

Doctorat de L'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées

Spécialité Structures et Matériaux

Thèse présentée par

Denis KAPLAN

sujet

POMPAGE DES BETONS

soutenue le 13 décembre 1999
devant le jury composé de :

MM. P. BANFILL	Rapporteur
D. BEAUPRE	Examineur
P. COUSSOT	Rapporteur
F. CUSSIGH	Invité
J. DELACOUR	Invité
F. de LARRARD	Directeur de thèse
R. GARCIA	Examineur
C. LEGRAND	Examineur
A. THOMAS	Invité

EN.P.C.



INV10029



Je tiens à remercier tout d'abord mon directeur de thèse, François de LARRARD, chef de la division Méthodes et Matériaux de Construction et d'Entretien des Routes au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées à Nantes et mon conseiller d'études Thierry SEDRAN ingénieur dans la même division. Tout au long de ce travail j'ai particulièrement apprécié leur grande disponibilité, la rigueur de leur encadrement et surtout leurs qualités humaines.

Je suis reconnaissant à messieurs Phil BANFILL, professeur à l'université d'Edimbourg et Philippe COUSSOT, ingénieur au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, d'avoir accepté d'être les rapporteurs de cette thèse et de participer au jury.

Je remercie messieurs Jacques DELACOUR, président du projet national Calibé, Denis BEAUPRE, professeur à l'université Laval de Québec, François CUSSIGH, ingénieur chez Dumez-GTM, Rémy GARCIA, directeur technique de Lafarge Bétons Granulats, Claude LEGRAND, professeur à l'université de Toulouse et Alain THOMAS, directeur commercial chez Putzmeister France, de me faire l'honneur de participer à mon jury de thèse.

Cette thèse s'est déroulée dans le cadre du Projet National CALIBE et je remercie toutes les entreprises et les universités qui ont participé à ce projet. Ma reconnaissance va plus particulièrement à messieurs Jean-Pierre BUSSON, François CUSSIGH et Alain THOMAS pour leur grande disponibilité et leurs compétences professionnelles qui m'ont été précieuses dans ce travail.



Cette thèse s'est déroulée au sein de la division Bétons et Composites Cimentaires du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées de Paris. Je tiens à remercier ici tous les collègues et particulièrement Ramzi BEN ROMDHANE, Claude BOULAY, Jean-François BOUTELOUP, Jérôme CARRIAT, Laetitia D'ALOIA, Isabelle GUENOT-DELAHAIE, Fabrice LE MAOU, Robert LE ROY, Laurent NACHBAUR, Marie PATANE, Stéphane RENWEZ, Pierre ROSSI, Pierre ROUSSEL, Jérôme SERCOMBE, Jean-Joseph SERRANO, Jean-Daniel SIMITAMBE, Vincent WALLER et Géraldine VILLAIN. Je remercie également messieurs Michel JOLY et Jean-Claude SZITKAR pour leur aide dans le développement du tribomètre.

Je remercie Bruno CHOUNARD pour son aide dans la réalisation de la deuxième campagne expérimentale.

Enfin, j'exprime ma gratitude à tous les gens avec qui j'ai eu le plaisir de travailler tout au long de ce projet.

Merci à toutes et à tous.

SOMMAIRE

Résumé	5
Abstract	6
I INTRODUCTION	7
II SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE	9
II.1 Introduction	9
II.2 Matériel de pompage	10
II.2.1 Pompes	10
II.2.2 Tuyaux	13
II.2.3 Réductions et coudes	14
II.2.4 Flèches de répartition	15
II.2.5 Nettoyage de la tuyauterie	16
II.3 Pompabilité	17
II.3.1 Définition	17
II.3.2 Règles de l'art	17
II.3.3 Essais existants visant à estimer la pompabilité	25
II.4 Analyse du processus de pompage	33
II.4.1 Écoulement dans un tuyau circulaire sans glissement	35
II.4.2 Écoulement dans un tuyau circulaire avec glissement	39
II.4.3 Écoulement dans des coudes et réduction	45
II.4.4 Frottement entre le béton et la paroi	52
II.4.5 Essais tribologiques existant	60
II.4.6 Essais rhéologiques sur béton	66
II.5 Conclusion et buts de la thèse	75
III DEVELOPPEMENT D'ESSAIS MATERIAU SPECIFIQUES	77
III.1 Aéromètre modifié	77
III.2 Tribomètres rotatifs	82
III.2.1 Première version	82
III.2.2 Deuxième version	83
III.2.3 Version définitive (tribomètre à cylindres coaxiaux)	85
IV ESSAIS SUR CIRCUIT-PILOTE	91
IV.1 Conception et instrumentation du circuit	91
IV.1.1 Organisation du site	91
IV.1.2 Instruments de mesure et système d'acquisition	92
IV.1.3 Etalonnage	100
IV.1.4 Calculs d'erreur	101
IV.2 Première campagne expérimentale	106
IV.2.1 Objectifs	106
IV.2.2 Plan expérimental	106
IV.2.3 Mode opératoire	110
IV.3 Deuxième campagne expérimentale	112

