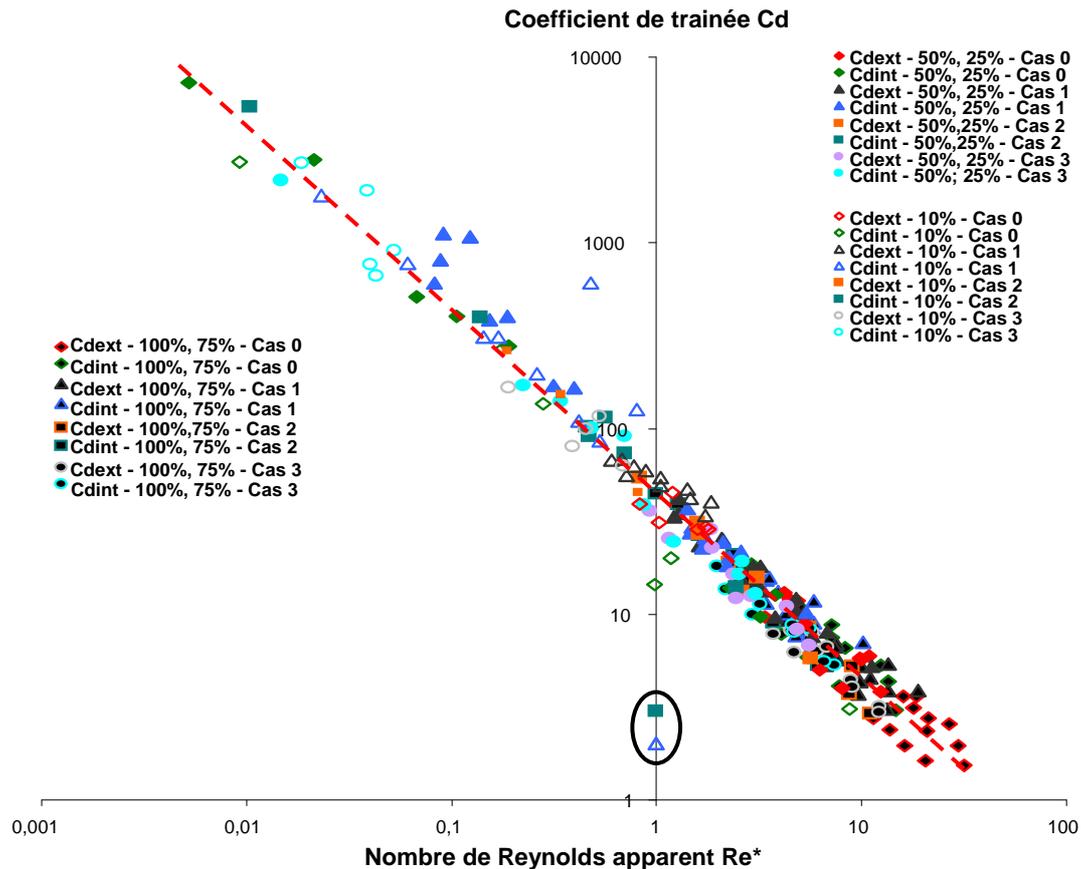


Figure 4.42 Coefficient de trainée Cd en fonction du nombre de Reynolds Re^* pour tous les ratios de vitesse

Les coefficients de trainée Cd en fonction des nombres de Reynolds Re^* sont tracés sur la figure 4.42 pour l'ensemble des ratios de vitesse. Nous observons que les points s'alignent suivant la courbe de tendance rouge y compris les points d'investigations appartenant au cas 0 et de manière moins dispersées que dans le cas de l'étude avant mise en place de la correction de la vitesse. Seuls deux points appartenant au cas 1 et 2 en position intérieure posent des problèmes (points entourés sur la figure 4.42). L'explication est, comme précédemment qu'à faible vitesse le comportement du béton est moins bien caractérisé. Il est donc difficile de déterminer les vitesses d'entraînement et d'interaction.

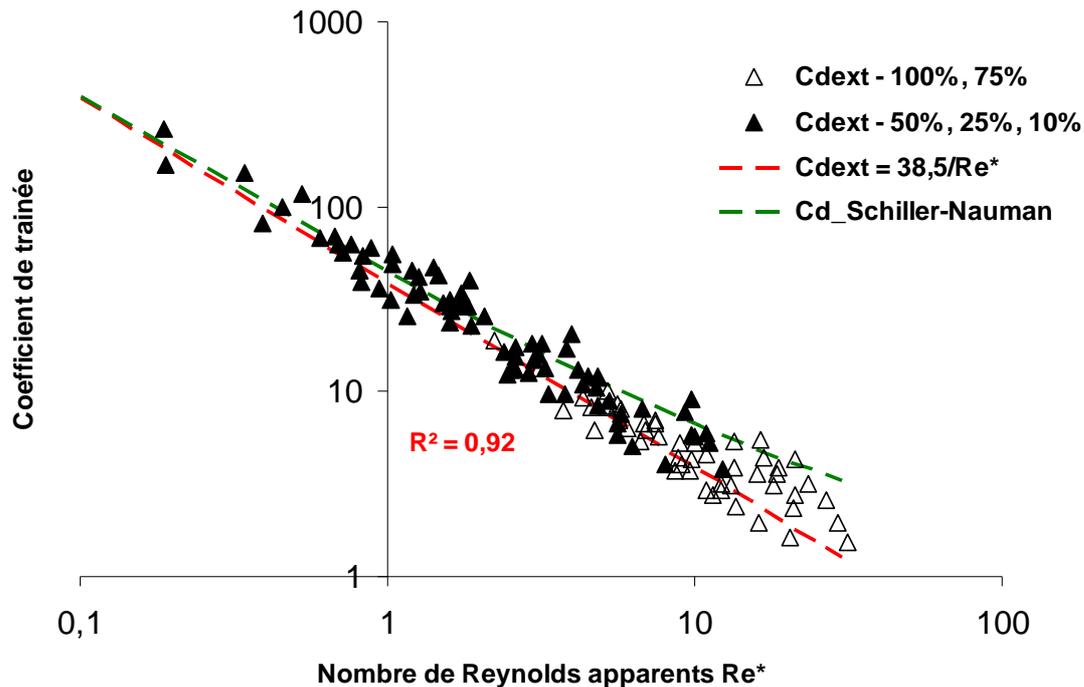


Figure 4.43 Coefficient de trainée C_d en fonction du nombre de Reynolds Re^* pour la sonde Viscoprobe en position extérieure tous les ratios de vitesse

Nous représentons figure 4.43 les coefficients de trainée en fonction des nombres de Reynolds apparents correspondants dans le cas de la sonde Viscoprobe en position extérieure. Nous avons également tracé en pointillée rouge l'équation $C_d = 38,5/Re^*$. Les effets dynamiques de Schiller et Nauman [Schiller et Nauman, 1935] reliant le coefficient de trainée et le nombre de Reynolds apparent selon $C_d = 38,5k_{dyn}/Re^*$ apparaissent en pointillée verte sur la même figure. Nous constatons que globalement pour des ratios de vitesse de 50%, 25% et 10%, le coefficient de trainée suit la loi $C_d = 38,5/Re^*$ (coefficient de corrélation de 0,92). Lorsque les nombres de Reynolds deviennent importants, nous observons une déviation des points notamment aux ratios de vitesses 75 % et 100 %. En effet, ces points expérimentaux commencent à suivre l'effet de courbure lié à la dynamique (figure 4.43)

Les vitesses de déplacement de la sonde Viscoprobe par rapport au béton sont donc obtenues en appliquant l'algorithme de correction. Il est maintenant possible de proposer une méthode de mesure des paramètres rhéologiques dans le malaxeur à l'aide des enregistrements de la sonde Viscoprobe.

4.4 Vers une rhéométrie en ligne

4.4.1 Méthode proposée

Nous considérons la vitesse dans le flux d'entraînement en position extérieure de la sonde Viscoprobe comme constante dans le train valseur et proportionnelle à la vitesse dans l'étoile de malaxage sauf pour des ratios de vitesse de malaxage de 10 %. Dans ce dernier cas, la vitesse du flux d'entraînement est considérée nulle. Dans cette hypothèse, les points des forces de trainée en fonction des vitesses de la sonde Viscoprobe par rapport au malaxeur dans la présence d'un entraînement ($\xi > \xi_{\text{critique}}$) se situent sur une droite ayant la même ordonnée à l'origine que la droite caractéristique du comportement rhéologique que nous nommerons droite de rhéologie. Les points expérimentaux pour $\xi < \xi_{\text{critique}}$ appartiennent eux à la droite de rhéologie. Enfin, nous décidons de limiter l'analyse aux points de ratios de vitesses ξ de 10 %, 25 % et 50 %. En effet, l'enregistrement correspondant aux ratios de vitesse ξ de 100 % et 75 % n'est pas inclus dans l'exploitation des données car il semble perturber notablement l'analyse. Les différentes raisons pour les exclure sont la rhéologie mal stabilisée à ces niveaux de vitesse, les effets dynamiques sur la force de trainée, l'évolution de la rhéologie constatée entre la réalisation de la mesure à ces ratios de vitesse et la mesure au rhéomètre.

Dans l'hypothèse d'un comportement rhéologique de type Bingham, la représentation de ce type de rhéologie dans un espace force de trainée en fonction de la vitesse est une droite dont la pente est reliée à la viscosité plastique et l'ordonnée à l'origine au seuil de cisaillement. L'ordonnée à l'origine de la force de trainée notée F_0 est déterminée dans les cas 1 et 3 à partir des forces de trainée en position extérieure aux ratios de vitesse de 25% et 50%. En ce qui concerne le cas 2 pour lequel le ratio de la vitesse de malaxage critique est compris entre 25 % et 50%, l'ordonnée à l'origine est obtenue à l'aide des forces de trainée en position extérieure à 10 % et 25%. La pente est déterminée en utilisant l'ordonnée à l'origine précédente et la force de trainée en position extérieure pour un ratio de vitesse de malaxage de 10%.

4.4.2 Mesure du seuil de cisaillement

4.4.2.1 Comparaison avec mesures de référence

L'analyse a été faite avec le premier scénario en ce qui concerne l'offset. Nous avons représenté l'évolution de l'ordonnée à l'origine de la force de trainée en position extérieure notée F_0 identifiée à partir des mesures à la sonde Viscoprobe (ratio de vitesses de 25 % et 50 %) en fonction du seuil de cisaillement mesuré au rhéomètre pour les différents bétons autoplaçants testés (figure 4.44).

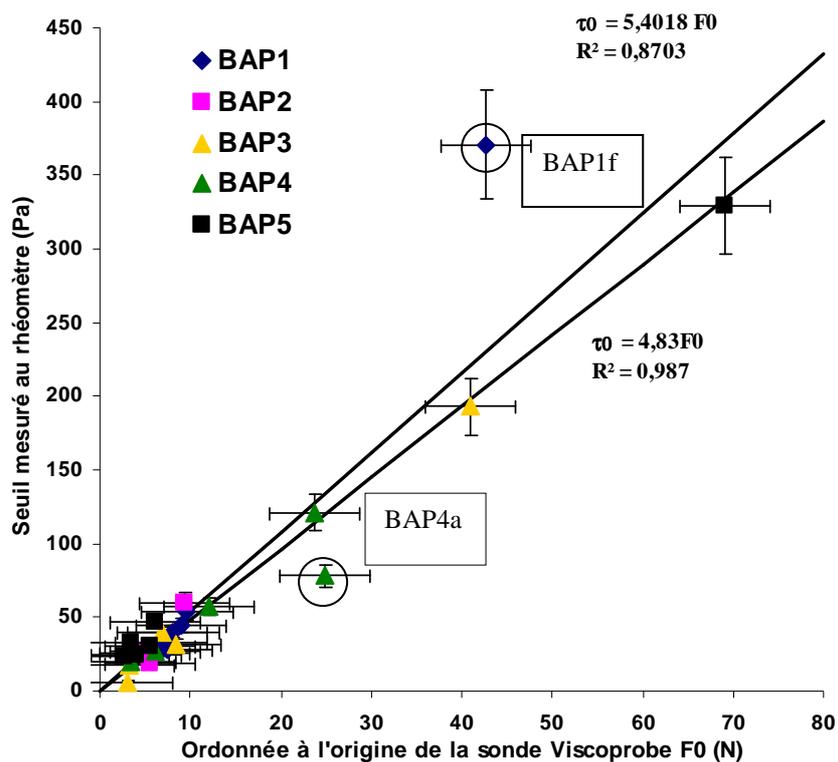


Figure 4.44 Seuil mesuré au rhéomètre en fonction de l'ordonnée à l'origine notée F_0 identifiée par la sonde Viscoprobe, régression réalisée avec et sans le point correspondant au plus fort seuil

Pour rappel, les fabrications BAP1, BAP2 et BAP5 sont réalisées à des remplissages de 1000 L, la fabrication BAP3 à un remplissage de 600 L et la fabrication BAP4 à un remplissage de 800 L. Nous constatons que le remplissage du malaxeur n'a pas d'influence sensible sur les résultats. Les incertitudes liées au rhéomètre et à la sonde Viscoprobe sont ajoutées sur la figure 4.44. Une relation linéaire semble exister entre le seuil mesuré au rhéomètre et l'ordonnée à l'origine de la sonde Viscoprobe. Le coefficient de corrélation s'élève à 0,87. Les valeurs des deux points d'investigations BAP1f et BAP4a entourés sur la figure 4.44 semblent erronées. En ce qui concerne, le point d'investigation BAP1f un problème de foisonnement du béton conduit à une mesure de l'ordonnée à l'origine identifiée par la sonde Viscoprobe trop faible. Ce point d'investigation permet de donner une limite de validité de la sonde Viscoprobe. En effet, au-delà de 330 Pa la sonde Viscoprobe ne permet plus d'identifier une ordonnée à l'origine correcte.

Pour le point d'investigation BAP4a, un problème d'échantillonnage dans des parties plus fluides du béton dans le malaxeur est probablement à l'origine des différences. En effet, la mesure rhéologique au rhéomètre semble être sous-estimée.

En excluant ces deux points d'investigations, la relation entre le seuil mesuré au rhéomètre et l'ordonnée à l'origine identifiée par la sonde Viscoprobe est meilleure (coefficient de corrélation s'élevant à 0,99) et le coefficient de proportionnalité diminue légèrement à 4,83.

Nous réalisons maintenant le classement des points d'investigations suivant les 4 cas sur la figure 4.45.

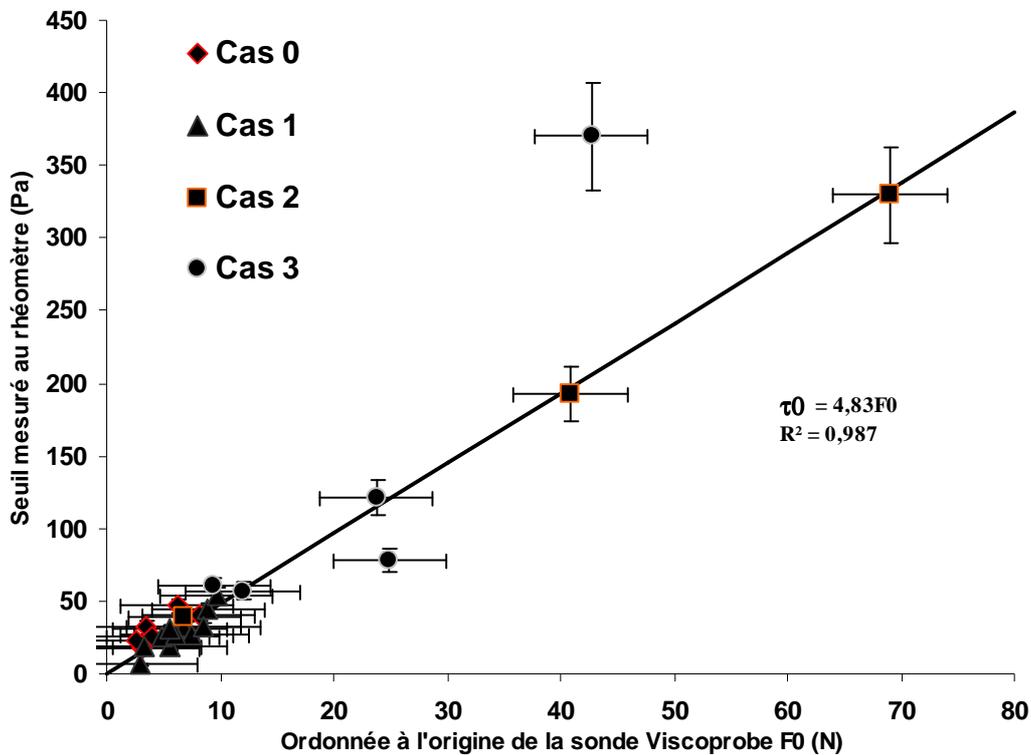


Figure 4.45 Seuil au rhéomètre en fonction de l'ordonnée à l'origine mesurée de la force de trainée notée F_0 par la sonde Viscoprobe pour les différents cas de ratio de vitesse critique ξ_{critique}

La figure 4.45 présente la correspondance entre le seuil au rhéomètre et l'ordonnée à l'origine mesurée excluant les deux points d'investigations BAP1f et BAP4a. Nous constatons que ces deux points appartiennent tout deux au cas 3 le ratio de vitesse critique est donc supérieure à 50%. Nous pouvons calculer l'écart type moyen en considérant la relation entre le seuil et l'ordonnée à l'origine $\tau_{0\text{rhéo}} = 4,83F_0$. Cet écart-type s'élève à 8 Pa (il est plus faible qu'entre le seuil au rhéomètre et le seuil à l'étalement : 10 Pa).

4.4.2.2 Coefficient de proportionnalité χ^*

Nous avons vu précédemment que le coefficient de corrélation s'élève à 0,99 en excluant les deux points d'investigations dont le seuil est trop élevé. Le coefficient de proportionnalité entre le seuil mesuré au rhéomètre et l'ordonnée à l'origine identifiée par la sonde Viscoprobe est de 4,83. A partir de ces corrélations et à l'aide des graphiques $F^* = f(1/Bi)$, il est possible de déterminer le coefficient de la sonde Viscoprobe noté χ_{VP}^* .

$$F_0 = 0,207\tau_0$$

donc

$$\chi_{VP}^* = 0,207/R_{\text{Visco}}^2$$

$$\chi_{VP}^* = 26,36\pi$$

Nous dissocions les points d'investigations suivant les taux de remplissages. Pour les fabrications à 1000L (BAP1, BAP2 et BAP5), le coefficient de corrélation R^2 s'élève à 0,986 et le coefficient χ_{VP}^* est de $26,3\pi$. Le coefficient χ_{VP}^* atteint $25,5\pi$ dans le cas d'un remplissage de 800 L (BAP4) pour un coefficient de corrélation de 0,995 et enfin pour un remplissage de 600 L, le coefficient χ_{VP}^* s'élève à $27,1\pi$ et un coefficient de corrélation de 0,992 (tableau 4.5). Le taux de remplissage n'influence pas le coefficient χ_{VP}^* . On discutera ce constat plus loin.

Une comparaison entre les coefficients obtenus analytiquement, avec la maquette et expérimentalement par la sonde Viscoprobe est réalisée tableau 4.5.

Remplissage équivalent (L)	Coefficient χ_{VP}^* $D_{car} = R_{Visco}$
600	$27,13\pi$
800	$25,46\pi$
1000	$26,27\pi$

Tableau 4.5 Coefficients χ_{VP}^* dans le cas de l'expérimentation avec la sonde Viscoprobe en fonction des remplissages

Les coefficients χ_{VP}^* sont du même ordre de grandeur avec ceux déterminés sur la maquette, dans l'hypothèse considérant le rayon de la sonde Viscoprobe comme longueur caractéristique.

Le coefficient χ^* s'élève à 12π dans le calcul analytique pour une sphère dans un fluide infini. Nous pouvons en déduire que les coefficients sont un peu plus que doublés dans le cas de la sonde Viscoprobe par rapport au cas analytique. Ceci peut se justifier, car le coefficient χ_{VP}^* prend en compte aussi les effets de parois (coefficient de parois $k_{Faxén}$), les effets dynamiques (coefficient dynamique k_{dyn}), la présence des granulats dans le béton (paramètre k_I) et les effets de forme.

4.4.3 Mesure de la viscosité

4.4.3.1 Comparaison avec mesures de référence

Nous exploitons ensuite la pente des forces de trainée en position extérieure de la sonde Viscoprobe déterminées pour des vitesses faibles. Cette pente noté « p » est le coefficient directeur de la droite passant par la force en position extérieure mesurée au ratio de vitesse de 10 % et par l'ordonnée à l'origine définie précédemment.

Nous avons observé, comme sur la figure 4.44 sur laquelle le seuil de cisaillement et l'ordonnée à l'origine sont corrélés, que le remplissage n'influence pas la correspondance entre la viscosité et la pente identifiée par la sonde Viscoprobe. Nous illustrons donc la relation entre cette pente et la viscosité plastique mesurée au rhéomètre sur la figure 4.46 pour les 4 cas.