IV.3.1 Objectifs	112
IV.3.2 Modification du circuit-pilote	112
IV.3.3 Plan expérimental	114
IV.3.4 Mode opératoire	115
V ANALYSE DES PHENOMENES DE FORMATION DE BOUCHONS	117
V.1 Types des bouchons	117
V.1.1 Bouchons au démarrage	118
V.1.2 Bouchons en cours de pompage	127
V.1.3 Bouchon en phase de redémarrage	128
V.1.4 Bouchon en phase de nettoyage	130
VI ANALYSE DES PARAMETRES DE POMPAGE	131
VI.1 Pertes de pression, interface acier-béton	131
VI.2 Relation entre la viscosite plastique du beton et les paramètres de pompage	142
VI.3 Bétons à air entraine	146
VI.4 Analyse des coefficients de remplissage	148
VI.5 Nettoyage du circuit a l'air comprimé – analyse et modélisation	150
VII VALIDATION DE LA METHODE DE PREVISION DES PARAMETRES DE POMPAGES SUR CHANTIERS REELS	155
VII.1 Chantier "Cœur Défense"	155
VII.2 Chantier de Pforzheim	158
VIII LIENS ENTRE PARAMETRES DE L'INTERFACE ET LA FORMULATION DU BETON	161
IX CONCLUSION GENERALE	165
X BIBLIOGRAPHIE	167
XI ANNEXES	172
XI.1 Constituants des bétons	173
XI.2 Compositions des bétons	188
XI.3 Fiches techniques des appareils de mesure et des pompes	192
XI.4 Résultats bruts d'essais en laboratoire et sur le circuit-pilot	212
XI.4.1 Etalonnage	212
XI.4.2 Aéromètre modifié	213
XI.4.3 Propriétés rhéologiques des bétons	214
XI.4.4 Propriétés tribologiques des bétons	216
XI.4.5 Coefficients de remplissage	222
XI.5 Schémas des circuits pour les essais de validation sur le chantier "Cœur Défense"	224

RESUME

Avec les progrès effectués dans la formulation des bétons, de nombreux problèmes ont vu le jour dans le domaine du pompage et il apparaît nécessaire d'élaborer une approche scientifique pour remettre cette technique à la hauteur des nouvelles exigences. Dans ce contexte, les objectifs de ce travail ont été les suivants :

- analyser les phénomènes physiques de formation des bouchons et en déduire une méthodologie pratique, basée sur un essai simple, permettant de définir la pompabilité d'un béton donné, dans une installation donnée;
- développer un appareil permettant de caractériser l'interface acier-béton et proposer une méthode de calcul de la relation débit/pression;
- valider les modèles proposés par des essais à l'échelle industrielle.

Pour répondre à ces objectifs, nous avons conçu et réalisé un site expérimental de pompage en grandeur réelle. Deux nouveaux appareils: le tribomètre à cylindres coaxiaux et l'aéromètre modifié, ont été développés pour caractériser les bétons en parallèle des essais de pompage. A travers deux campagnes expérimentales, nous avons testé sur le site 68 compositions de béton.

L'analyse des résultats a permis de comprendre que la pompabilité (notion relative à la formation des bouchons) n'est pas une caractéristique intrinsèque du béton, mais un concept relatif à l'ensemble des paramètres de pompage: composition du béton, configuration de l'installation, mode opératoire. Nous avons donc établi une classification des bouchons et proposé des mécanismes physiques pour expliquer la formation de chaque type de bouchon. Le travail a abouti à des recommandations pratiques, permettant de diminuer les risques de bouchon.

Les paramètres de pompage enregistrés sur le site expérimental ont permis de démontrer l'importance de l'interface acier-béton. Cette interface est le siège d'une couche limite de glissement. En caractérisant les propriétés de l'interface par un essai au tribomètre à cylindres coaxiaux et en intégrant les propriétés rhéologiques du béton, mesurées au rhéomètre à béton BTRHEOM, nous avons proposé un modèle de prévision des paramètres de pompage. Ce modèle a été ensuite validé sur différents chantiers.

A l'issue de ce travail, il est désormais possible de caractériser un béton en laboratoire et de prévoir la relation entre le débit et la pression, pour un circuit de géométrie connue, ce qui réduit fortement la part d'empirisme dans le contrôle du processus de pompage.

Mots clés: Pompage, pompes à béton, pompabilité, formation des bouchons, paramètres de pompage, interface acier-béton, glissement, tribologie, rhéologie, formulation.

ABSTRACT

With recent progresses in concrete mix-design, a number of problems have been encountered in the area of pumping. In this context, the aims of this thesis were the following :

- to analyse physical phenomena underlying the occurrence of blockages in pumping networks;
- to develop a practical methodology, based on simple tests, leading to an evaluation of the pumpability of a given concrete in a given pumping system;
- to develop an instrument capable of characterising the steel-concrete interface and to develop models for the calculation of the flow rate/pressure relationship;
- to validate the proposed models with tests carried out at the industrial scale.

For our tests we used a variety of sixty-eight different concrete mixtures. We developed two new instruments :

- the modified air-meter (to assess the bleeding rate of fresh concrete);
- the coaxial cylinder tribometer, a large-gap coaxial viscometer devoted to the test of steel/concrete interface.

Thanks to the analysis of test results, it was possible to understand that pumpability (as related to blockages) is not an intrinsic characteristics of the concrete mix alone, but is rather governed by several parameters among which the concrete mixture, the pumping system and the process are found. We established a classification of the blockages and we proposed models to explain their formation. The result was to reach a set of practical recommendations to lessen the risks of blockages.

The tests demonstrated the importance of the steel-concrete interface, where a slipping layer takes place. We proposed a predictive model for the pumping of concrete, based upon measurements of the interface and rheological parameters, measured with the new tribometer and the BTRHEOM rheometer, respectively.

Finally, we have succeeded in characterising a concrete in the laboratory to predict the pumping parameters. This can reduce problems arising at the work site with new types of mixtures as high-performance or self-compacting concrete.

Keywords : bleeding, blockage, concrete pumps, fresh concrete, plastic viscosity, pumpability, pumping parameters, rheology, slipping, steel-concrete interface, tribology, yield stress.

I INTRODUCTION

La technique de pompage du béton est connue dans le monde depuis presque 90 ans. Les avantages, par rapport aux autres techniques, sont nombreux: rapidité de mise en œuvre, accès aux endroits difficiles, etc... Malheureusement, l'utilisation de cette technique est très limitée en France. La part du béton mis en place par pompage est de l'ordre de 10 %, contre 30 % en Allemagne et 50 % en Italie. Parmi les causes de ce déséquilibre, on peut évoquer le fait que la France est le premier constructeur mondial de grues, ce que favorise la mise en place du béton à la benne. Mais c'est l'absence d'une approche stricte et cohérente qui défavorise le plus la technique du pompage. Au stade de dimensionnement de l'installation deux questions importantes se posent:

- le béton passera-t-il, sans provoquer de blocage, dans un circuit de configuration donnée?
- le béton s'écoulant à travers la tuyauterie, quelle pompe faut-il choisir pour assurer la cadence demandée par le chantier?

Le problème principal pour le développement de la technique de pompage réside dans le fait, que jusqu'à présent, il n'y a pas de réponse fiable à ces questions.

Dans les dernières années, des progrès importants ont été réalisés dans le domaine de formulation des bétons. Les nouveaux bétons ont des propriétés très différentes par rapport à celles des bétons ordinaires. Les règles existantes¹ ne sont donc plus applicables. Dans cette situation, chaque changement de formulation ou de configuration nécessite un essai préliminaire en vraie grandeur.

Il existe peu de littérature scientifique sur ce sujet, et les réponses apportées sont souvent contradictoires. Le coût très important d'un essai de pompage en vraie grandeur a fortement limité le nombre de chercheurs travaillant sur ce sujet. Beaucoup de recherches se sont limitées seulement aux essais en laboratoire. Cette phase de recherche très importante ne donne des résultats fiables qu'en étant associée à des essais grandeur nature. Le Projet National "CALIBE" nous a permis d'effectuer ce genre d'expériences et d'aboutir aux conclusions présentées dans ce travail.

Les deux objectifs de travail que nous nous sommes fixés reprennent donc les deux principales questions liées au pompage, posées plus haut:

- fournir une méthodologie pratique permettant de statuer sur la pompabilité d'un béton donné, dans une installation donnée;
- proposer une méthode de calcul de la relation débit/pression, valable dans le même contexte.