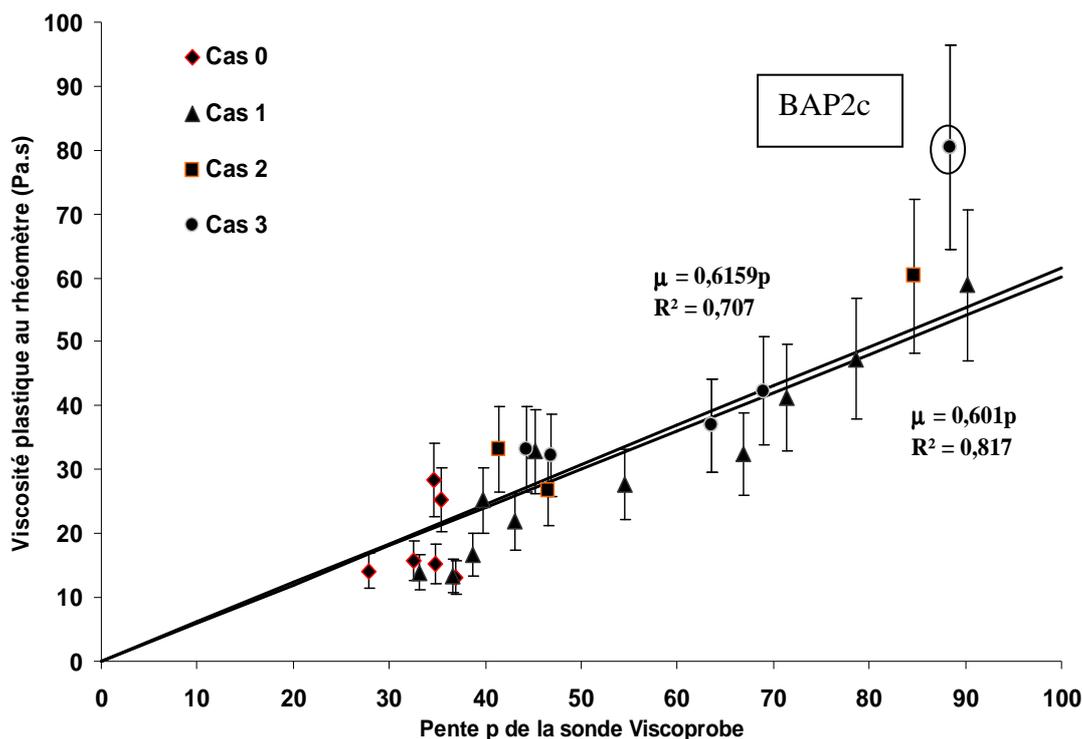


Figure 4.46 Viscosité au rhéomètre en fonction de la pente mesurée par la sonde Viscoprobe, régression réalisée avec et sans le point correspondant au plus fort seuil

Les incertitudes liées aux mesures réalisées avec le rhéomètre sont indiquées sur la figure 4.46. L'identification d'une relation linéaire entre la viscosité mesurée au rhéomètre et la pente de la sonde Viscoprobe peut être acceptable. Le coefficient de corrélation s'élève à 0,71. Nous constatons cependant que la dispersion des données est plus importante que dans le cas de la correspondance entre le seuil et l'ordonnée à l'origine.

Le point d'investigation BAP2c entourés sur la figure 4.46 pose problème, il appartient au cas 3 comme les points d'investigations BAP1f et BAP4a. Ce problème est probablement à relier avec un effet de foisonnement du béton dans le malaxeur qui conduit à une sous estimation de la pente par la sonde Viscoprobe ou un problème d'échantillonnage. Il permet d'établir une limite de validité en viscosité. La sonde Viscoprobe n'est pas susceptible de mesurer des viscosités supérieures à 60 Pa.s (figure 4.46).

La relation entre la viscosité mesurée au rhéomètre et la pente identifiée par la sonde Viscoprobe est meilleure en excluant le point d'investigation BAP2c (coefficient de corrélation s'élevant à 0,82) et le coefficient de proportionnalité évolue peu (0,6). Nous pouvons calculer l'écart type moyen en considérant la relation entre le seuil et l'ordonnée à l'origine $\mu_{\text{rhéo}} = 0,6p$. Cet écart-type s'élève à 9 Pa.s (il est équivalent à celui entre la viscosité au rhéomètre et la viscosité au V-Funnel pour comparaison qui était de 9 Pa.s).

4.4.3.2 Coefficient de proportionnalité λ^*

Le coefficient de corrélation reliant la viscosité mesurée au rhéomètre μ et la pente de la sonde Viscoprobe p est de 0,82 en excluant le point d'investigation BAP2c. Le coefficient de proportionnalité ainsi calculé est de 0,6. De la même façon que pour le coefficient χ^* , Il est possible de déterminer le coefficient λ_{VP}^* de la sonde Viscoprobe à partir de ces corrélations et à l'aide des graphiques $F^* = f(1/\text{Bi})$.

$$p = 1,664\mu$$

donc

$$\lambda_{VP}^* = 1,664/R_{Visco}$$

$$\lambda_{VP}^* = 10,59\pi$$

Nous dissocions les points d'investigations suivant les taux de remplissages. Pour les fabrications à 1000L (BAP1, BAP2 et BAP5), le coefficient de corrélation R^2 s'élève à 0,86 et le coefficient λ_{VP}^* est de $10,5\pi$. Le coefficient λ_{VP}^* atteint $10,6\pi$ dans le cas d'un remplissage de 800 L (BAP4) pour un coefficient de corrélation de 0,70 et enfin pour un remplissage de 600L, le coefficient λ_{VP}^* s'élève à $10,5\pi$ et un coefficient de corrélation très faible de 0,38 (tableau 4.6).

Remplissage équivalent (L)	Coefficient λ_{VP}^* $D_{car} = R_{Visco}$
600	$10,51\pi$
800	$10,63\pi$
1000	$10,52\pi$

Tableau 4.6 Coefficients λ_{VP}^* dans le cas de l'expérimentation avec la sonde Viscoprobe en fonction des remplissages

Les mêmes types d'observations que pour les coefficients χ_{VP}^* sont obtenues. Nous constatons que le remplissage n'a pas d'influence sur la valeur de ces coefficients (tableau 4.6). D'autre part les coefficients λ_{VP}^* sont plus grand mais restent du même ordre de grandeur que ceux de la maquette $\lambda_{maquette}^*$, en considérant le rayon de la sonde comme longueur caractéristique.

Le coefficient λ^* s'élève à 6π dans le calcul analytique pour une sphère dans un milieu infini. Ce coefficient est quasiment doublé dans le cas de la sonde Viscoprobe. Ceci peut se justifier car, comme pour le cas du coefficient χ_{VP}^* , ils prennent en compte les effets de parois, dynamiques, de forme de l'objet immergée, des voûtes...

De plus, nous observons un ratio de 2,5 entre les coefficients χ_{VP}^* et λ_{VP}^* : $\chi_{VP}^* = 2,5\lambda_{VP}^*$. Ceci revient à considérer que la constante d'Ansley et Smith (k_1) est égale à 0,8. Cette constante s'élève à 1,1 dans des conditions d'écoulement idéales pour des fluides à seuil modèles.

Par conséquent, la relation finale entre la force de trainée expérimentale, la vitesse et la rhéologie estimée avec la sonde Viscoprobe est de la forme lorsque la longueur caractéristique est le rayon de la sonde:

$$F_{VP} = 10,5\pi R_{Visco} V_{Visco} \mu_{app}(\dot{\gamma}) + 26,3\pi \tau_0 R_{Visco}^2$$

4.4.4 Analyse d'effets perturbateurs

Ces relations sont directement exploitables pour dépouiller des enregistrements réalisés à l'aide d'une sonde Viscoprobe et aboutir à une évaluation pertinente des paramètres rhéologiques du béton en cours de malaxage. Nous avons cependant montré que le domaine d'utilisation de ces relations reste assez étroit. Il convient d'étudier des bétons fluides, en limitant les mesures à des vitesses de malaxage intermédiaires.

Avant de finir l'analyse on donne dans ce paragraphe quelques informations complémentaires en évaluant quelques effets pouvant modifier les mesures.

4.4.4.1 Choix de l'offset

Nous réalisons maintenant le second scénario de l'offset. Nous considérons que le changement d'offset se produit après le démarrage du malaxeur et avant le passage au palier de 50% de la vitesse nominale de malaxage. Dans ce cas les offsets aux ratios de vitesse de malaxage $\xi = 10\%$, 25% et 50% sont ceux identifiés après l'arrêt du malaxeur qui les succède. La variation de l'offset influence seulement sur le seuil et l'ordonnée à l'origine de la sonde Viscoprobe. Les résultats obtenus sont présentés figure 4.47.

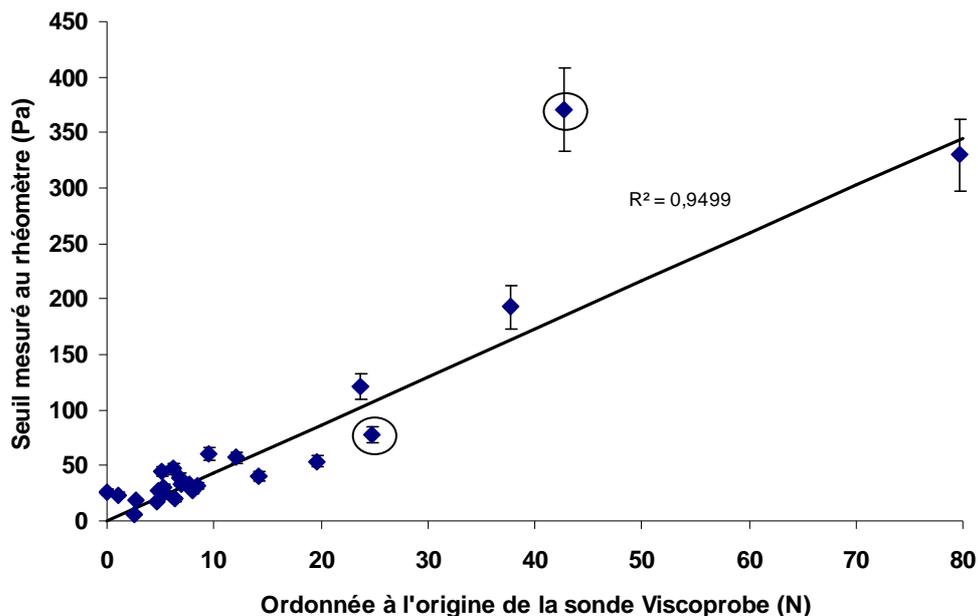


Figure 4.47 Seuil au rhéomètre en fonction de l'ordonnée à l'origine mesurée par la sonde Viscoprobe pour le second cas de figure des offsets

Nous constatons que la correspondance entre le seuil mesuré par le rhéomètre et l'ordonnée à l'origine déterminée à partir de la sonde Viscoprobe est moins bonne. Les points sont plus dispersés, le coefficient de corrélation s'élève à 0,95 (il était de 0,99 auparavant).

4.4.4.2 Foisonnement du béton

Nous réalisons un essai sur un béton vibré. Le béton vibré est un béton ordinaire d'affaissement de 100 mm. Les forces de trainées en position intérieure et extérieure de la sonde Viscoprobe pour deux ratios de vitesse de malaxage différents (100 % et 25 %) sont

représentées sur la figure 4.48. Pour l'essai au rhéomètre à bétons, le béton est préalablement vibré à la table vibrante.

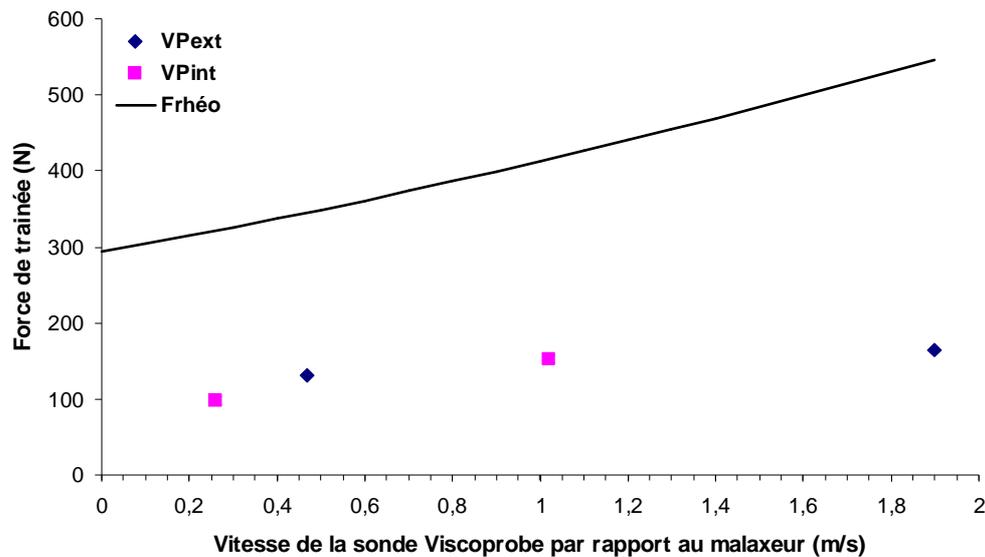


Figure 4.48 Forces de trainée mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur et mesurées par le rhéomètre en fonction de sa vitesse pour un béton vibré

La force de trainée estimée en utilisant les valeurs des paramètres rhéologiques obtenues au rhéomètre correspond à la droite noire sur la figure 4.48. Nous constatons que la force de trainée au rhéomètre ($F_{rhéo}$) est plus élevée que les forces de trainée mesurées à l'aide de la sonde Viscoprobe. Un taux de foisonnement important est à l'origine de cette différence. En effet, pour l'essai au rhéomètre à bétons, le béton est préalablement vibré à la table vibrante. Par conséquent, l'air occlus dans le béton est éliminé. Tandis que dans le malaxeur, le béton vibré étant réalisé avec un entraîneur d'air, le foisonnement est élevé et les forces de trainée mesurées sont bien plus faibles.

4.4.4.3 Evolution de la rhéologie

L'évolution de la rhéologie au cours du malaxage aux ratios de vitesse de malaxage de 100 % et 75 % provoque suivant les cas une surestimation ou une sous estimation des forces en position extérieure de la sonde Viscoprobe à ces vitesses. Nous présentons figure 4.49 et 4.50 des cas pour lesquels l'évolution de la rhéologie est marquée. La droite noire correspond à la droite de rhéologie liée au seuil présentée précédemment (passant par les forces en position extérieure par $\xi = 25\%$ et 50%). L'ajout d'eau dans le cas du BAP5b (figure 4.49) provoque une diminution de la rhéologie aux ratios de vitesse de malaxage $\xi = 50\%$, 25% et 10% . Par conséquent, les forces de trainée en position extérieure à 100 % et 75 % sont très supérieures à la droite rhéologique. La fluidification du béton (de façon homogène) par l'eau n'a pas encore lieu lors des premiers enregistrements (ratios de vitesse de 100 % et 75 %). Ceci peut s'expliquer par le fait que l'ajout d'eau est effectué dans une zone spécifique du malaxeur. Le temps requis pour l'homogénéisation du mélange est assez long. La sonde Viscoprobe est susceptible de passer à la périphérie des zones fluides d'apport d'eau en début de mesure.

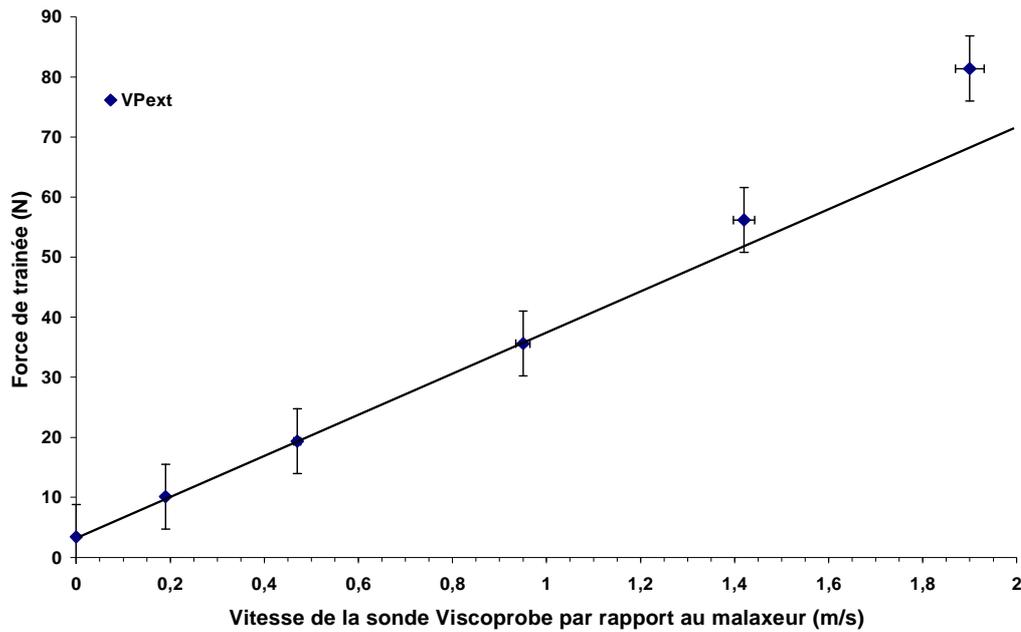


Figure 4.49 Signaux de forces de trainée maximales et minimales de la sonde Viscoprobe en fonction des vitesses théoriques maximales et minimales pour le point d'investigation BAP5b

L'ajout de ciment dans le cas du BAP3e (figure 4.50) conduit à une augmentation de la rhéologie aux ratios de vitesses de malaxage : $\xi = 50\%$, 25% et 10% . La force de trainée en position extérieure pour $\xi = 100\%$ est située sous la droite de rhéologie. Celle à 75% est située sur cette droite. Le béton devient plus ferme avec l'absorption du ciment à 50% , 25% et 10% .

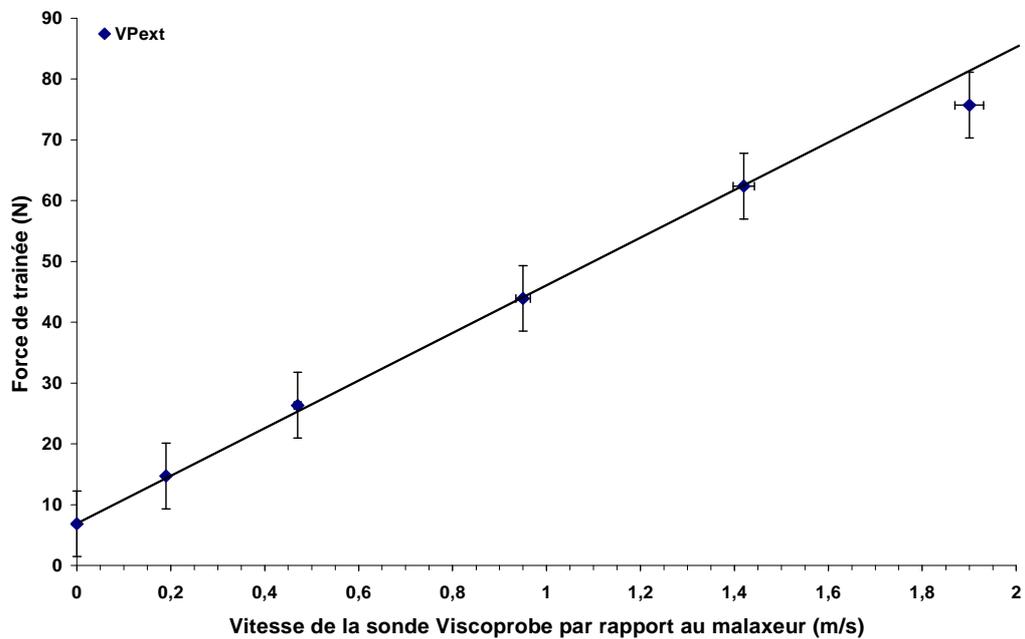


Figure 4.50 Signaux de forces de trainée maximales et minimales de la sonde Viscoprobe en fonction des vitesses théoriques maximales et minimales pour le point d'investigation BAP3e

4.4.4.4 Hétérogénéité des bétons

Les moyennes des écart-types des forces en position extérieure VP_{ext} et en position intérieure VP_{int} sont indiquées pour les diverses formulations de bétons sur la figure 4.51. L'objectif est d'évaluer et de comprendre l'effet de l'hétérogénéité des bétons sur le signal de la sonde Viscoprobe.

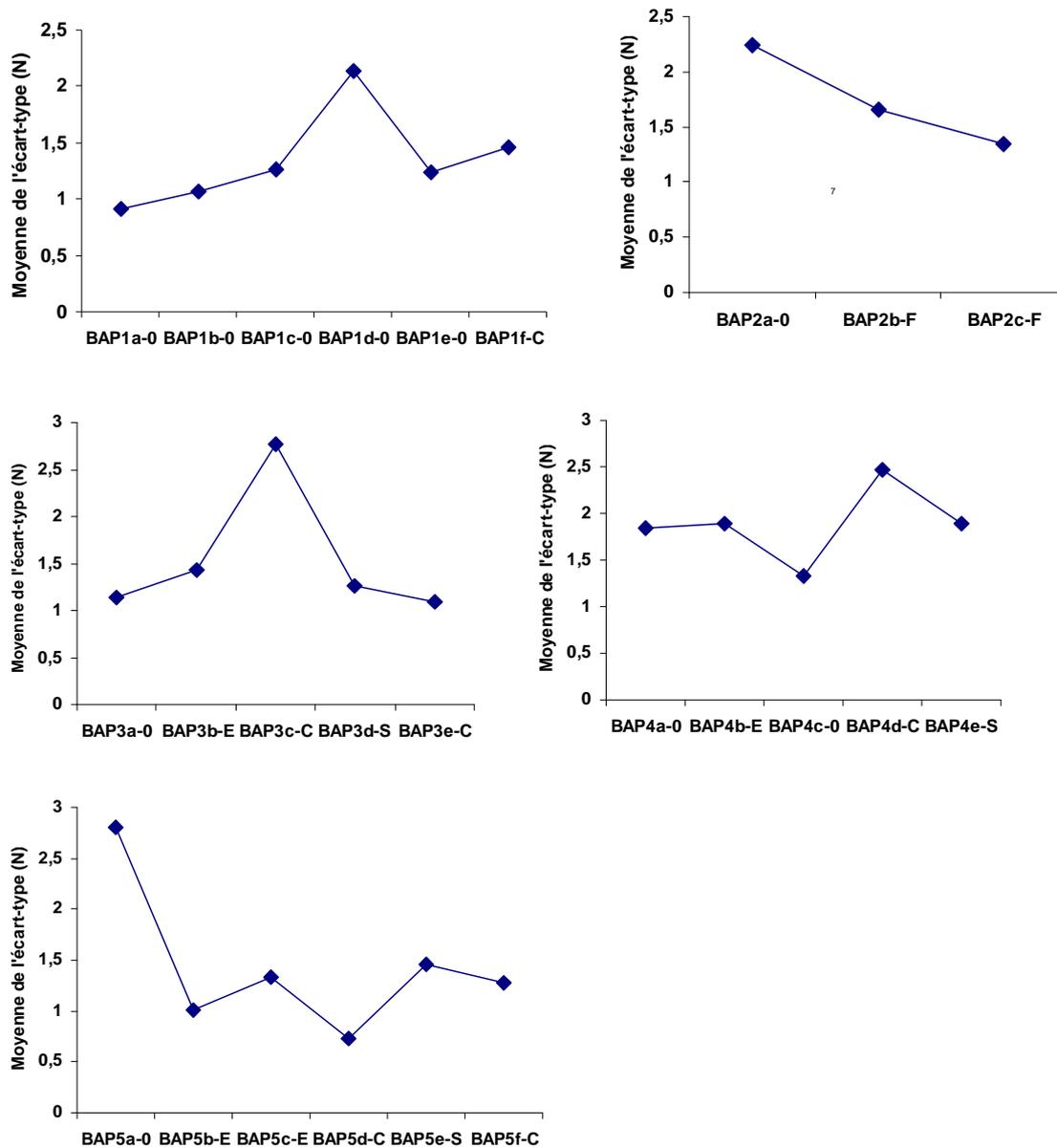


Figure 4.51 Moyenne de l'écart-type en fonction des différentes formulations

Rappelons que la lettre présente en fin de nom des bétons autoplaçants permet de connaître le type d'ajout de constituant effectué (E est un ajout d'eau, C un ajout de ciment, S un ajout de superplastifiant et 0 aucun ajout de matériaux). De manière générale, l'introduction d'eau conduit à une augmentation de la moyenne de l'écart-type (sauf dans le cas du BAP5b) des forces VP_{ext} et VP_{int} mesurées par la sonde Viscoprobe. Par conséquent, l'incorporation de l'eau semble difficile à maîtriser lors du malaxage. A contrario, l'ajout de ciment ou de filler provoque une diminution de cet écart-type (sauf pour les points d'investigations BAP3c et

BAP4d). L'incorporation du ciment ou du filler dans le malaxeur se maîtrise plus facilement que celui de l'eau.