Pour répondre à ces deux objectifs, nous avons d'abord effectué une synthèse des connaissances actuelles dans le domaine du pompage (chapitre II "Synthèse bibliographique"). Cette synthèse a révélé la nécessité de développer un nouvel appareil permettant de caractériser l'interface acier-béton, elle a également permis de concevoir un appareil pour la mesure du ressuage du béton, dans des conditions de chantier. Le travail de

¹ Les années d'expérience ont permis d'établir des abaques, permettant de prévoir tant bien que mal les paramètres de pompage pour les bétons ordinaires.

développement de ces deux appareils, ainsi que leurs caractéristiques techniques sont présentés dans le chapitre III "Essais matériau spécifiques". La conception, l'instrumentation et la mise au point du circuit-pilote sont rapportées dans la première section du chapitre IV "Essai sur circuit-pilote". La deuxième et la troisième sont consacrés aux deux campagnes expérimentales effectuées sur le site de Roissy. Le chapitre V "Analyse des phénomènes de formation de bouchons" présente les résultats, le dépouillement et l'analyse des données relatives aux problèmes de pompabilité², obtenus lors des deux campagnes expérimentales. Le problème concernant les paramètres de pompage a été traité dans le chapitre VI. Dans ce chapitre, nous présentons les résultats des deux campagnes expérimentales, leur dépouillement et leur analyse. A l'issue de cette analyse, nous proposons un modèle de prévision des paramètres de pompage à partir d'un essai simple, le tribomètre à cylindres coaxiaux. Ce modèle est ensuite validé sur trois pompages différents, effectués sur deux chantiers différents. Le chapitre VII présente ces chantiers et compare les prévisions du modèle et les résultats réellement obtenus. Dans le chapitre VIII ("Modélisation des paramètres de l'interface en fonction de la formulation du béton"), nous avons essayé de relier les propriétés de l'interface acier-béton à la formulation du béton. Finalement, dans la conclusion générale (chapitre IX) nous résumons le travail effectué et l'analysons par rapport aux objectifs initiaux. Les besoins en recherche viennent compléter ce chapitre. Les annexes contiennent les données concernant le matériel et les matériaux utilisés.

Le tableau ci-dessous présente les unités utilisées dans les calculs et sur les graphiques. Certaines d'entre elles ne font pas partie du système internationale. Nous avons fait ce choix pour rester cohérent avec les unités couramment utilisées dans le domaine du pompage, facilitant ainsi la compréhension des gens censés appliquer les résultats de ce travail. Nous présentons également les facteurs de conversion en bas de ce tableau.

Tableau I.1 – Unités utilisées.

Mesures	Unité
Temps	Seconde (s)
Longueur	Mètre (m)
Force	Newton (N)
Pression	Bar (bar)
Contrainte	Pascal (Pa)
Vitesse	Mètre/seconde (m/s)
Débit	Mètre cube/heure (m ³ /h)

1 bars $\approx 10^5$ Pa;
 1 m³/h = 0,000278 m³/s.

² Tout au long de ce mémoire, le terme "pompabilité" sera utilisé pour désigner les problèmes de formation de bouchons.

II. SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE

II.1 INTRODUCTION

Le pompage est une technique du transport du béton frais, permettant l'amenée du matériau frais dans le coffrage, sans recours à une benne ou à une bande transporteuse. La technique de pompage du béton est connue dans le monde depuis presque 70 ans. Des pompes à béton dans lesquelles le béton circule dans des tuyaux métalliques ont été utilisées aux USA à partir de 1933. La technique du pompage est beaucoup développée et a bénéficié de nombreuses améliorations, notamment sur les pompes (pompes ayant de grandes flèches, pompes à haute pression ...). Elle est très largement utilisée de nos jours dans le domaine de la construction industrielle. Les avantages, par rapport aux autres techniques, sont nombreux:

- rapidité de mise en œuvre (une pompe peut transporter un volume variant de 10 à 150 m³/h suivant sa puissance, l'installation de pompage et la nature du béton);
- coulage dans des endroits peu accessibles (tunnels, par exemple);
- amenée continue du matériau (permettant une bonne utilisation des équipes).

Pour pouvoir utiliser la technique de pompage, il est évidemment nécessaire que le béton soit pompable. Certains bétons ne le sont pas : si on essaie de les pomper, la tuyauterie se bouche et le processus s'arrête. On est alors obligé de démonter la tuyauterie et de la déboucher. Cette procédure prend beaucoup de temps et coûte très cher (immobilisation du chantier, perte éventuelle de la tuyauterie). Il est donc souhaitable de prévoir la pompabilité d'un béton à partir de sa composition. Dans ce domaine, les règles sont en général empiriques. Les règles de l'art françaises, américaines, russes et anglaises résolvent ce problème en imposant un certain nombre des conditions sur les bétons destinés au pompage. Toutefois, même en respectant ces règles de formulation, un essai en vraie grandeur est toujours nécessaire pour s'assurer de la pompabilité d'une composition de béton donnée dans une installation donnée. Cela alourdit considérablement le processus de mise au point d'une formule et limite la diffusion de cette technique.