Cette méthode ne marche malheureusement pas pour juger de l'hétérogénéité. En effet, les points d'investigations BAP1d et BAP4c respectivement n'ont aucune raison d'avoir plus d'hétérogénéité que les points d'investigations BAP1a, BAP1b, BAP1c et BAP4b respectivement parce que pour ces points nous n'avons pas ajouté de matériaux.

4.5 Synthèse de l'analyse

L'objectif principal de l'analyse était de trouver une méthode de détermination de la rhéologie en ligne du béton à l'aide de la sonde Viscoprobe.

Dans un premier temps, une relation reliant la force de trainée, la vitesse et les paramètres rhéologiques a été proposée et justifiée dans le cas spécifique de la sonde Viscoprobe :

$$F = \lambda^* V_{\text{Visco}} R_{\text{Visco}} \mu_{pl}(\dot{\gamma}) + \chi^* \tau_0 R_{\text{Visco}}^2 \quad (4.3)$$

La nature de la dépendance des coefficients λ^* et χ^* avec les effets de parois, les effets dynamiques et la constante d'Ansley et Smith (k_I , reliant la vitesse de l'objet immergé au taux de cisaillement local produit dans le fluide) a été établie en se basant sur les données bibliographiques. Une relation relierait χ^* et λ^* : $\chi^* = 2\lambda^*/k_1$.

Un certain nombre d'autres facteurs pouvant influencer la force de trainée dans un malaxeur à béton ont été analysés sur la base des données expérimentales : nature granulaire du béton et son foisonnement, perturbation de la surface libre, taux de remplissage.

Des essais sur maquette ont aidé à approfondir la connaissance de l'expression de la force de trainée. La maquette est obtenue, d'une part, en réduisant la taille de la sonde et celle de la couche du fluide pour trois niveaux de remplissage du malaxeur et, d'autre part, en utilisant des fluides modèles lors d'un mouvement rectiligne de la sonde à très faible nombre de Reynolds. Les essais valident la linéarité entre la force de trainée et la vitesse de la sonde. L'effet du taux de remplissage est pris en considération, en très grande partie, en considérant la hauteur de la couche de fluide à la place du rayon de la sonde, en tant que longueur caractéristique dans l'expression de la force de trainée.

Dans l'analyse des données expérimentales nous gardons l'expression de la force de trainée en fonction de la vitesse et de la rhéologie, proposée précédemment. A ce stade, nous considérons la longueur caractéristique comme étant le rayon de la sonde.

Dans l'expression de la force de trainée, la vitesse correspond à la vitesse relative entre la sonde et le fluide. Le problème est particulièrement important dans le cas de l'écoulement dans le malaxeur où il faut prendre en compte la vitesse du béton au voisinage de la sonde. A cette fin, nous proposons d'abord une description des motifs d'écoulement dans le malaxeur, sur la base des simulations numériques et après une confrontation avec les mesures de forces de trainées dans le malaxeur, par la sonde Viscoprobe et par les sondes Bi-MFM. Deux flux d'écoulement sont mis en évidence : un flux d'interaction entre le racleur et le train valseur et un flux d'entraînement dans le train valseur. Nous avons montré que ces flux sont très dépendants du ratio de deux nombres sans dimension, le nombre de Reynolds et le nombre de Bingham. Plus précisément, le flux d'interaction s'élargie avec l'augmentation du rapport

Re/Bi. Quant à lui, le flux d'entraînement se met en place seulement à partir d'un certain niveau de ce ratio de vitesse de malaxage, qu'on appelle ratio de vitesse de malaxage critique.

La structure de l'écoulement dans le malaxeur permet de déterminer les vitesses d'entraînement et d'interaction et ainsi d'obtenir la vitesse entre la sonde et le béton. Nous nous intéressons plus particulièrement à deux positions de la sonde faciles à détecter, en position intérieure et extérieure (au plus loin et au plus près de la paroi verticale du malaxeur, respectivement). Deux hypothèses supplémentaires sont proposées :

- le flux d'entraînement, lorsqu'il est établi, est proportionnel à la vitesse de malaxage
- le flux d'interaction n'a pas d'effet en position extérieure de la sonde.

La sonde répond différemment en fonction du niveau de vitesse de malaxage auquel le flux d'entraînement est mis en place. Compte tenu de notre protocole expérimental, on distingue 4 cas, avec un ratio de vitesse de malaxage critique inférieur à 10%, entre 10 et 25%, entre 25 et 50% et supérieur à 50%. Une méthodologie pour détecter les différents cas sur la base des mesures expérimentales est proposée. Cette méthodologie aboutie à déterminer, la courbe d'écoulement dans l'espace Force de trainée – Vitesse entre la sonde et le béton. Nous déterminons pour chaque rhéologie étudiée, l'ordonnée à l'origine de la droite d'écoulement et sa pente.

Les corrélations entre d'une part, la pente de la droite d'écoulement et la viscosité et, d'autre part, la force à l'origine et le seuil, ont des coefficients de détermination de l'ordre de 0,82 et 0,99 respectivement. Dans ces comparaisons, les propriétés rhéologiques sont déterminées par rhéométrie classique sur un échantillon prélevé dans le malaxeur après la réalisation des mesures en ligne. La qualité des corrélations obtenues dépasse celle généralement constatée dans la littérature lors de la comparaison de deux rhéomètres. On peut alors raisonnablement considérer que la sonde est capable de déterminer les propriétés rhéologiques du béton en cours de malaxage, à condition de réaliser un calibrage préalable des relations « pente - viscosité » et « force à l'origine - seuil ». Dans notre expérimentation avec la sonde Viscoprobe, les coefficients λ_{VP}^* et χ_{VP}^* sont respectivement 10π et 26π , lorsqu'on utilise le rayon de la sonde comme longueur caractéristique. Ils sont du même ordre de grandeur que ceux obtenus avec la maquette. On déduit un coefficient d'Ansley et Smith de 0,8. On note cependant que le taux de remplissage ne semble pas influencer la réponse de la sonde. Ce résultat est surprenant. Une tentative d'explication est l'accumulation de fluide autour de l'étoile de malaxage dans la cuve agitée. Cet effet pourrait produire une augmentation de la hauteur de béton autour de la sonde lorsque le taux de remplissage est plus faible. Cette explication n'est cependant que spéculative et ce point mériterait une analyse spécifique, que nous n'avons pas eu le temps de réaliser ici.

CONCLUSION GENERALE

Conclusion générale

Notre étude porte sur la caractérisation du comportement rhéologique des bétons autoplacants avec la sonde Viscoprobe, outil industriel émergeant destiné à ce jour au suivi de la consistance. L'objectif de ces travaux est d'évaluer son aptitude pour la mesure en ligne des paramètres rhéologiques du béton. La sonde est immergée dans le béton en cours de malaxage et on mesure la force de trainée sur cet objet en mouvement.

Les données bibliographiques relatives à la rhéologie des bétons et à l'évaluation de la force de trainée sur des objets immergés dans de tels fluides à seuil s'avèrent limitées. Il a donc été nécessaire d'aborder avec méthode le problème de façon à bien identifier et caractériser l'intégralité des paramètres influençant la mesure et développer les algorithmes de dépouillement associés. La revue critique des données bibliographiques permet d'obtenir une expression de la force de trainée adaptée à notre problème. Elle fait intervenir la vitesse de la sonde, les paramètres rhéologiques du fluide en tenant compte des effets de forme de la sonde, des effets plastiques, des effets dynamiques et des effets de paroi. Deux coefficients sont introduits pour tenir compte de l'ensemble de ces effets : λ^* et χ^* . Une expérimentation sur maquette - sonde en taille réduite immergée dans des matériaux modèles, purement newtoniens ou essentiellement plastiques - confirme la forme de l'expression de la force de trainée. On obtient également des valeurs pour les coefficients λ^* et χ^* , dans les limites de cette mise à l'échelle : mouvement linéaire de la sonde et effet de parois latérales, absence de prise en compte des déformations de surface ...

L'essentiel de l'expérimentation de ce travail de thèse est réalisé à échelle réelle. Différentes formulations de bétons autoplacants sont testées. Toutes ces formules dérivent d'une formulation de référence en modifiant les dosages en eau, en ciment, en filler et/ou en adjuvant. Le malaxage est réalisé dans des conditions à l'échelle industrielle à l'aide d'un malaxeur planétaire équipé d'une sonde Viscoprobe. Le protocole expérimental permet d'évaluer l'influence des trois paramètres de malaxage : la vitesse de malaxage, la durée du malaxage et le taux de remplissage du malaxeur. Par ailleurs, le prélèvement d'échantillons de bétons permet d'avoir des mesures rhéologiques sur béton frais de référence, obtenues à l'aide d'un rhéomètre à béton de type vane et par des tests conventionnels.

Une méthode originale d'analyse du rhéomètre à béton utilisée dans l'étude, permettant de déterminer les lois de passage entre la vitesse de rotation de l'outil vane et le taux de cisaillement ainsi qu'entre le couple et la contrainte de cisaillement est proposée. L'ajustement d'un comportement rhéologique de type Bingham sur les enregistrements caractéristiques de la restructuration sous cisaillement des bétons autoplacants testés s'avère acceptable. La méthode de dépouillement utilisée permet de mettre en évidence sur certains bétons une notion de cisaillement critique qui n'a pas été étudiée plus en détail dans ce travail et qui constitue une perspective d'étude intéressante sur le plan rhéologique.

L'influence des variations de compositions des bétons a pu être également interprétée, les résultats restant conformes aux données bibliographiques. On peut toutefois noter que le fluidifiant utilisé peut induire une élévation sensible du seuil de cisaillement des bétons lorsque la durée de malaxage devient importante.

Nous avons validé les mesures rhéologiques obtenues en utilisant le rhéomètre en comparant les valeurs des caractéristiques rhéologiques avec celles identifiées à partir des essais de propriétés d'usages (étalement, affaissement, temps de vidange au V-Funnel). Ces corrélations sont satisfaisantes et permettent d'envisager sous un angle nouveau les études visant à comparer les rhéomètres à béton.

Avant de poursuivre vers l'analyse des données expérimentales en ligne, il serait utile de signaler que des essais complémentaires seraient nécessaires pour mieux dissocier l'effet temporel du superplastifiant de la variation de rhéologie due aux ajouts de matériaux.

Pour une exploitation correcte de l'expression de la force de trainée, il est nécessaire de comprendre le champ de vitesse de la sonde Viscoprobe en lien avec les mouvements du béton par rapport à la cuve du malaxeur. Par conséquent, l'étude expérimentale est complétée par une étude numérique reposant sur un outil de simulation original : le code de calcul FloMix. Malgré un ensemble d'hypothèses simplificatrices (problème plan, nombre de Reynolds figé, sans effet de surface, écoulement adhérent...), les simulations d'écoulement du béton dans le malaxeur permettent de juger de la localisation de l'écoulement et de l'influence de la présence de la sonde. Les simulations numériques ont permis de décrire la structure de l'écoulement du fluide dans un malaxeur planétaire dont l'agitation est imposée par une étoile de malaxage (train valseur) et par un racleur. L'écoulement résultant est composé de deux flux : le flux d'interaction entre le racleur et le train valseur et le flux d'entraînement du béton dans le train valseur. Le flux d'interaction conduit à un échange de matière entre ces deux systèmes d'agitation. On a pu montrer que la forme de ce flux dépend du ratio de deux nombres sans dimension, les nombres de Reynolds et de Bingham. Le flux d'entraînement conduit à deux typologies différentes : une première typologie pour laquelle la perturbation est concentrée à proximité des pales du train valseur et de la sonde (une absence de flux d'entraînement est observée) et une seconde pour laquelle un anneau de matière se forme autour du train valseur. Nous avons donc mis en évidence l'existence d'un ratio de vitesse de malaxage critique pour laquelle nous avons apparition du flux d'entraînement. Elle semble également dépendante du ratio entre le nombre de Reynolds et le nombre de Bingham. L'existence de ces flux a été validée expérimentalement.

Une telle description de l'écoulement sert l'interprétation des mesures de la sonde Viscoprobe. Cependant, deux hypothèses supplémentaires ont été nécessaires pour pouvoir déterminer la rhéologie à partir des mesures dans le malaxeur :

- le flux d'interaction dans la position extérieure n'influence pas la sonde. Par conséquent, les vitesses d'interactions maximales déterminées à partir des forces de trainée en position extérieure sont nulles,
- la vitesse d'entraînement est proportionnelle à la vitesse de malaxage donc les vitesses d'entraînement en position extérieure et intérieure sont identiques.

Etant donné la chronologie des travaux réalisés durant cette thèse, cette compréhension de l'écoulement n'a pu être exploitée pour réviser l'implantation de la sonde dans le malaxeur. Une telle optimisation reste envisageable et peut potentiellement s'accompagner d'une révision de la conception du malaxeur sur la base de l'utilisation de l'outil numérique.

Le dépouillement des mesures en ligne a été précédé d'une réflexion sur leur précision. Des corrections des mesures suite aux effets de la force centrifuge, de la fluctuation de l'offset de la sonde et de l'évolution de la rhéologie pendant le malaxage sont proposées. Une estimation de l'incertitude de mesures sur la force de trainée et sur la vitesse de rotation du malaxeur est donnée. En outre, on montre qu'un travail d'amélioration du système de mesure reste à faire pour affiner sa précision.

L'analyse des données de force de trainée se fait en étudiant d'une part, la variation du coefficient de trainée par rapport au nombre de Reynolds apparent, et d'autre part l'évolution de la force de trainée adimensionnée par la force supposée correspondre à une vitesse nulle en fonction de l'inverse du nombre de Bingham. Ces deux représentations sont deux manières d'adimensionner la relation entre la force de trainée, la vitesse et la rhéologie

discutée précédemment. Dans ces représentations, nous avons utilisé dans une première étape la vitesse de la sonde par rapport au malaxeur. Nous avons constaté une forte dispersion sur les courbes de tendances. Par conséquent, nous avons envisagé d'utiliser la vitesse de la sonde par rapport au béton, qui reste à déterminer au préalable.

A cette fin, nous avons retenu une stratégie d'analyse dans le plan force de trainée – vitesse tenant compte des hypothèses sur l'écoulement discutées précédemment. Cette stratégie est différente suivant les particularités de l'écoulement, qu'on est en mesure de détecter expérimentalement. Une fois la droite d'écoulement obtenue, il est possible d'évaluer la vitesse de la sonde par rapport au béton. Cette démarche pourrait être plus précise en utilisant un codeur implanté sur le moteur du malaxeur nécessaire pour connaître plus précisément l'emplacement exact des sondes pendant le malaxage. L'utilisation de ces vitesses dans les deux représentations adimensionnelles, améliore nettement les corrélations entre les paramètres sans dimension.

La droite d'écoulement dans le plan force – vitesse permet par ailleurs de proposer une identification des paramètres rhéologiques en ligne des bétons testés en les comparant avec ceux obtenus au rhéomètre. Une bonne corrélation ($R^2 = 0,99$) a été obtenue entre l'ordonnée à l'origine de la droite d'écoulement identifiée à l'aide de la sonde Viscoprobe et le seuil de cisaillement mesuré au rhéomètre. Cette corrélation est satisfaisante ($R^2 = 0,82$) entre la pente de la droite d'écoulement identifiée à l'aide de la sonde Viscoprobe et la viscosité plastique mesurée au rhéomètre. Pour la rhéologie la plus élevée (d'une part en seuil et d'autre part en viscosité) les corrélations ne sont plus pertinentes. Nous considérons, et avons vérifié par une fabrication supplémentaire, que ce problème est similaire à celui observé lorsque nous mesurons la rhéologie en ligne d'un béton vibré. La sous-estimation de la rhéologie par mesure dans le malaxeur est une conséquence du foisonnement du béton. Nous avons donc pu déterminer approximativement les limites de la validité de notre démarche aux valeurs seuils au-delà de 330 Pa et aux viscosités plastiques supérieures à 60 Pa.s. La sonde Viscoprobe est donc particulièrement adaptée aux bétons autoplaçants.

Les pentes de ces corrélations sont les coefficients λ_{VP}^* et χ_{VP}^* . Ces valeurs s'avèrent du même ordre de grandeur que celles identifiées en maquette. Nous constatons aussi que le coefficient χ_{VP}^* est globalement le double de λ_{VP}^* , ce qui est attendu. Cependant, nous observons une faible évolution de ces valeurs avec le taux de remplissage du malaxeur. L'explication de ce phénomène en malaxeur taille réelle reste à fournir.

En perspectives, une caractérisation des vitesses d'interaction et d'entraînement en fonction de la rhéologie constituerait un outil intéressant pour affiner la méthode de dépouillement et ainsi mieux relier les coefficients λ_{VP}^* et χ_{VP}^* à la rhéologie, et également trouver une explication à la non sensibilité au taux de remplissage.

Nous avons montré dans ce travail que la sonde Viscoprobe peut non seulement bien déterminer un écart de comportement du béton autoplaçant en écoulement, mais a la capacité d'être un bon outil de mesure rhéologique. Cette mesure nécessite cependant une bonne connaissance des motifs d'écoulement dans le malaxeur. Pour améliorer le dépouillement il conviendrait sur le plan scientifique, d'étudier spécifiquement la relation entre les motifs d'écoulement et la géométrie d'agitation (malaxeurs avec plusieurs étoiles de malaxage, autres systèmes que les malaxeurs planétaires). En effet, la calibration de la mesure reste lourde et peut être difficilement transposable d'un malaxeur à un autre, d'un béton fluide à un béton ferme. La possibilité d'exploiter les mesures de force de trainée sur d'autres trajectoires reste également à valider.

De faibles différences dans la rhéologie du béton malaxé produisent des effets plus importants sur la cinématique du mouvement du béton dans le malaxeur. Or, la mesure de la force de trainée dépend non seulement de la rhéologie du fluide mais aussi de sa cinématique. La mesure peut ainsi rendre compte de faibles écarts de rhéologie. Ceci explique la bonne résolution de ce système de mesure en tant qu'instrument d'évaluation des écarts de propriétés d'écoulement, fait constaté dans la pratique industrielle et dans de précédentes études. Néanmoins, ce constat est limité aux bétons autoplaçants, et ceci pour au moins deux raisons principales. Premièrement, les bétons vibrés se trouvent à un état foisonné lorsqu'ils sont agités dans le malaxeur. Une caractérisation rhéologique à l'état foisonné aurait du sens si des règles de passage à la rhéologie du béton vibré (ou compacté) existait, ce qui n'est pas le cas à ce jour. Deuxièmement, dans le cas de nombres de Bingham bien plus forts que ceux des bétons autoplaçants, l'effet d'une variation de la rhéologie aurait probablement moins d'effet sur la cinématique dans le malaxeur et l'avantage de ce système de mesure serait moindre. Enfin, une troisième raison peut être évoquée même si elle n'a pas été analysée dans ce travail. On peut penser que la nature du glissement entre la paroi de la sonde et le béton est de nature très différente, lorsqu'on compare un béton autoplaçant et un béton vibré à l'état foisonné.

Il conviendrait d'étendre ce travail par l'étude de bétons fluides en limitant les mesures à des vitesses de malaxage intermédiaires. Il faut rappeler que le protocole de mesure utilisé pour déterminer la rhéologie en ligne nécessite le malaxage à plusieurs ratios de vitesse de malaxage nominale réduits (dans notre expérimentation 10, 25 et 50%). D'autre part, la réussite de cette démarche est fortement dépendante de la bonne connaissance des motifs d'écoulement. L'utilisation d'une autre géométrie de malaxage pourrait nécessiter une adaptation du protocole de mesure, voir des essais ou simulations préliminaires permettant d'identifier les flux d'écoulement dans le malaxeur.

La proposition d'un protocole de mesure simplifié serait à effectuer. En particulier, il serait utile, du point de vue industriel, d'analyser la possibilité d'utiliser la mesure au taux de malaxage nominale. Pour clarifier ce point, la limite du domaine de validité d'une relation linéaire entre la force de trainée et la vitesse est à étudier pour le cas d'un fluide granulaire, donc contenant des inclusions rigides et présentant un seuil de cisaillement élevé. En particulier, vis-à-vis des bétons vibrés, il semble nécessaire de tenir compte de l'éventuel glissement du béton foisonné sur la paroi de la sonde et la règle de correspondance entre la rhéologie du béton foisonné et après vibration ou compactage.

Il serait également intéressant de réaliser d'autres expérimentations en diminuant progressivement la fluidité du béton foisonné (BAP plus visqueux, un mortier, changement de la taille des granulats, BAP fibré) afin de déterminer les conditions aux limites précises de mesure de rhéologie de la sonde Viscoprobe.

D'un point de vue technique, l'utilisation des capteurs ne nécessitant pas une alimentation électrique directe constitue une solution technique prometteuse facilitant la démocratisation de l'utilisation industrielle de ce principe de mesure. Enfin, un protocole de type industriel, réalisant un compromis entre la précision de mesure et la facilité de mise en œuvre du protocole de mesure est à proposer. On peut envisager au niveau industriel de réaliser des protocoles de mesure plus élaborés lors du calibrage d'une nouvelle formule, puis de simplifier le protocole à chaque fabrication de cette formule.

Bibliographie

- [Adachi et Yoshioka, 1973] K. Adachi and N. Yoshioka. On creeping flow of a viscoplastic fluid past a cylinder. *Chemical Engineering Science*, 28, pp.215-226, 1973.
- [AFNOR, 1999] Essais pour bétons frais - Partie 2 : essai d'affaissement et d'étalement, NF EN 12350-2. Technical report, AFNOR, 1999.
- [AFNOR, 2001] Essais pour béton frais - Partie 7 : teneur en air - méthode de la compressibilité, NF EN 12350-7. Technical report, AFNOR, 2001.
- [AFNOR, 2010] Essais pour béton frais - Partie 9 : béton autoplaçant - essai d'écoulement à l'entonnoir en V, NF EN 12350-9. Technical report, AFNOR, 2010.
- [Alasami, 1988] M. Alasalmi. Concrete production process control. *Nordic concrete research*, 7, pp.7-19, 1988.
- [Ambari, 1983] A. Ambari, B. Gauthier Manuel, and E. Guyon. Effect of a plane wall on a sphere moving parallel to it. *Journal de Physique Lettres*, 44, pp.143-146, 1983.
- [Amziane *et al.*, 2006] S. Amziane, C.F. Ferraris, and E.P. Koehler. Concrete mixing trucks and workability. *Concrete Plant International Worldwide*, 3, pp.192-197, 2006.
- [Atapattu *et al.*, 1995] D.D. Atapattu, R.P. Chhabra, and P.H.T. Uhlherr. Creeping sphere motion in herschel-bulkley fluids: flow field and drag. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 59, pp.245-265, 1995.
- [Ansley et Smith, 1967] R. W. Ansley and T.N. Smith. Motion of spherical particles in a Bingham plastic. *AIChE*, 13, pp.1193-1196, 1967.
- [Barnes, 1997] H. A. Barnes. Thixotropy - a review, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 70, pp.1-33, 1997.
- [Barnes, 1999] H. A. Barnes. The yield stress - everything flows, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 81, pp.133-178, 1999.
- [Barnes et Nguyen, 2001] H. A. Barnes and Q. D. Nguyen. Rotating vane rheometry a review. *J.Non Newtonian Fluid Mech.*, 98, pp.1-14, 2001.
- [Baron et Sauterey, 1982] J. Baron and R. Sauterey. *Le béton hydraulique. Connaissance et pratique*. Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, 560p, 1982.
- [Beaupré, 1994] D. Beaupré. *Rheology of High Performance Shotcrete*. PhD thesis, University of British Columbia (Canada), 1994.
- [Beris *et al.*, 1985] A.N. Beris, J.A. Tsamopoulos, R.C. Armstrong, and R.A. Brown. Creeping motion of a sphere through a bingham plastic. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 158, pp.219-244, 1985.

- [Beverloo *et al.*, 1961] Beverloo W. A., Leniger H.A. and Van de Velde J., The flow of granular solids through orifices, *Chemical Engineering Science*, 15, pp.260-272, 1961.
- [Bingham, 1922] E. C. Bingham. *Fluidity and plasticity*. Mc Graw-Hill Book Co, 1922.
- [Blackery et Mitsoulis, 1997] J. Blackery and E. Mitsoulis. Creeping motion of a sphere in tubes filled with a Bingham plastic material. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 70, pp.59-77, 1997.
- [Board, 1997] R. Board. On-line moisture measurement by hydronix. *Canadian Ceramics Quarterly*, 66, pp.99-102, 1997.
- [Bouvet *et al.*, 2010] A.Bouvet, E. Ghorbel, R. Bennacer. The mini-conical slump flow test: analysis and numerical study, *Cement and concrete research*, 40, pp.1517-1523, 2010.
- [Brenner, 1961] H. Brenner. The slow motion of a sphere through a viscous fluid towards a plane surface. *Chemical Engineering Science*, 16, pp.242-251, 1961.
- [Brezzi et Fortin, 1991] F. Brezzi and M. Fortin. *Mixed and hybrid finite element methods*. Springer, 1991.
- [Briscoe *et al.*, 1992] B. J. Briscoe, M. Glaese, P. F. Luckham, and S. Ren. The falling of spheres through bingham fluids. *Colloids and Surface*, 65, pp.69-75, 1992.
- [Carreau, 1972] P. J. Carreau. Rheological equations from molecular network theories. *Trans.Soc.Rheol*, 16, pp.99-127, 1972.
- [Cazacliu et Brunquet, 2006] B. Cazacliu, et E. Brunquet. Rapport interne d'analyse conjointe de trois capteurs dans un malaxeur industriel, Technical report, Couvrot, 2006.
- [Cazacliu et Brunquet, 2007] B. Cazacliu and E. Brunquet. In-situ on-line control of scc production regularity. In *5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete*, 2007.
- [Cazacliu et Legrand, 2008] B. Cazacliu and J. Legrand. Characterization of the granular-to-fluid state process during mixing by power evolution in a planetary concrete mixer. *Chemical Engineering Science*, 63, pp.4617-4630, 2008.
- [Charonnat, 1980] Y. Charonnat. Fabrication du béton hydraulique. *Technique de l'ingénieur*, C2, pp225-245, 1980.
- [Chhabra, 1993] R.J. Chhabra *Bubble, Drops, and Particles in Non-Newtonian Fluids*, CRC Press, Boca Raton, FL, 1993.
- [Chopin, 2003] D. Chopin. *Malaxage des bétons à hautes performances et des bétons autoplaçants, Optimisation du temps de fabrication*. PhD thesis, Ecole Centrale, Nantes, 2003.

[Clemena, 1987] G.G. Clemena. Determining water content of fresh concrete by microwave reflection or transmission measurement. Technical report, Virginia Transportation Research Council, 1987.

[Coussot, 1993] P. Coussot. *Rhéologie des boues et laves torrentielles - Etudes de dispersions et suspensions concentrées*. PhD thesis, Thèse de doctorat de l'Institut National Polytechnique de Grenoble, et Etudes du Cemagref, série Montagne n°5, 418 p, 1993.

[Coussot *et al.*, 1996] P. Coussot, S. Proust, and C. Ancey. Rheological interpretation of deposits of yield stress fluids. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 66, pp.55-70, 1996.

[Coussot et Ancey, 1999] P. Coussot, C. Ancey, *Rhéophysique des pâtes et des suspensions*, EDP Sciences, Paris, 1999.

[Coussot et Roussel, 2006] P. Coussot and N. Roussel. Quantification de la thixotropie des matériaux cimentaires et de ses effets. *Revue Européenne de Génie Civil*, 10, pp.45-63, 2006.

[Cyr, 1999] M. Cyr. Contribution à la caractérisation des fines minérales et à la compréhension de leur rôle joué dans le comportement rhéologique des matrices cimentaires. PhD thesis, Institut National des Sciences Appliquées, Toulouse, 1999.

[Dean *et al.*, 2007] E.J. Dean, R. Glowinski, and G. Guidoboni. On the numerical simulation of bingham visco-plastic flow: Old and new results. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 142, pp.36-62, 2007.

[De Larrard *et al.*, 1998] F. de Larrard, C. F. Ferraris, and T. Sedran. Fresh concrete: A Herschel-Bulkley material. *Materials and Structures*, 31, pp.494-498, 1998.

[Delmas, 2010] L. Delmas. Rapport interne de mesures de contraintes sur un bras de malaxeur de béton industriel. Technical report, Sensor, 2010.

[Domone et Jin, 1999] P. L. Domone and J. Jin. Properties of mortar for self-compacting concrete. In *Proceedings of the RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete*, pp. 109-120, Stockholm, 1999.

[El Kissi *et al.*, 2006] N. El Kissi, S. Nigen, and F. Pignon. Glissement et rhéométrie. *Rhéologie*, 10, pp.13-39, 2006.

[Emborg, 1999] M. Emborg. Rheology tests for self-compacting concrete - how useful are they for the design of concrete mix for full-scale production. In *Proceedings of the 1st international RILEM Symposium, 1999, Stockholm*, pp.95-105, 1999.

[Estellé *et al.*, 2008a] P. Estellé, C. Lanos, and T. P. Duc. Caractérisation de l'écoulement du béton frais. In *43ème colloque du Groupe Français de Rhéologie*, 2008.

[Estellé *et al.*, 2008b] P. Estellé, C. Lanos, A. Perrot. Processing the Couette viscometry using a Bingham approximation in shear rate calculation. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 154, pp.31-38, 2008.

[Estellé et Lanos, 2012] P. Estellé, C. Lanos, High torque vane rheometer for concrete: Principle *and validation from* rheological measurements, *Applied Rheology*, 22, 2012.

[Faxén, 1921] H. Faxén. Einwirkung der gefäßwände auf den widerstand gegen die bewegung einer kleinen kugel in einer zähen flüssigkeit. *Diss. Uppsala Univ.*, pp.55-128, 1921.

[Ferraris et Brower, 2001] C.F. Ferraris and L.E. Brower, editors (2001), "Comparison of concrete rheometers: International tests at LCPC (Nantes, France) in October, 2000," National Institute of Standards and Technology Interagency Report (NISTIR) 6819.

[Frunz *et al.*, 2010] L. Frunz, D. Lootens, R.J. Flatt, F. Wombacher, and U. Velten. Smart polycarboxylate design for scc concrete in precast applications. In *RILEM Proceedings, Design, Production and Placement of Self-Consolidating Concrete, Montreal 2010, Volume 1, Part 2*, pp.53-63, 2010.

[Gaulard *et al.*, 2006] F.Gaulard, N.Roussel, F.Chevoir, Ecoulement et blocage de mélanges granulaires en présence d'obstacles, *Journée des Sciences de l'Ingénieur*, 2006

[Girault *et al.*, 2001] V. Girault, R. Glowinski, H. Lopez, and J-P Vila. A boundary Multiplier/fictitious domain method for the steady incompressible Navier-Stokes equations. *Numer.Math.*, 88, pp.75-103, 2001.

[Glowinski *et al.*, 1997] R. Glowinski, T-W. Pan and J. Périaux. Lagrange multiplier fictitious domain method for the numerical simulation of incompressible viscous flow around moving rigid bodies: (i) case where the rigid body motions are known a priori. *Comptes rendus de l'académie des Sciences Série I Mathematics*, 324, pp.361-369, 1997.

[He, 1994] Y. B. He. *The effects of rheology and stability of magnetite dense media on the performance of dense medium cyclones*. PhD thesis, University of British Columbia, 1994.

[He *et al.*, 2001] Y. B. He, J. S. Laskowski, and B. Klein. Particle movement in nonnewtonian slurries : the effect of yield stress on dense medium separation. *Chemical Engineering Science*, 56, pp.2991-2998, 2001.

[Herschel et Bulkley, 1926] W. H. Herschel and R. Bulkley. Measurement of consistency as applied to rubber-benzene solutions. *Am. Soc. Testing Materials*, 26, pp.621-633, 1926.

[Hill, 1950] R. Hill. *Theory of plasticity*. Oxford University Press, 1950.

[Hinds, 1999] W.C. Hinds, W. Aerosol Technology: Properties, Behavior, and Measurement of Airborne Particles, Second Edition. Wiley Interscience, New York, 1999.

[Hu, 1995] C. Hu. *Rhéologie des Bétons fluides*. PhD thesis, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 1995.

[Kalra et Uhlherr, 1971] T.R. Kalra, P.H.T. Uhlherr, Properties of bluff body wakes, 4th Australian Conf. Hydraul. Fluid Mech Monash University, Melbourne, Australia, pp.12-18, 1971.

- [Koehler et Fowler, 2004] E. P. Koehler and D. W. Fowler. Development of a portable rheometer for fresh portland cement concrete. Technical report, International Center for Aggregates Research, 2004.
- [Kurokawa *et al.*, 1994] Y. Kurokawa, Y. Tanigawa, H. Mori, and R. Komura. A study on the slump test and slump-flow test of fresh concrete. *Transactions of the Japan Concrete Institute*, 16, pp.25-32, 1994.
- [Lanos *et al.*, 2011] C. Lanos, A. Pierre, P. Estellé, and C. Baux. From slump to spreading flow the 50 cents rheometer revisited (en cours de soumission). *Cement and concrete research*, 2011.
- [Lê, 2007] N. D. Lê. *Amélioration du béton en production*. PhD thesis, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, Nantes, 2007.
- [Leighton et Acrivos, 1987] D. Leighton and A. Acrivos. The shear-induced migration of particles in concentrated suspensions. *Journal of Fluid Mechanics*, 181, pp.415-439, 1987.
- [LeTallec et Glowinski, 1989] P. LeTallec and R. Glowinski. *Augmented Lagrangian and Operator-Splitting Methods in Nonlinear Mechanics*. 1989.
- [Liddell et Boger, 1996] P. V. Liddell and D. V. Boger. Yield stress measurements with the vane. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 63, pp.235-261, 1996.
- [Lorentz, 1907] H.A. Lorentz. Über die entstehung turbulenter flüssigkeitsbewegungen und über den einfluss dieser bewegungen bei der stromung durch rohren. *Abh. u. Th. Phys.*, 1 :23–33, 1907.
- [Mahaut *et al.*, 2008] F. Mahaut, S. Mokéddem, X. Chateau, N. Roussel, and G. Ovarlez. Effect of coarse particle volume fraction on the yield stress and thixotropy of cementitious materials. *Cement and Concrete Research*, 38, pp.1276-1285, 2008.
- [Mitsoulis, 2004] E. Mitsoulis. On creeping drag flow of a viscoplastic fluid past a circular cylinder : wall effects. *Chemical Engineering Science*, 59, pp.789-800, 2004.
- [Mokéddem *et al.*, 2009] S. Mokéddem, N. Roquet, B. Cazaciu, and C. Lanos. Perturbation patterns and velocity modelling of a fresh concrete around a spherical probe viscoprobe immersed in concrete mixers. In *RILEM Proceedings no 68, 3rd International Symposium on Rheology of Cement Suspensions such as Fresh Concrete, Reykjavik 200*, pp.155-162, 2009.
- [Moller *et al.*, 2006] P. C. F. Moller, J. Mencis, and D. Bonn. Yield stress and thixotropy : on the difficulty of measuring yield stress in practice. *Soft Matter*, 2, pp.274-283, 2006.
- [Murata, 1984] J. Murata. Flow and deformation of fresh concrete. *Matériaux et Constructions*, 17, pp.117-129, 1984.
- [Newman et Choo, 2003] J. B Newman and B. S. Choo. *Advanced concrete technology: Concrete properties*. Elsevier, 2003.

- [Nguyen et Boger, 1985] Q. D. Nguyen and D. V. Boger. Direct yield stress measurement with the vane method. *Journal of Rheology*, 29, pp.335-347, 1985.
- [Nielsen, 2005] N. Nielsen. A method of measuring the consistency of a mixture as well as an apparatus for carrying out the method. Technical report, World Intellectual Property Organisation, 2005.
- [Nordenswan et Kappi, 2007] E. Nordenswan and A. Kappi. A new online method of measuring the workability of scc. In *Proceedings of the 5th International Symposium on Self-Compacting Concrete*, 2007.
- [Oseen, 1910] C.W. Oseen, *Ark. Math. Astron. Fys.*, 6, 29, pp.102-114, 1910.
- [Ovarlez *et al.*, 2006] G. Ovarlez, F. Bertrand, and S. Rodts. Local determination of the constitutive law of a dense suspension of noncolloidal particles through magnetic resonance imaging. *Journal of Rheology*, 50, pp.259-292, 2006.
- [Ouchi, 1999] M. Ouchi. State-of-the-art report on self-compactability evaluation. In *Proceedings of the International Workshop on Self-Compacting Concrete*, 1999.
- [Parey et Durrieu, 1968] C. Parey and J. Durrieu. Les centrales de béton routier - contrôle en cours de fabrication et contrôle a posteriori. *Bulletin de Liaison du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées*, 30, pp.137-158, 1968.
- [Phillips *et al.*, 1992] R. J. Phillips, R. C. Armstrong, R. A. Brown, A. L. Graham, and J. R. Abbott. A constitutive equation for concentrated suspensions that accounts for shear-induced particle migration. *Phys. Fluids*, 4, pp.30-40, 1992.
- [Prager, 1954] W. Prager. *Mises Memorial Volume*. New York, 1954.
- [Proudman et Pearson, 1957] I. Proudman, J.R.A Pearson, Expansions at small Reynolds number for the flow past a sphere and a cylinder, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 2, pp.237-262, 1957.
- [Roquet et Lê, 2006] N. Roquet and N. D. Lê. Simulation numérique de l'écoulement du béton frais dans un malaxeur par la méthode des domaines fictifs. In *Journée des Sciences de l'Ingénieur, Marne-La-Vallée*, 2006.
- [Roquet, 2010] N. Roquet. Flomix : méthodes numériques et structure du code. Technical report, documentation qualité du projet FloMix GPEM/IFSTTAR, 2010.
- [Roussel et Coussot, 2005] N. Roussel and P. Coussot. "fifty-cent rheometer" for yield stress measurements: from slump to spreading flow. *Journal of Rheology*, 49, pp.705-718, 2005.
- [Roussel, 2006a] N. Roussel. Correlation between yield stress and slump: comparison between numerical simulations and concrete rheometers results. *Materials and Structures*, 39, pp.501-509, 2006.
- [Roussel, 2006b] N. Roussel, A theoretical frame to study stability of fresh concrete, *Materials and Structures*, 39, pp.81-91, 2006.
-

[Roussel *et al.*, 2006c] Roussel N., Staquet S., D'Aloia Schwarzenruber L., Le Roy R., Toutlemonde F., SCC casting prediction for the realization of prototype VHPC-precambered composite beams, *RILEM Materials and Structures*, 2006.

[Rui et Tabata, 2002] H. Rui and M. Tabata. A second order characteristic finite element scheme for convection-diffusion problems. *Numer. Math.*, 92, pp.161-177, 2002.

[Schiller et Nauman, 1935] L. Schiller and A. Nauman. A drag coefficient correlation. *VDI Zeitung*, 77, pp.318-320, 1935.

[Sedran, 1999] T. Sedran. *Rhéologie et rhéométrie des bétons. Application aux Bétons Auto-Plaçants*. PhD thesis, thèse de doctorat de l'ENPC, 1999.

[Self-Compacting, 2005] The European Guidelines for Self-Compacting Concrete. Specification, production and use. Technical report, The Self-Compacting Concrete European Project Group, 2005.

[Stokes, 1851] G. G. Stokes. *On the effect of the internal friction of fluids on the motion of pendulums*. *Trans.Cambridge.Philos.Soc*, 9, pp.8-106, 1851.

[Tabuteau *et al.*, 2007] H. Tabuteau, P. Coussot, and J. R. de Bruyn. Drag force on a sphere in steady motion through a yield stress fluid. *Journal of Rheology*, 51, pp.125-137, 2007.

[Tattersall et Bloomer, 1979] G. H. Tattersall and S. J. Bloomer. Further development of the Two-point test for workability and extension of its range. *Magazine of Concrete Research*, 31, pp.202-210, 1979.

[Tattersall et Banfill, 1983] G. H. Tattersall and P. F. G. Banfill. *The rheology of fresh concrete*. Pitman, London, 1983.

[Tattersall, 1991] G. H. Tattersall. *Workability and quality control of concrete*. E & FN SPON, 1991.

[Teillet *et al.*, 1991] R. Teillet, S. Bruneau, and Y. Charonnat. Suivi et contrôle de la fabrication des mélanges - une nouvelle jeunesse pour le wattmètre différentiel. *Bulletin de Liaison du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées*, 174, pp.5-16, 1991.

[Te'eni, 2001] M. Te'eni. System and method for controlling concrete production. Technical report, United States Patent, 6,227,039, B1, 2001.

[Wang et Hu, 2005] K. Wang and J. Hu. Use of a moisture sensor for monitoring the effect of mixing procedure on uniformity of concrete mixtures. *Journal of Advanced Concrete Technology*, 3, pp.371-384, 2005.

[Wallevik, 1990] O. H. Wallevik. *The Rheology of Fresh Concrete and its Application on Concrete with and without Silica Fume*. PhD thesis, NTH Trondheim, 1990.

[Yohe, 1933] P. P. Yohe. Consistency controlling mechanism for concrete mixers. Technical report, United State Patent Office, 1933.

Annexes

ANNEXE A – FICHE TECHNIQUE DES MATERIAUX



CEM I 52,5 N CE CP2 NF

NF EN 197-1 NF P 15-318

NF EN 196-10

Fiche produit technique

N° de certificat CE :
0333-CPD-4602

• Constituants et composition du ciment

Principaux (%)		Secondaires (%)	Sulfate de calcium (%)		Additifs (%)	
Clinker	98		Gypse ou sulfogypse	4,5	Agent de mouture	ADM3 0,04
C3S	63	Filler (F)	ou anhydrite	4,1	Agent réducteur de Cr VI	Sulfate d'Etain 0,016
C4AF	9,7	2				
C3A	7,9					
C2S	13					

• Caractéristiques physiques et mécaniques

	Valeur usine moyenne	Limites applicables à chacun des résultats (Réf : NF EN 197-1)		Limites applicables à chacun des résultats (Réf : annexe 1 du règlement de certification NF002)	
		minimum	maximum	minimum	maximum
Résistance à la compression 1 jour (MPa)	26,3				
Résistance à la compression 2 jours (MPa)	35,9	18		18	
Résistance à la compression 28 jours (MPa)	59,2	50		50	
Début de prise (min)	135	40		60	
Stabilité (mm)	0,5		10		10
Masse volumique (g/cm3)	3,14				
Surface spécifique Blaine (cm²/g)	3628				
Q12h (J/g)	239				
Q41h (J/g)	331				
L*	58,6				

• Caractéristiques chimiques (%)

MAXI : Valeurs limites applicables à chacun des résultats (Réf : NF EN 197-1, NF P 15-318)

	Valeur usine moyenne	MAXI		Valeur usine moyenne	MAXI		Valeur usine moyenne	MAXI
SiO2	20,21		S--	0,01	0,20	Insolubles	0,22	5,00
Al2O3	4,88		Cl-	0,02	0,10	CO2	0,45	
Fe2O3	3,09		Perte au feu	1,04	5,00	CaO libre	1,18	
CaO	64,60		TiO2	0,23			Valeur usine moyenne	Coef var
MgO	0,93		MnO	ND		Alcalins actifs	0,79	0,09
K2O	0,95		P2O5	0,30		Na2OEq	0,79	
Na2O	0,17		Non dosé	0,21				
SO3	3,36	4,00						
Total : 100								

Ces valeurs, extraites de notre autocontrôle, permettent de vérifier la conformité de notre produit aux spécifications normatives et donnent une indication pour les caractéristiques complémentaires. Elles ne constituent pas un engagement sur les résultats à venir.

■ : Caractéristique modifiée / fiche précédente ND : non dosé

Révision du 25/03/2011

St Pierre la Cour : livraison en vrac



The Chemical Company

GLENIUM® 27



Superplastifiant haut réducteur d'eau pour béton à faible E/C, hautes performances et long maintien d'ouvrabilité

Description

Le GLENIUM® 27 est un adjuvant non chloré d'une nouvelle génération chimique à base d'éther polycarboxylique modifié. Cet adjuvant a été développé pour l'utilisation dans l'industrie du béton où haute qualité, durabilité, performance et ouvrabilité sont requises.

La nouvelle chimie du GLENIUM®

Le GLENIUM® se différencie des superplastifiants traditionnels par son action nouvelle et originale qui améliore de façon très significative le pouvoir dispersant sur le ciment.

Cette nouvelle structure chimique agit sur le grain de ciment par répulsion électrostatique et effet stérique, c'est à dire en créant un obstacle physique au rapprochement des particules de ciment. L'état dispersé est ainsi amélioré.

De plus, cette réaction est la combinaison de deux actions successives. Dès l'incorporation du GLENIUM® dans le mélange cimentaire, une première partie active agit immédiatement et la seconde est présente mais inactive. L'hydratation du ciment, qui se déroule normalement, fait évoluer le pH du mélange vers la basicité, ce qui provoque la libération progressive des molécules complémentaires.

Celles-ci travaillent de la même manière que les premières et prolongent donc l'état de dispersion évitant ainsi la floculation et donc le raidissement précoce du mélange.

Domaines d'application

Le GLENIUM® 27 est particulièrement recommandé pour l'élaboration de béton nécessitant un long maintien d'ouvrabilité et des performances mécaniques initiales élevées.

Le GLENIUM® 27 est donc adapté à l'industrie du béton prêt-à-l'emploi et aux chantiers de Génie Civil.

Propriétés

L'excellent effet de dispersion du GLENIUM® 27 permet de conserver une maniabilité très plastique ou fluide pendant plus de 1 heure 30 avec un faible rapport eau/ciment et sans effet de retard de prise.

Le GLENIUM® 27 apporte les avantages suivants au niveau de la mise en place, des performances et de la qualité intrinsèque du béton :

augmente

- la résistance à la compression à jeune âge et à long terme,
- la résistance à la flexion à jeune âge et à long terme,
- le module d'élasticité,
- l'adhérence sur les aciers,
- la résistance à la carbonatation,
- l'imperméabilité,
- la résistance aux agressions atmosphériques,
- la qualité des parements et de la texture du béton.

diminue

- la vibration,
- le retrait,
- le risque de fissuration,
- le fluage.

Caractéristiques

• Aspect	liquide
• Couleur	brun
• Masse volumique (MA 002)	1,05 ± 0,02 g/cm ³
• pH (MA003)	7,0 ± 1
• Teneur en chlorures (MA 004)	< 0,1 %
• Extrait sec	20 ± 2%
• Na ₂ O eq	< 2 %
• Transport	non classé
• Etiquetage	pas de symbole exigé



SERVICE QUALITE
 Carrière des Maralchères
 Route de Pornic
 44340 BOUGUENAIS
 Tel. 02 - 40 - 85 - 18 - 34

FICHE TECHNIQUE PRODUIT

Norme NF EN 12620

Norme XP P 18-545, article 10. Granulats pour bétons hydrauliques et mortiers.

Produit:	0/4 alluvionnaire marin code A sauf MF code D	Gisement:	PILIER
Type Pétrographique:	SABLE MARIN	Société:	LAFARGE GRANULATS OUEST
Nature:	SILICO-CALCAIRE	Site:	CHEVIRE

PARTIE NORMATIVE

							D	1,4D	2D	MF	MB	CI'	Ab	S	SA
	63µm	125µm	250µm	500µm	1mm	2mm	4mm	5.6mm	8mm						
VSS	6	18	41	65	90	98	99	100	100	3,25	1,5	-	2,5	0,4	0,2
VSI	0	0	1	25	50	68	89	98	100	2,45	-	-	-	-	-
Limite Xu Max.	7	-	-	-	-	-	100	100	-	3,40	2,0	-	-	-	-
Limite Xu Min.	0	-	-	-	-	-	87	97	-	2,30	-	-	-	-	-
Etendue	6	-	-	-	-	-	10	-	-	0,8	-	-	-	-	-

PARTIE INFORMATIVE

Alcali-Réaction:

Détermination des alcalins solubles dans l'eau de chaux suivant la méthode LPC n°37:

Prélèvement du 29/01/2007

%K ₂ O libéré	% Na ₂ O libéré	% Na ₂ O Eq.
0,0054	0,0109	0,0144

Qualification vis à vis de l'alcali-réaction: NR

							D	1,4D	2D	MF	MB	CI'	WA	S	SA
	63µm	125µm	250µm	500µm	1mm	2mm	4mm	5.6mm	8mm						
Maximum	5,1	5,8	28,4	59,7	79,4	90,4	98,2	100	100	3,19	1,4	0,0073	0,6	0,067	0,086
Xf + 1.25sf	3,1	5,6	23,9	54,9	74,3	88,0	97,3	100	100	3,12	1,1	0,0068	-	-	-
Moyenne Xf	1,8	4,3	18,4	45,8	66,8	82,7	95,2	99,5	100	2,86	0,8	0,0047	0,6	0,067	0,086
Xf - 1.25sf	0,6	3,1	12,9	36,7	59,3	77,5	93,1	99,0	100	2,60	0,4	0,0026	-	-	-
Minimum	0,1	2,5	12,8	34,9	57,9	74,0	90,5	98,6	100	2,44	0,4	0,0023	0,6	0,067	0,086
Ecart-type sf	1,0	1,0	4,4	7,3	6,0	4,2	1,7	0,4	0,0	0,21	0,3	0,0017	-	-	-

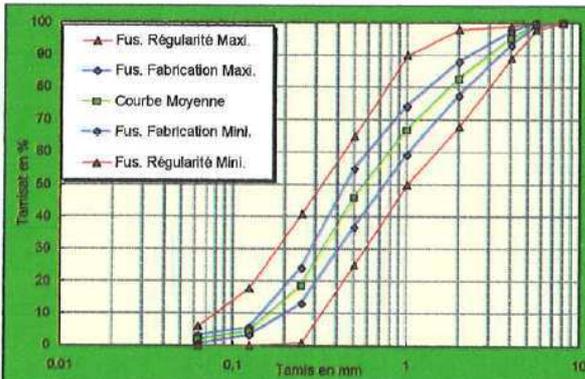
Selon le paragraphe 10.3.2 de la norme XP P 18-545, le taux d'impuretés prohibées est inférieur à 0.1%. Tri manuel sur 29 échantillons soumis à l'analyse granulométrique durant la période de référence.

Polluants organiques selon EN 1744-1 art. 15.1, 15.2 et 15.3: Test négatif

Prélèvement du 29/01/2007

Essais réalisés

	Nb d'essais	Période de référence	Date du prélèvement si essai unique
Analyses granulométriques selon EN 933-1:	29	01/02/07 au 31/07/07	-
Module de finesse MF selon EN 12620:	29	01/02/07 au 31/07/07	-
Valeur de Bleu de méthylène MB selon EN 933-9	27	01/02/07 au 31/07/07	-
Chlorures selon EN 1744-1 Art. 7 [Cl], en %	25	01/02/07 au 31/07/07	-
Coefficient d'absorption d'eau WA selon EN 1097-6 art. 9:	1	-	09/05/07
Soufre Total S (EN 1744-1 Art. 11): [S], en %	1	-	29/01/07
Sulfates SA (EN 1744-1 Art. 12): [SO ₃], en %	1	-	29/01/07



Autres caractéristiques:

Masse Volumique Réelle: MVR = 2,60 t/m³, selon la norme NF EN 1097-6 Article 9, Prélèvement du 09/05/07

Remarques particulières:



SERVICE QUALITE
Carrière des Maraîchères
Route de Pornic
44340 BOUGUENAIS
Tel. 02 - 40 - 85 - 18 - 34

Mise à jour: 02/01/2007

FICHE TECHNIQUE PRODUIT

Norme NF EN 12-620: Granulat pour béton
Norme XP P 18-545, article 10. Gravillon pour bétons hydrauliques.

Produit:	5,6/11,2 concassé code A	Carrière:	BREFAUCHET
Type Pétrographique:	ROCHE MASSIVE COMPLEXE	Société:	CARRIERES DE L'ESTUAIRE
Nature:	GNEISS	1 Entité Géologique	

PARTIE NORMATIVE

	0.5d	d	D				1.4D	2D	LA	f	FI	WA	S	SA	MB _F
	2.8mm	5.6mm	6.3mm	10mm	11.2mm	16mm	22.4mm								
VSS	5	15	20	95	99	100	100	20	4.0	20	2.5	0.4	0.2	10	
VSI	0	0	5	80	90	98	100	-	-	-	-	-	-	-	
Limite Xu Max.	6	20	25	100	100	100	-	23	4.6	24	-	-	-	12	
Limite Xu Min.	0	0	0	75	85	97	-	-	-	-	-	-	-	-	
Etendue	-	15	15	15	10	-	-	-	-	-	-	-	-	-	

PARTIE INFORMATIVE

Alcali-Réaction:

Détermination des alcalins solubles dans l'eau de chaux suivant la méthode LPC n°37:

Prélèvement du 27/03/2006

%K ₂ O libéré	% Na ₂ O libéré	% Na ₂ O Eq.
0.0024	0.0024	0.0040

Qualification vis à vis de l'alcali-réaction: NR

	0.5d	d	D				1.4D	2D	LA	f	FI	WA	S	SA	MB _F
	2.8mm	5.6mm	6.3mm	10mm	11.2mm	16mm	22.4mm								
Maximum	5.0	11.9	18.8	89.9	98.8	100	100	15	1.7	16.5	0.5	0.018	-	4.3	
Xf + 1.25sf	2.5	8.8	16.1	87.7	98.4	100	100	-	1.2	-	-	-	-	-	
Moyenne Xf	1.5	6.3	13.1	85.2	97.0	100	100	15	0.8	13.3	0.5	0.018	-	3.1	
Xf - 1.25sf	0.5	3.8	10.1	82.7	95.6	100	100	-	0.4	-	-	-	-	-	
Minimum	0.5	2.9	7.8	82.1	94.5	100	100	14	0.3	10.1	0.4	0.018	-	2.3	
Ecart-type sf	0.8	2.0	2.4	2.0	1.1	0.0	0.0	-	0.3	-	-	-	-	-	

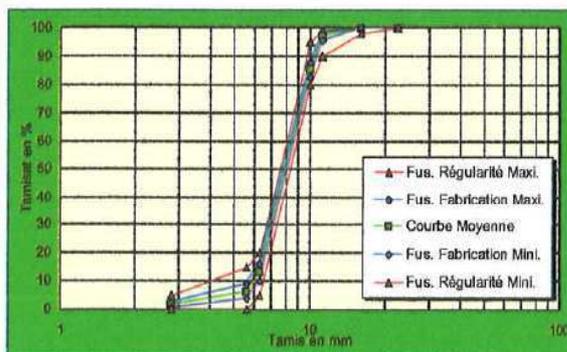
Selon le paragraphe 10.1.2 de la norme XP P 18-545, le granulat est non gélif compte tenu des valeurs de Ab (WA) qui sont inférieures à 1%

Selon le paragraphe 10.1.6 de la norme XP P 18-545, le taux de boulettes d'argile est inférieur à 1%. Tri manuel sur 44 échantillons soumis à l'analyse granulométrique durant la période de référence.

Selon le paragraphe 10.3.2 de la norme XP P 18-545, le taux d'impuretés prohibées est inférieur à 0.1%. Tri manuel sur 44 échantillons soumis à l'analyse granulométrique durant la période de référence.

Essais réalisés	Nb. d'essais	Période de référence	Date du prélèvement si essai unique
Analyses granulométriques (EN 933-1)	44	01/07/06 au 31/12/06	-
Coefficient d'aplatissement A ou FI (EN 933-3)	14	01/07/06 au 31/12/06	-
Taux de fines f à 63µm (EN 933-1)	44	01/07/06 au 31/12/06	-
Valeur de Bleu MBF (EN 933-9)	3	01/07/06 au 31/12/06	-
Coefficient Los Angeles LA (EN 1097-2)	3	01/07/06 au 31/12/06	-
Coefficient d'absorption d'eau Ab ou WA (EN 1097-6)	5	01/07/06 au 31/12/06	-
Soufre Total S (EN 1744-1 Art. 11): [S], en %	1	-	27/03/06
Sulfates SA (EN 1744-1 Art. 12): [SO ₃], en %	-	-	-

Essais LA et Souf/m Total effectués sur 8/18.



Autres caractéristiques:

Masse Volumique Réelle: 2.61 t/m³ selon la norme NF EN 1097-6 Art. 8
Moyenne de 5 résultats du 01/07/06 au 31/12/06Teneur en chlore: [Cl]⁻ < 0.001%, selon la norme NF EN 1744-1 Article 7,
prélèvement du 02/06/06

Remarques particulières:

Ce produit, nommé 5,6/11,2 selon la norme NF EN 12620 correspond au 6,3/10 dont les caractéristiques restent inchangées.

ANNEXE B – TABLEAUX DE VALEURS DES CORRECTIONS SUR LES FORCES DE TRAINEE EN POSITION EXTERIEURE ET INTERIEURE ET REPRESENTATION GRAPHIQUES ASSOCIEES POUR LA SONDE VISCOPROBE

Fabrication BAP1 :

BAP1a	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)	MFM _{ext} (N)	MFM _{int} (N)
100 %	109,6	80,9	80,2	45,6
75 %	79	45,5	55,5	22,1
50 %	52	32,7	38,6	19,6
25 %	30,2	17,2	28,8	9,8
10 %	22,5	11,2	19,6	9,8

BAP1b	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)	MFM _{ext} (N)	MFM _{int} (N)
100 %	84,7	47,5	42	8,9
75 %	57,2	29,9	33,5	2,8
50 %	37,8	20	29,4	4,1
25 %	22,8	10,1	22,3	8,2
10 %	14,7	6,1	19,6	6,5

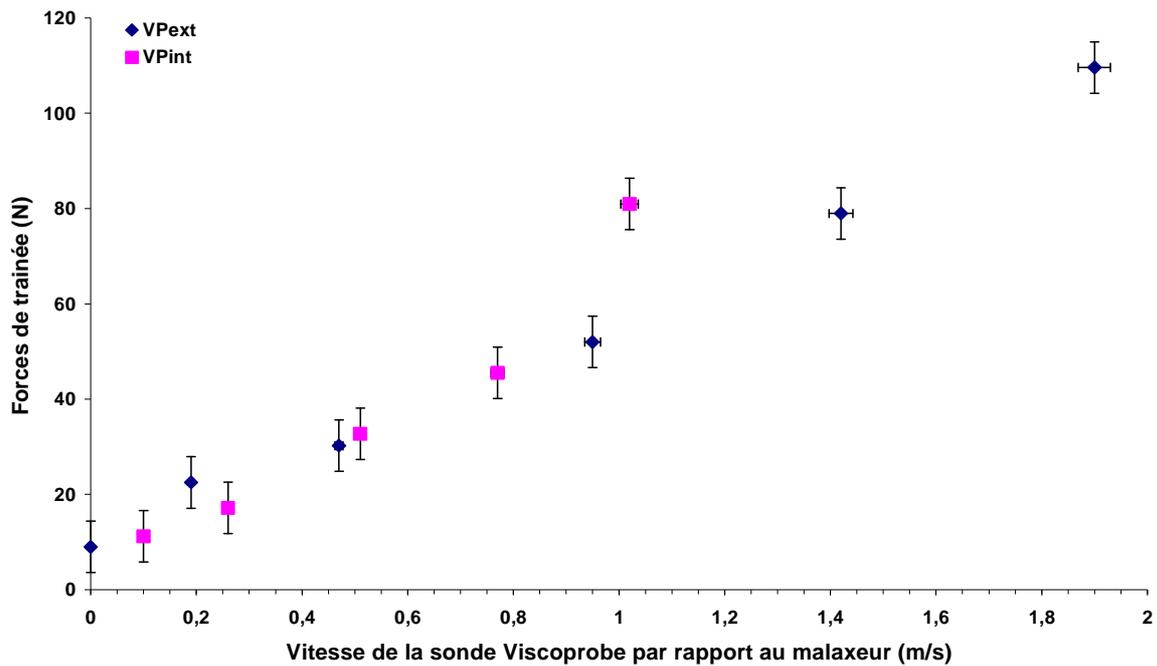
BAP1c	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)	MFM _{ext} (N)	MFM _{int} (N)
100 %	82,5	48,9	29,4	0
75 %	61,1	32,1	29,1	0,5
50 %	40,9	24,8	26,6	4,5
25 %	23,7	9,2	19,6	8,1
10 %	19,5	10,9	15,4	3,5

BAP1d	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)	MFM _{ext} (N)	MFM _{int} (N)
100 %	81,1	47	31,1	1,1
75 %	58	33,4	29,1	0
50 %	41,4	24,1	30	3,8
25 %	24,3	13,1	19,6	7,8
10 %	17,8	10	15,2	3,8

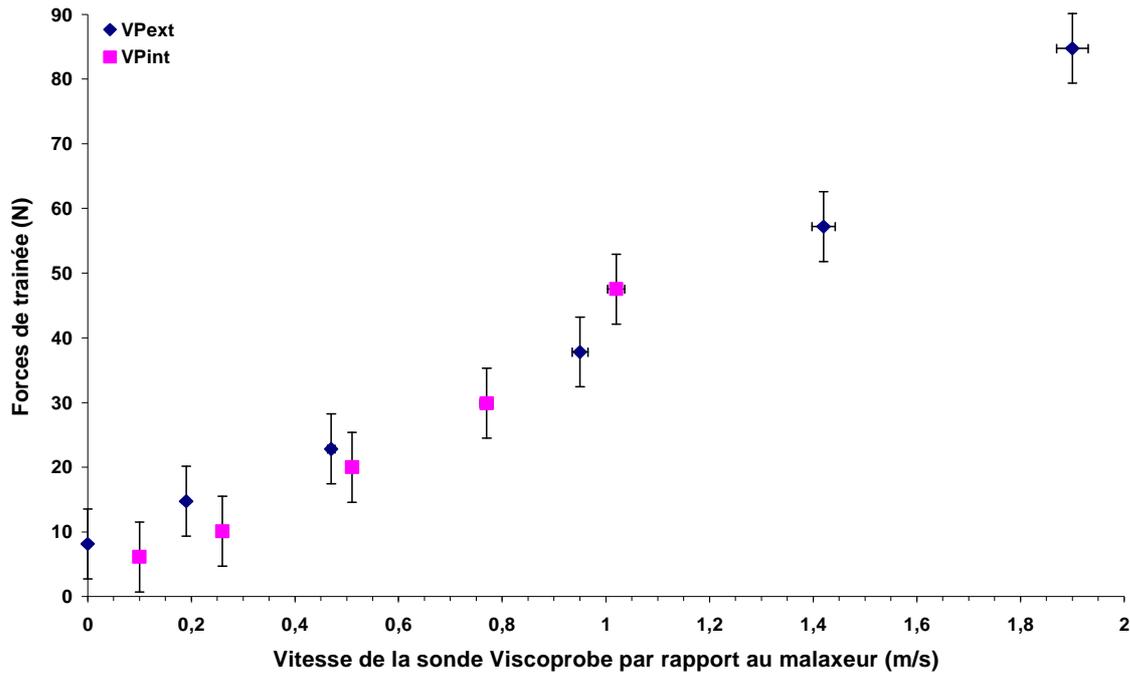
BAP1e	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)	MFM _{ext} (N)	MFM _{int} (N)
100 %	77,8	47,1	29,4	0
75 %	58,4	32,6	28,6	0,8
50 %	39,6	25,1	25,7	5
25 %	24,5	13,7	19,6	8,3
10 %	18,2	10,2	15,3	3,6

BAP1f	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)	MFM _{ext} (N)	MFM _{int} (N)
100 %	142,5	106,3	111,8	58,4
75 %	124,7	89,5	92,5	50,4
50 %	102,5	70,6	77	41,7
25 %	72,3	49,1	61,7	31,6
10 %	54,5	38,4	49,5	29,9

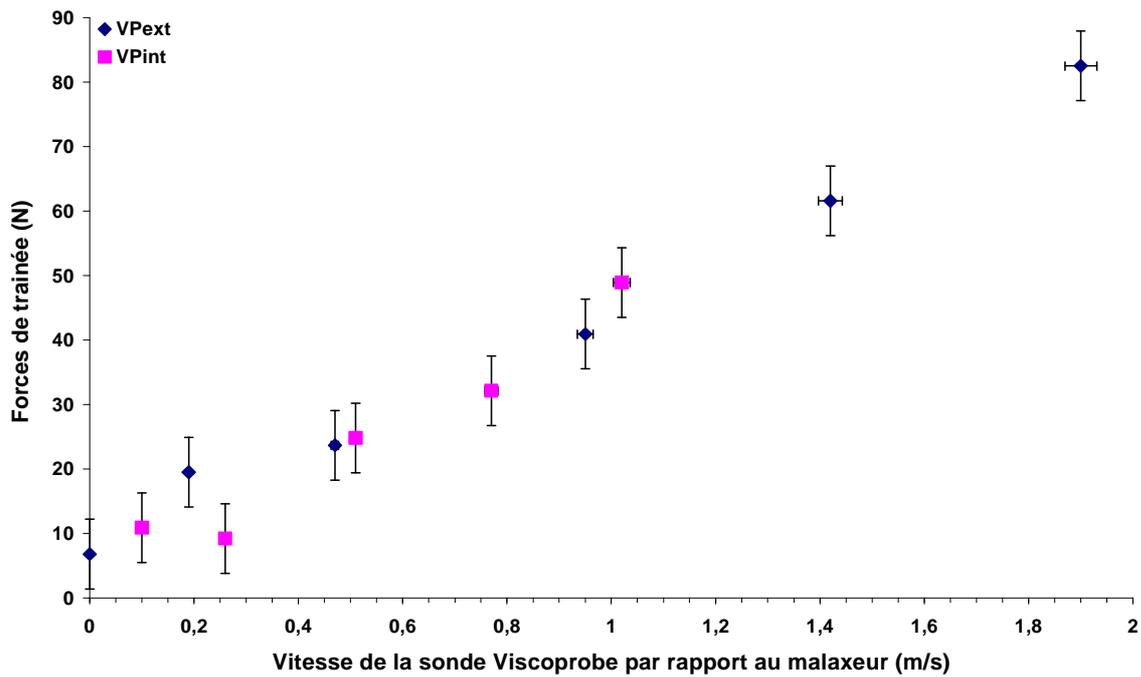
Tableau B.1 Forces de trainées en position extérieure et intérieure mesurées par les sondes de mesure en ligne (Viscoprobe et Bi-MFM) corrigée des effets perturbateurs (force d'inertie, effet du remplissage) pour la fabrication BAP1



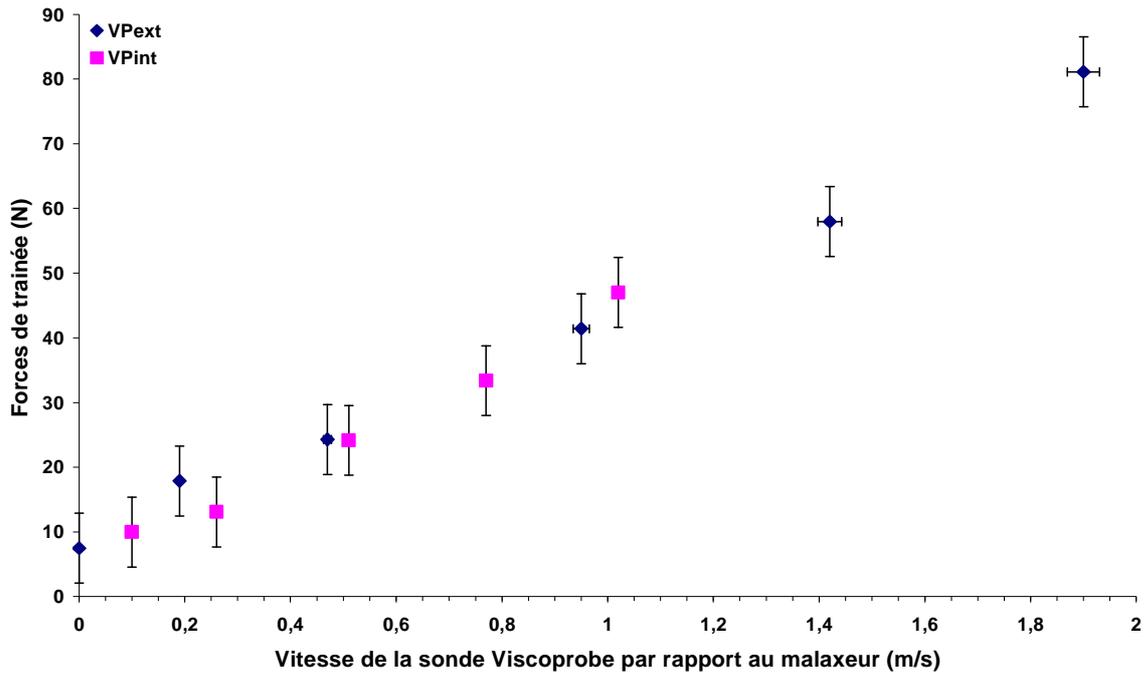
Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP1a



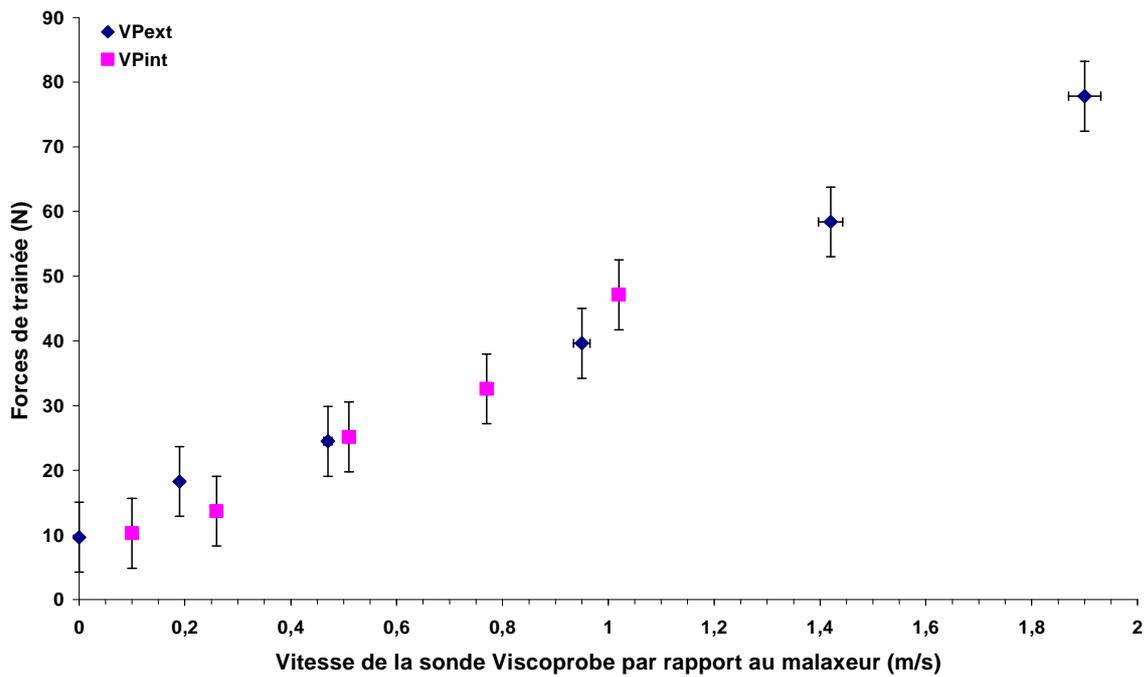
Forces de trainée en position extérieure et intérieure minimales mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP1b



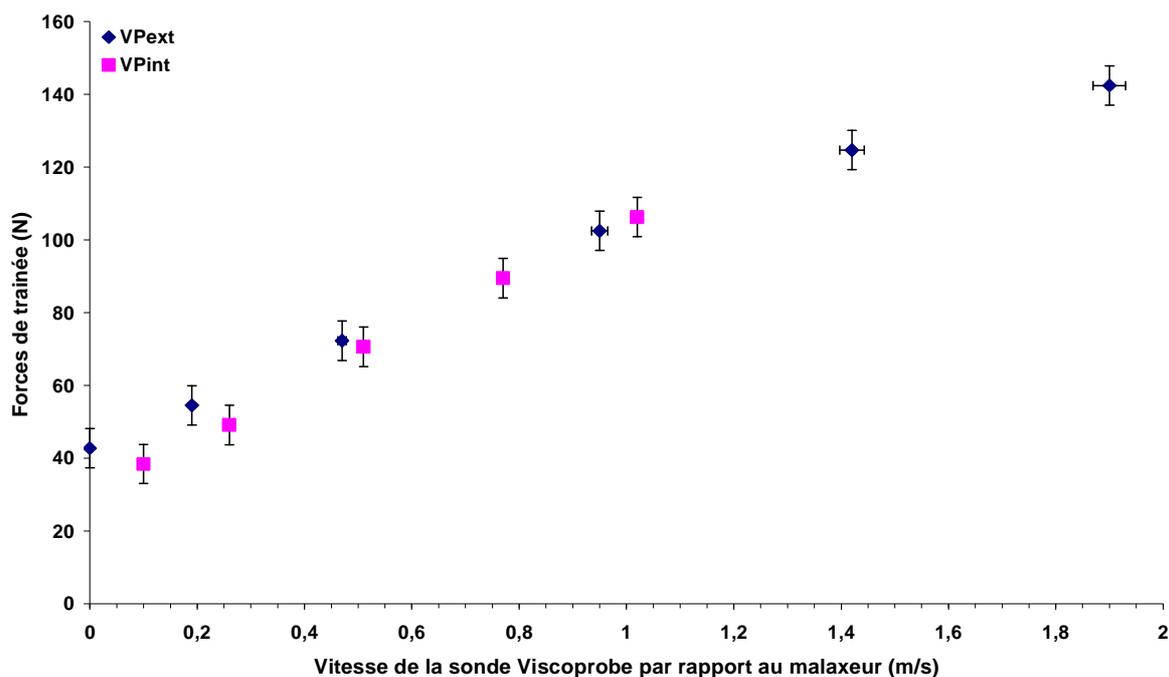
Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP1c



Forges de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP1d



Forges de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP1e



Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP1f

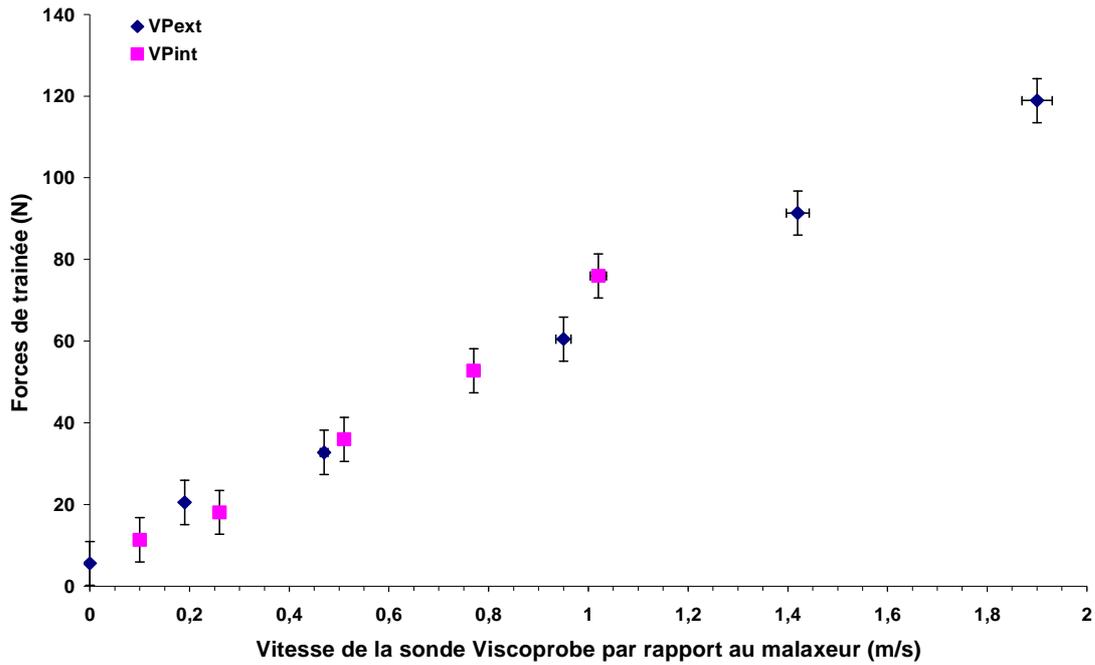
Fabrication BAP2 :

BAP2a	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)	MFM _{ext} (N)	MFM _{int} (N)
100 %	118,9	76	70,1	31
75 %	91,4	52,7	49,4	16,9
50 %	60,5	35,9	35,4	9,3
25 %	32,7	18,1	24,6	6,2
10 %	20,5	11,3	14,4	5,9

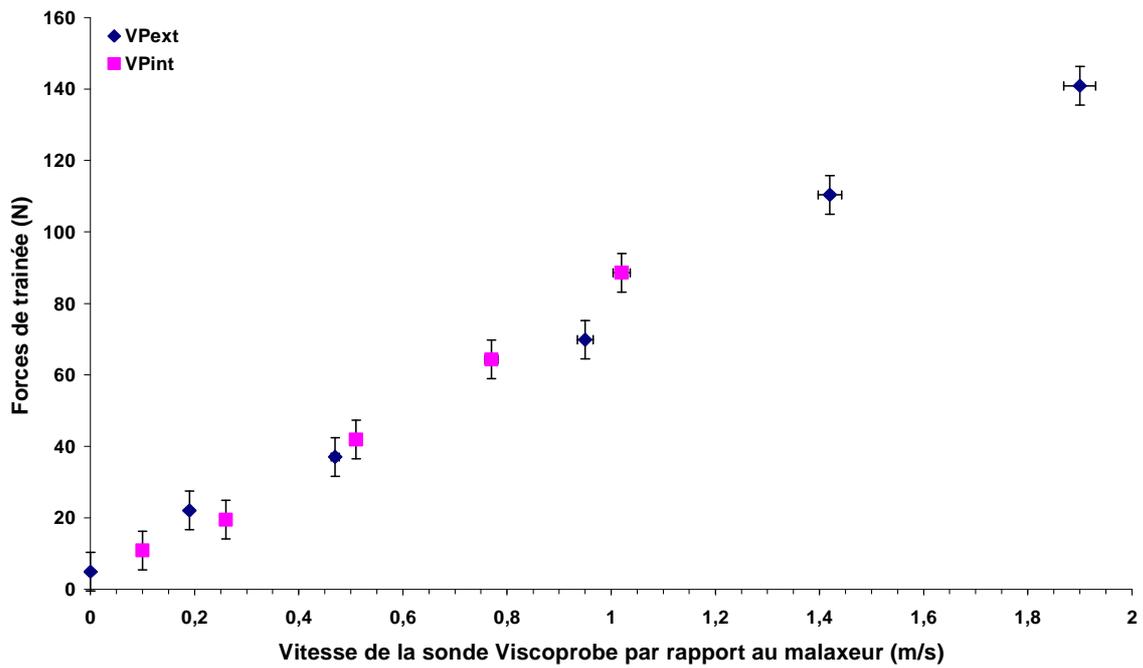
BAP2b	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)	MFM _{ext} (N)	MFM _{int} (N)
100 %	140,9	88,6	102,5	73,3
75 %	110,4	64,3	76,4	34,6
50 %	69,8	41,9	54,5	24,1
25 %	37	19,5	38,3	15,6
10 %	22	10,9	24,7	10,7

BAP2c	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)	MFM _{ext} (N)	MFM _{int} (N)
100 %	164,3	109,7	116,5	61,6
75 %	132,9	84,8	84,4	44,3
50 %	95,5	53,2	56,1	29,4
25 %	51	24,3	37,4	20,7
10 %	26,2	11	22,2	11,4

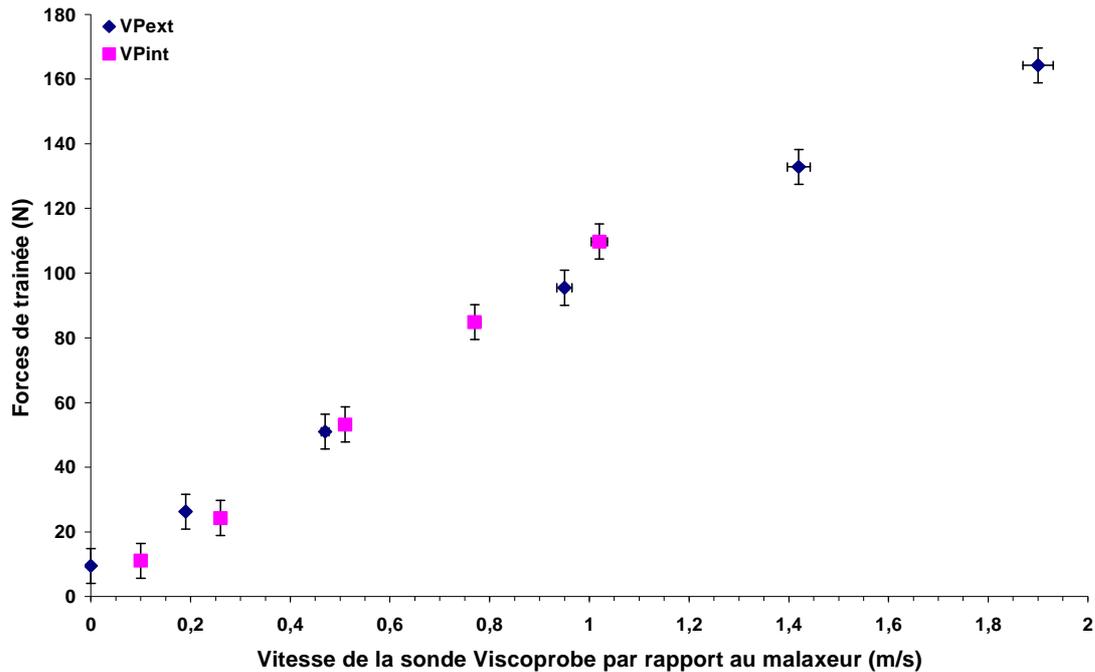
Tableau B.2 Forces de trainées en position extérieure et intérieure mesurées par les sondes de mesure en ligne (Viscoprobe et Bi-MFM) corrigée des effets perturbateurs (force d'inertie, effet du remplissage) pour la fabrication BAP2



Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP2a



Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP2b



Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP2c

Fabrication BAP3 :

BAP3a	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	111,7	68,9
75 %	89,8	59,4
50 %	73,8	54
25 %	62,7	43,8
10 %	49,7	35,8

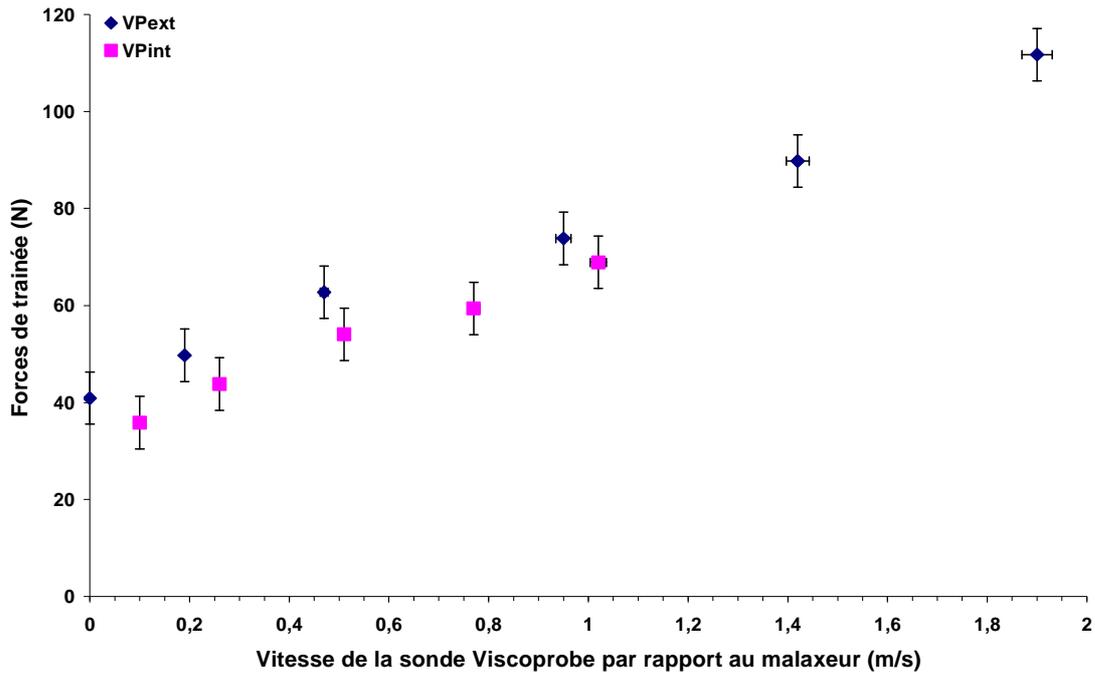
BAP3b	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	59,5	26,1
75 %	46,2	18,1
50 %	31,4	12,6
25 %	16,7	4,1
10 %	9,4	0,4

BAP3c	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	68,3	36,7
75 %	54,6	26
50 %	37,5	21,4
25 %	22,8	11,7
10 %	16	5,6

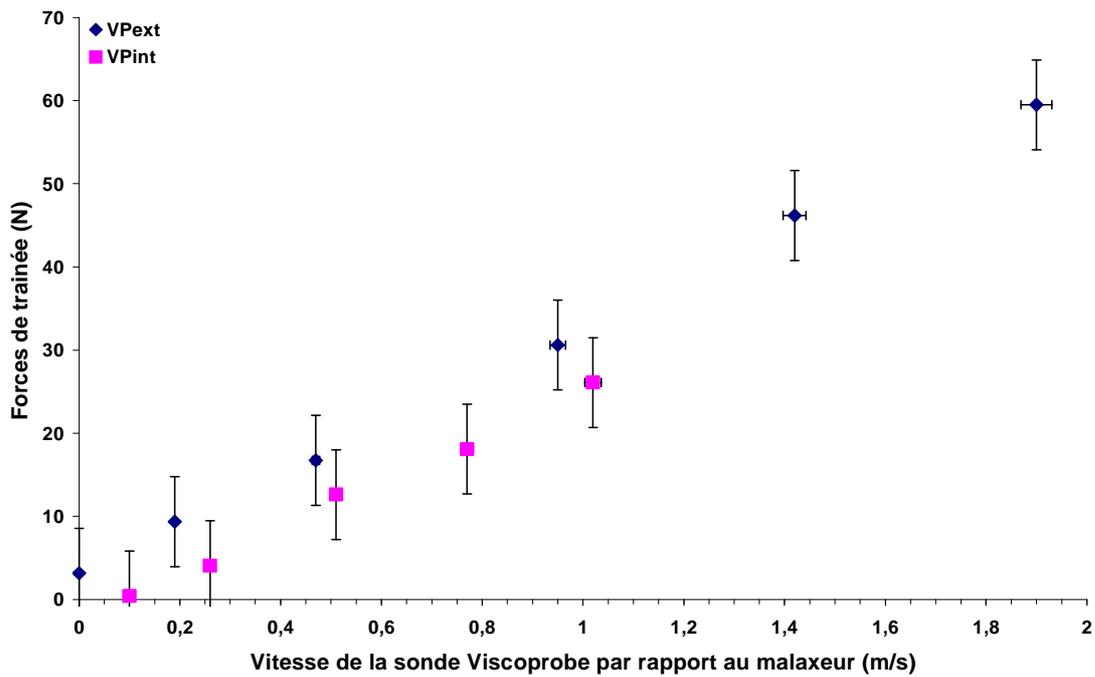
BAP3d	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	59,7	28,1
75 %	45,4	18,8
50 %	32,8	14,4
25 %	17,7	6,1
10 %	11,2	2,2

BAP3e	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	75,7	47,1
75 %	62,4	33,4
50 %	43,9	25,1
25 %	26,3	13,9
10 %	14,7	6,9

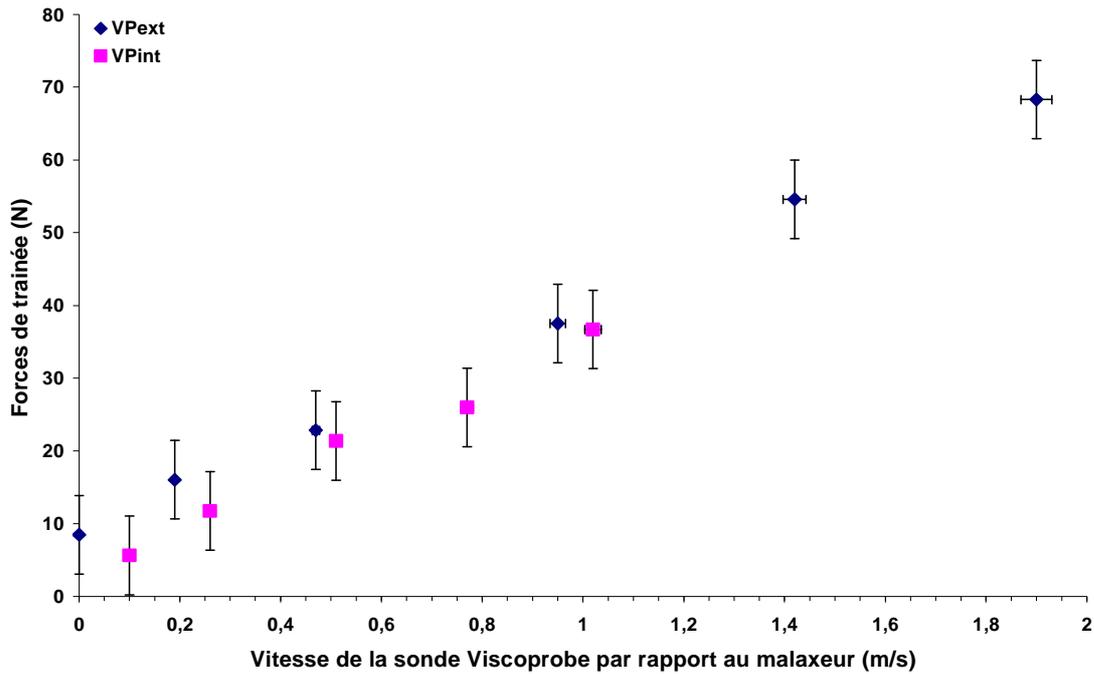
Tableau B.3 Forces de trainées en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe corrigée des effets perturbateurs (force d'inertie, effet du remplissage) pour la fabrication BAP3



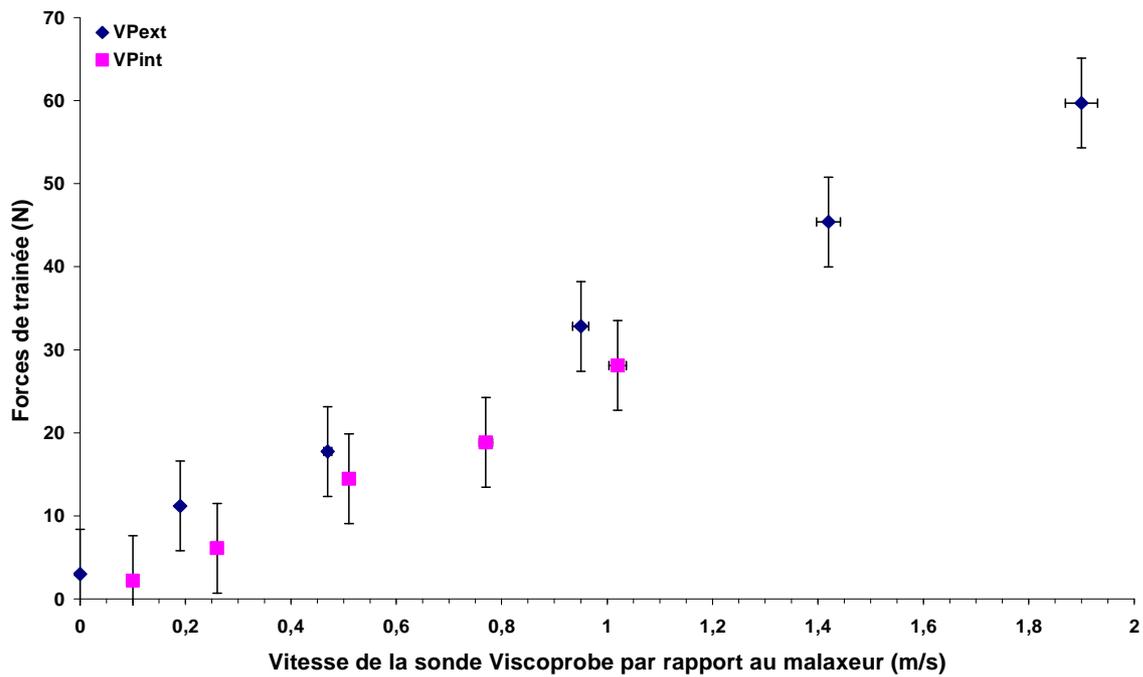
Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP3a



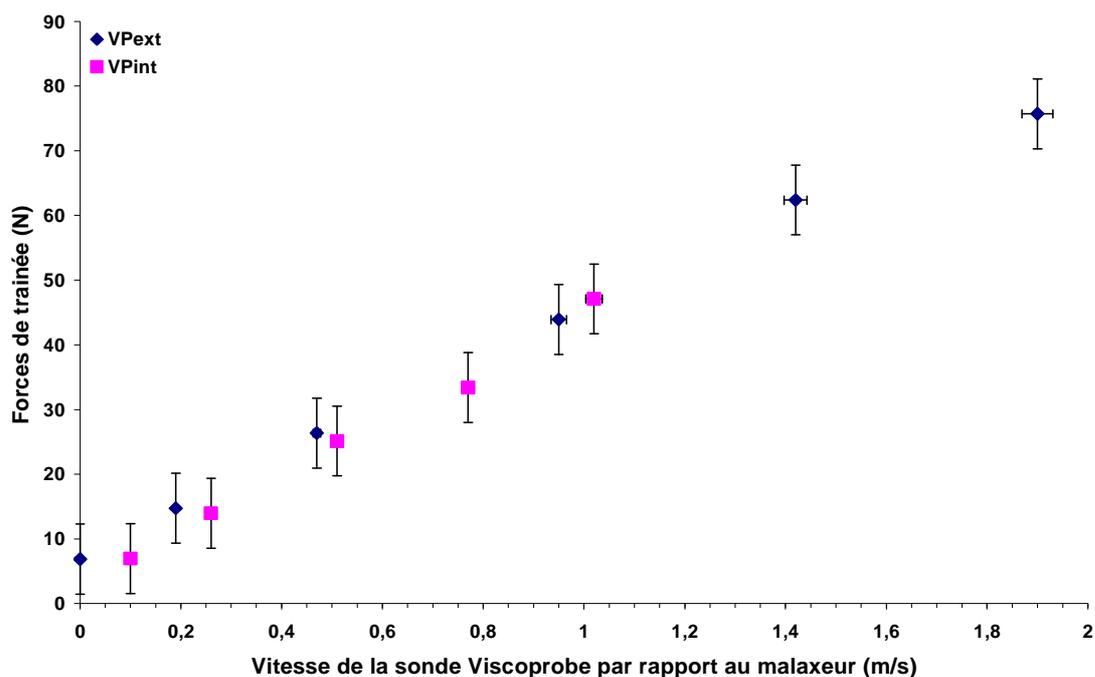
Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP3b



Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP3c



Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP3d



Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP3e

Fabrication BAP4 :

BAP4a	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	121,6	106
75 %	108,4	90,4
50 %	89,7	67,4
25 %	57,3	43,7
10 %	38	27,7

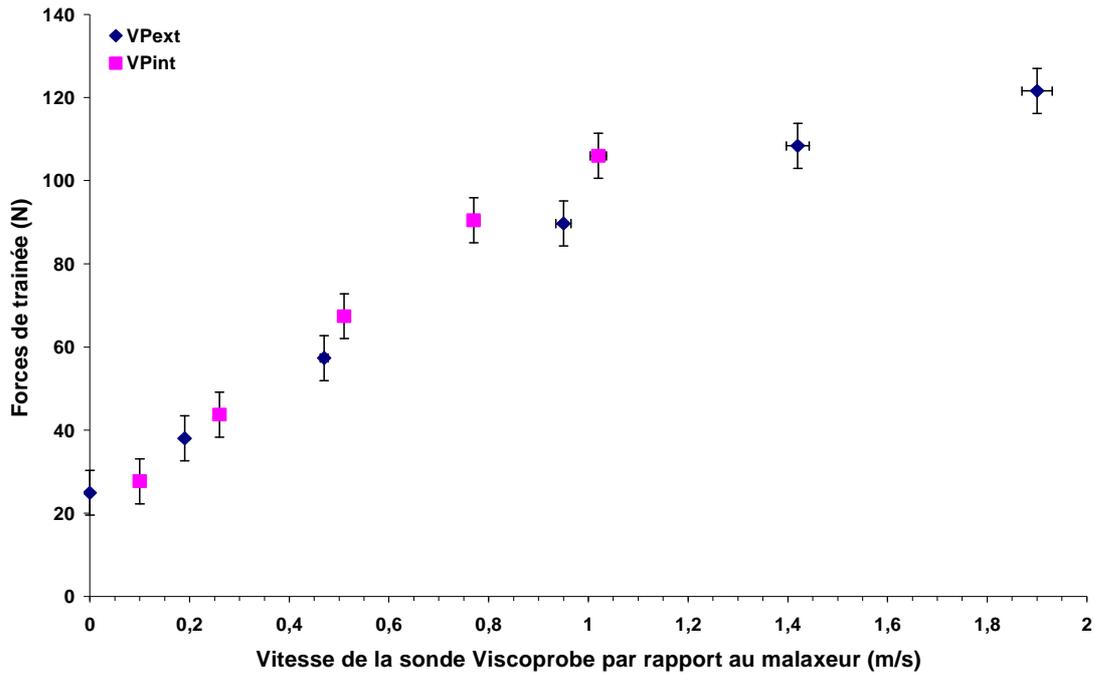
BAP4b	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	79,6	48,8
75 %	61	32,5
50 %	42,9	24,3
25 %	24,3	11,2
10 %	15,4	7,7

BAP4c	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	71,4	38,1
75 %	57,1	29,5
50 %	38,1	17,9
25 %	20,5	6,8
10 %	13,1	3,7

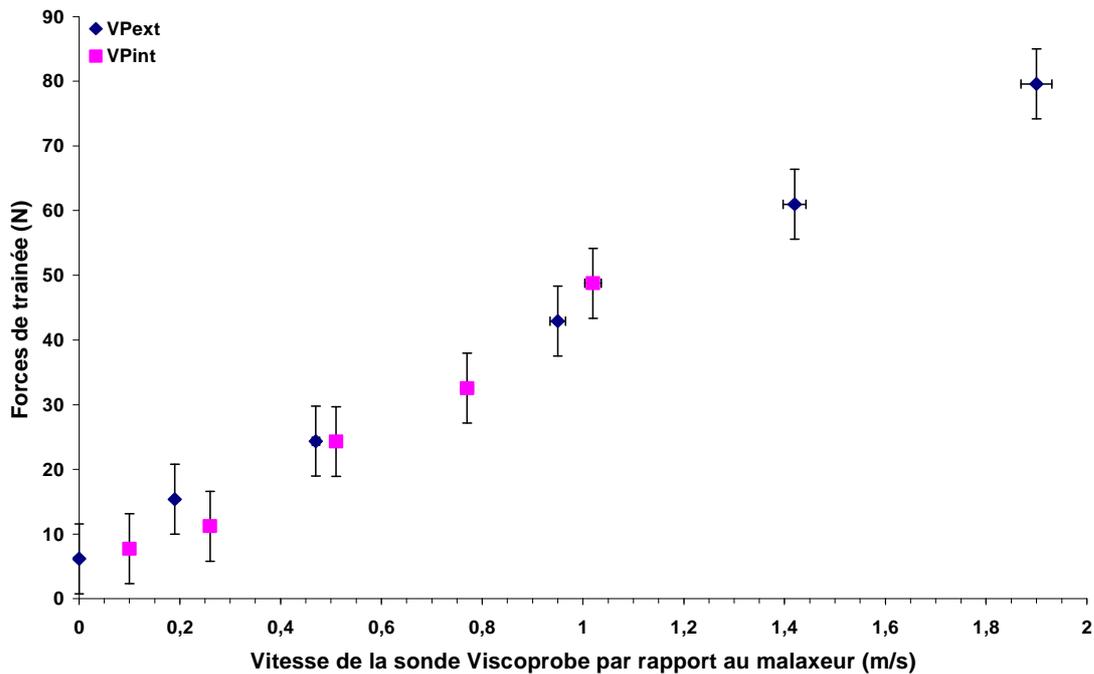
BAP4d	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	116,8	84,7
75 %	94,7	65,3
50 %	67,8	51
25 %	45,3	32,5
10 %	32,5	21,8

BAP4e	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	98,4	61
75 %	77,5	48,6
50 %	54,9	37,6
25 %	32,8	20,5
10 %	20,4	13,1

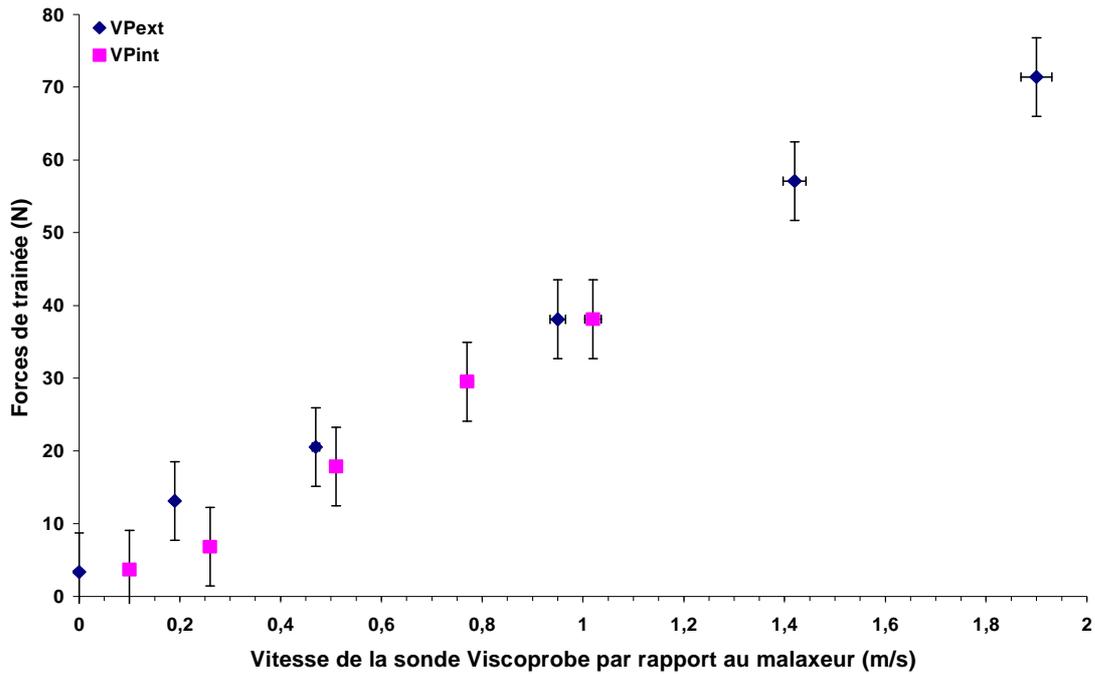
Tableau B.4 Forces de trainées en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe corrigée des effets perturbateurs (force d'inertie, effet du remplissage) pour la fabrication BAP4



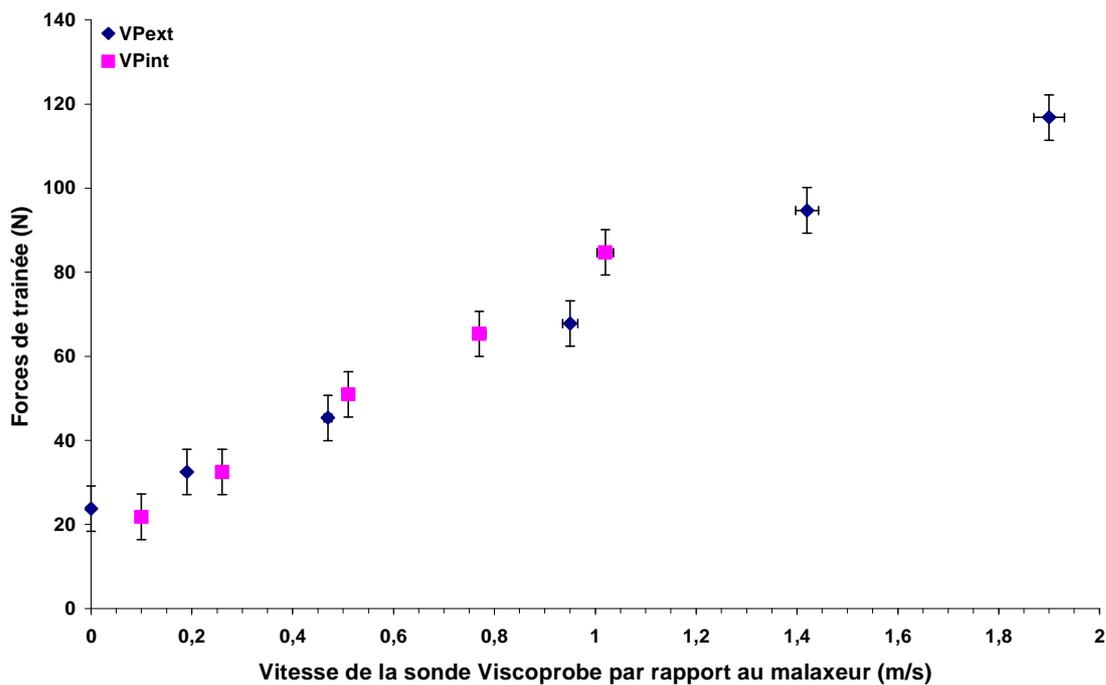
Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP4a



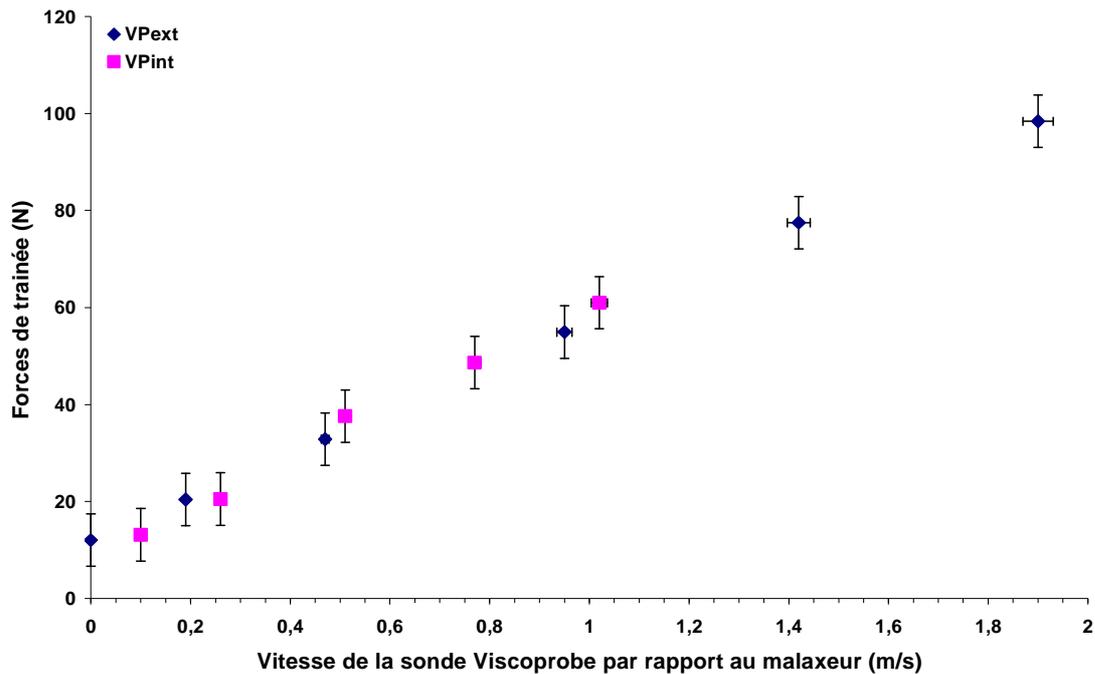
Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP4b



Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP4c



Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP4d



Forces de trainée en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse par rapport au malaxeur pour le point d'investigation BAP4e

Fabrication BAP5 :

BAP5a	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	171	131,7
75 %	148,1	113,4
50 %	131,4	95,1
25 %	108,9	72,7
10 %	85,1	49,8

BAP5b	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	81,4	40,7
75 %	56,2	26,8
50 %	35,6	17,7
25 %	19,3	5,7
10 %	10,1	1,2

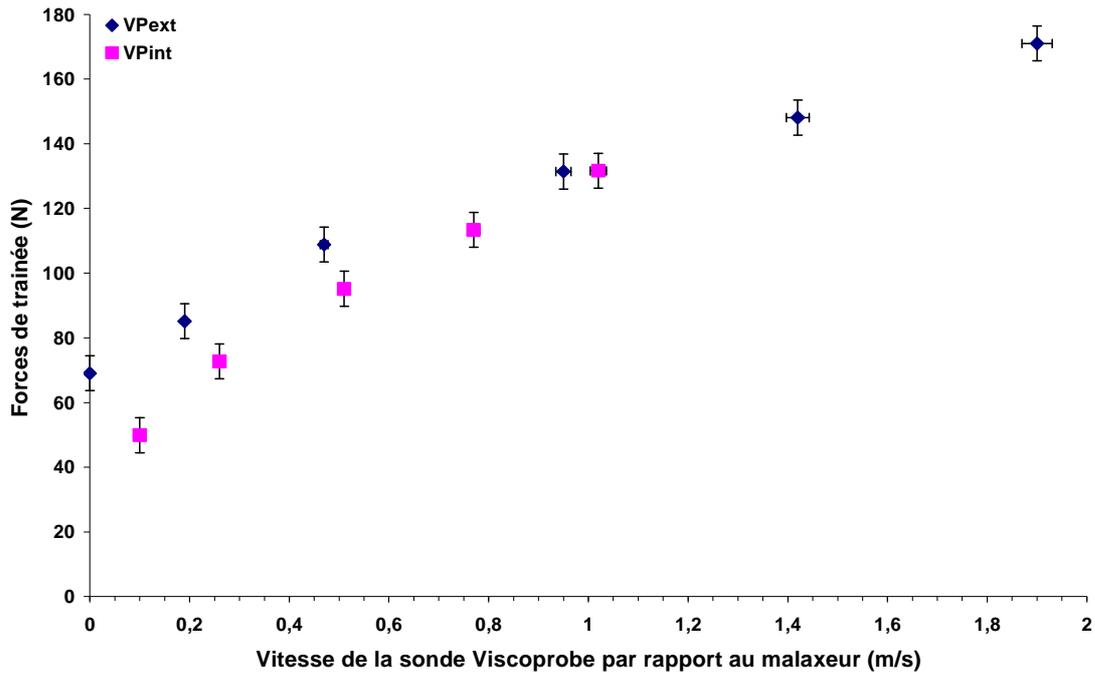
BAP5c	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	62	30,9
75 %	44,6	20,3
50 %	28,7	14
25 %	16,2	4
10 %	9,3	0,5

BAP5d	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	74,6	41,2
75 %	57	26
50 %	37,1	20,4
25 %	21,2	9,3
10 %	13,8	5,7

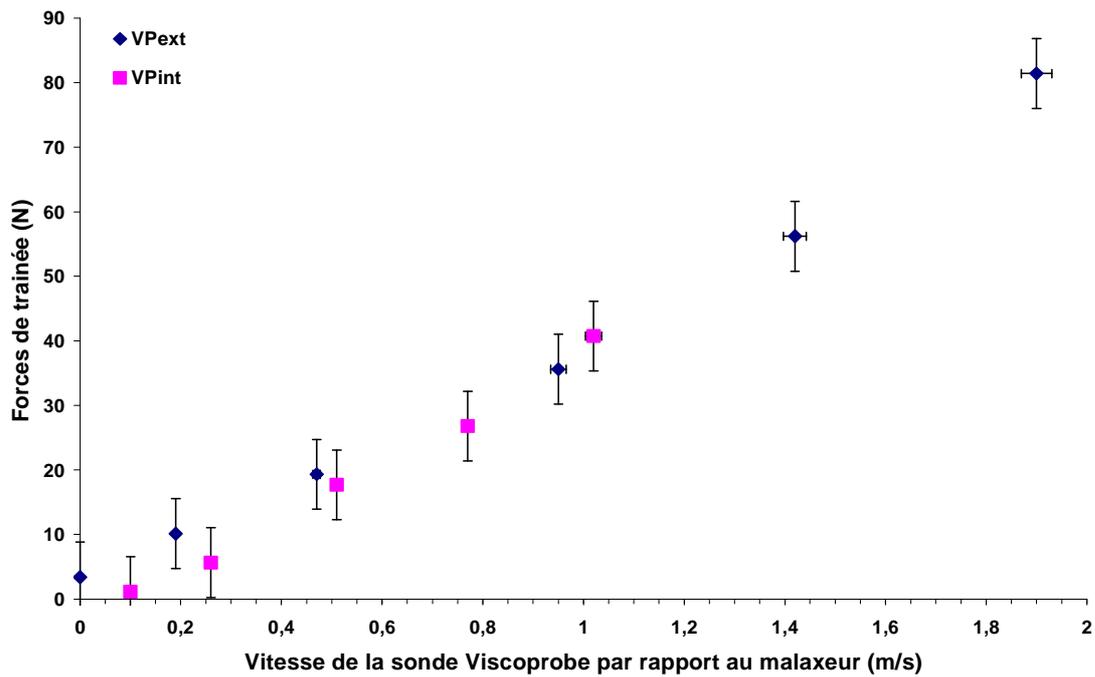
BAP5e	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	66,5	35,5
75 %	48,1	23
50 %	32	12,8
25 %	17,1	3,3
10 %	9,6	2,4

BAP5f	VP _{ext} (N)	VP _{int} (N)
100 %	81,3	44,8
75 %	60,3	28,2
50 %	37,7	19,9
25 %	21,8	6,6
10 %	12,8	4,4

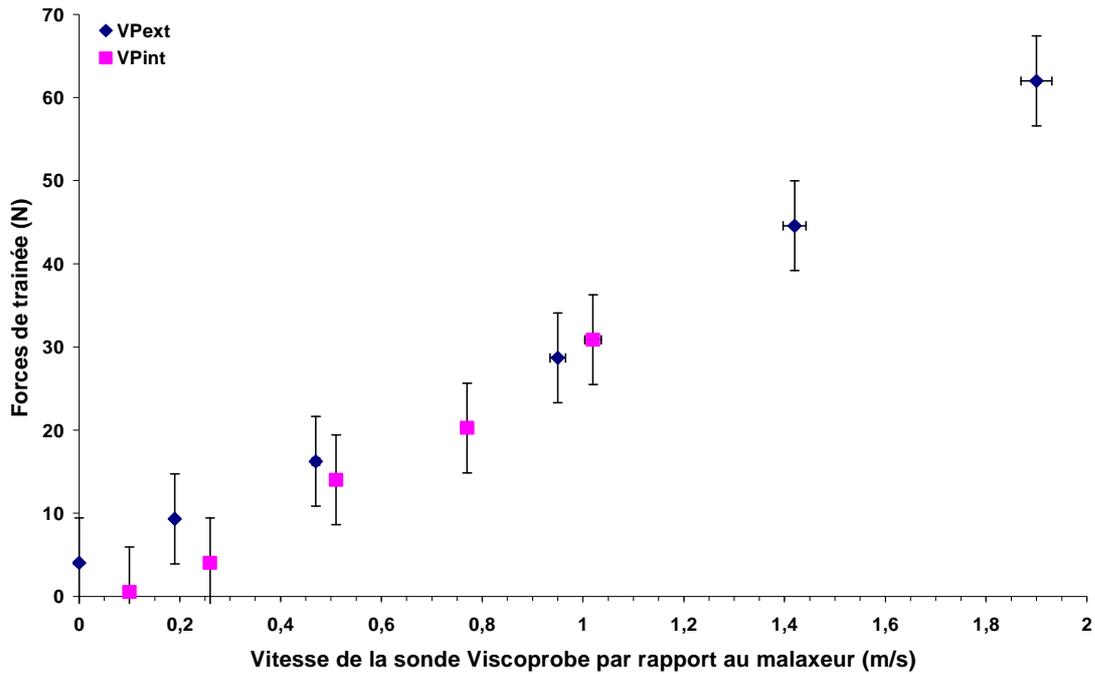
Tableau B.5 Forces de trainées en position extérieure et intérieure mesurées par la sonde Viscoprobe corrigée des effets perturbateurs (force d'inertie, effet du remplissage) pour la fabrication BAP5



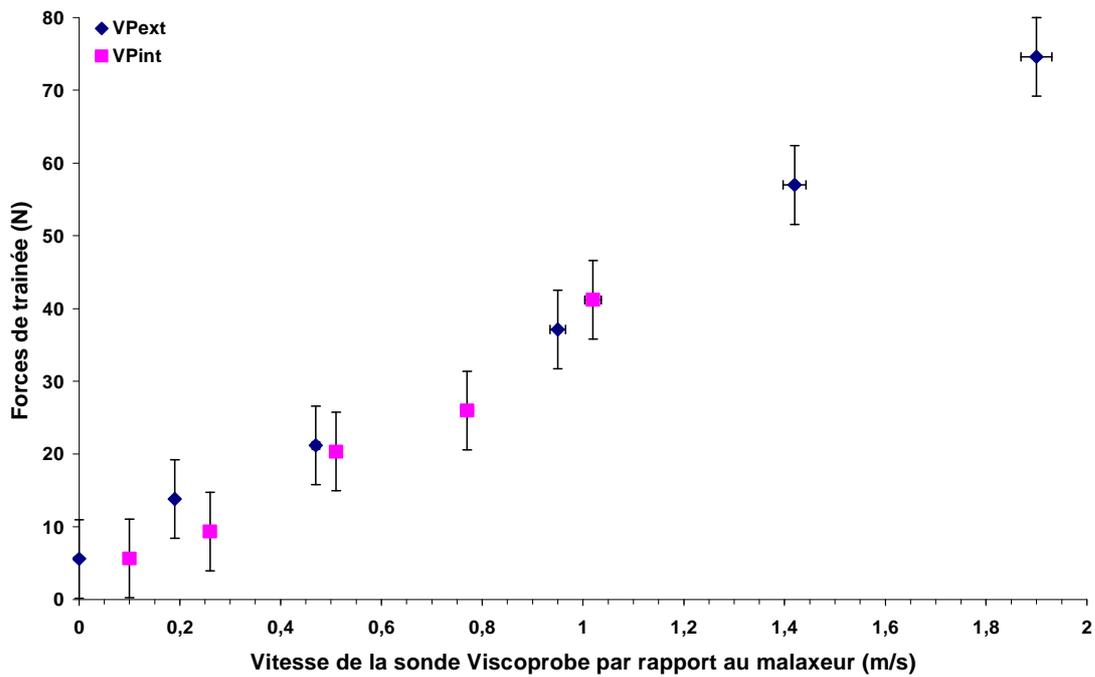
Forces de trainée maximales et minimales mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse théorique dans le malaxeur pour le point d'investigation BAP5a



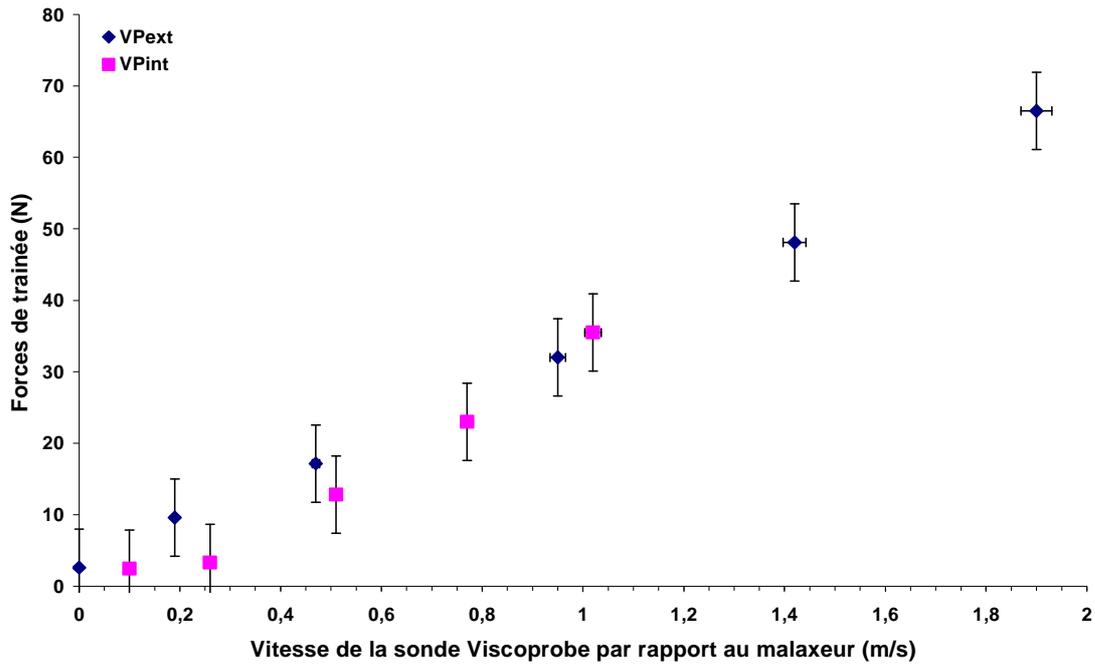
Forces de trainée maximales et minimales mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse théorique dans le malaxeur pour le point d'investigation BAP5b



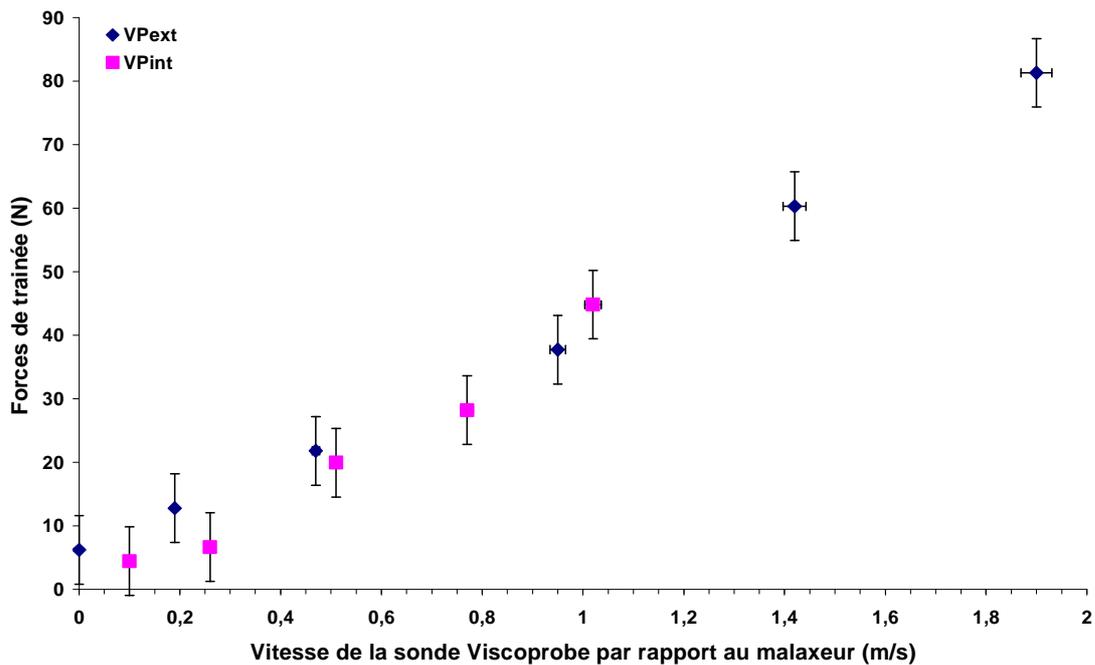
Forces de trainée maximales et minimales mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse théorique dans le malaxeur pour le point d'investigation BAP5c



Forces de trainée maximales et minimales mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse théorique dans le malaxeur pour le point d'investigation BAP5d

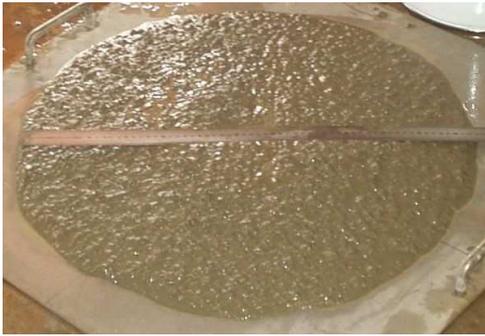


Forces de trainée maximales et minimales mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse théorique dans le malaxeur pour le point d’investigation BAP5e



Forces de trainée maximales et minimales mesurées par la sonde Viscoprobe en fonction de sa vitesse théorique dans le malaxeur pour le point d’investigation BAP5f

ANNEXE C – PHOTOS DES ESSAIS EXPERIMENTAUX



(a)



(b)

Etalement des points d'investigations BAP1a (a) et BAP1b (b)



(c)



(d)

Etalement des points d'investigations BAP1c (c) et BAP1d (d)



(e)



(f)

Etalement des points d'investigations BAP1e (e) et BAP1f (f)



(g)



(h)

Etalement des points d'investigations BAP3c (g) et BAP3e (h)



(i)

Etalement du point d'investigation BAP4e (i)



(j)



(k)

Etalement des points d'investigations BAP5e (j) et BAP5f (k)

Résumé

L'objectif de ce travail est d'améliorer l'interprétation donnée à la réponse d'un capteur mesurant la force de trainée exercée sur une sonde immergée dans un béton lors de son malaxage. Le domaine de fonctionnement d'un tel capteur et son aptitude à retranscrire toute variation de propriétés rhéologiques du béton sont étudiés. Deux types d'implantation de sondes sont testés sur un malaxeur planétaire, le premier en mouvement planétaire et le second en rotation simple. En complément, le comportement rhéologique du béton est identifié à l'aide d'un rhéomètre à béton. L'analyse expérimentale est accompagnée de simulations numériques de l'écoulement d'un fluide de Bingham dans un malaxeur. Les simulations 2D servent à l'interprétation des mesures expérimentales et permettent d'étudier différentes configurations de malaxage. Les résultats obtenus indiquent que la structure de l'écoulement du béton dans un malaxeur planétaire se décompose en deux principaux flux : un entrainement dans le train valseur et une interaction entre racleur et train valseur. L'utilisation de la loi de Stokes adaptée à l'écoulement de fluides de Bingham permet une interprétation satisfaisante des variations des forces de trainée mesurées. Les courbes d'écoulement provenant de la technique de dépouillement proposée sont comparées à celles identifiées à l'aide du rhéomètre pour différentes formulations de bétons. La rhéométrie en ligne s'avère ainsi accessible en particulier en présence de bétons autoplaçants.

Mots-clés: Rhéologie, bétons autoplaçants, capteurs, mesures en ligne, procédé de malaxage, malaxeurs planétaires, simulations numériques.

Abstract

The objective of this work is to improve the interpretation given to the response of a sensor measuring the drag force exerted on a probe immersed in a concrete during the mixing. The field of operation of such a sensor and its ability to transcribe any change in rheological properties of concrete are studied. Two types of sensors location are tested on a planetary mixer, with a planetary movement and with a simple rotational movement. In addition, the rheological behaviour of concrete is identified using a concrete rheometer. Numerical simulations of the flow of a Bingham fluid in a mixer are also done in addition to experimental analysis. The 2D simulations use the interpretation of experimental measurements and allow studying various configurations of mixing. The results indicate that the structure of the concrete flow in a planetary mixer is divided into two main flows: a plug flow in the vortex and an interaction flow between the scraper and the vortex. The use of Stokes's law adapted to the flow of Bingham fluids allows a satisfactory interpretation of the variations in measured drag forces. The flow curves resulting from this method are compared with those using the rheometer for various concrete formulations. The inline rheometry is accessible in the presence of self compacting concrete.

Keywords: Rheology, fresh concrete, in-line measurement, mixing process, planetary mixer, sensors, numerical modelling