Supposant maintenant le béton pompable, on souhaite alors connaître la pression qui sera nécessaire pour assurer un débit choisi en fonction du circuit de pompage (longueur, hauteur, diamètre de la tuyauterie, nombre de coudes) et des caractéristiques du béton frais. Ceci permet de choisir une pompe ayant une puissance adaptée aux besoins du chantier. Il existe toutefois relativement peu de littérature scientifique sur ce sujet. Ceci est étonnant, car l'utilisation du pompage est relativement courante. Mais ce phénomène a une explication. La compréhension des phénomènes mis en jeu lors du pompage nécessite l'exécution d'essais en vraie grandeur qui coûtent relativement cher, car ils nécessitent un matériel assez sophistiqué et encombrant. Seuls l'ex URSS, les Etats Unis et le Japon ont effectué un nombre considérable de tests. Les recherches les plus récentes ont été effectuées au Canada et aux Etats Unis [13,32]. De plus, le dépouillement des résultats de ces essais est assez difficile, car les phénomènes qui se produisent dans le tuyau au cours de l'écoulement sont très complexes. Les paramètres qui interviennent sont nombreux: le seuil et la viscosité du béton sous les différentes pressions, la loi de comportement de l'interface béton-acier, la ségrégation et le ressuage du béton. Toutes ces difficultés expérimentales et théoriques rendent donc le sujet du pompage difficile à étudier.

Dans ce contexte, le travail suivant fait une synthèse des connaissances actuelles dans le domaine du pompage.

II.2 MATERIEL DE POMPAGE

Dans ce paragraphe, on va rappeler quelques notions sur les matériels de pompage. On ne peut pas décrire ici tous les détails de cette technique. Notre objectif est de présenter les principaux types de matériels utilisés et les points essentiels de la technique du pompage sur chantier.

II.2.1 Pompes

La technique de pompage consiste à refouler le béton dans une tuyauterie par l'intermédiaire d'une pompe. Il existe deux principaux types de pompe:

- les pompes à pistons;
- les pompes à rotation (ou à tuyau écrasé).

Le schéma ci-dessous décrit le principe de fonctionnement des pompes à pistons [42].

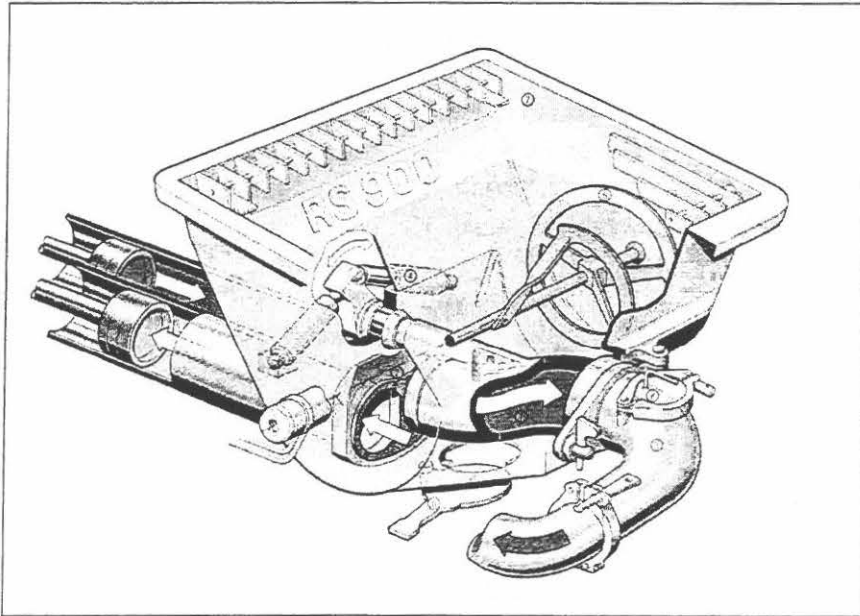


Figure II.1 - Principe de fonctionnement d'une pompe à piston [42].

Dans un premier temps, un piston crée une dépression dans un des deux cylindres. Le béton y est donc aspiré. Dans les pompes modernes, un agitateur est monté dans la trémie de chargement. Son rôle est de maintenir de bonnes conditions d'aspiration. Sa forme et sa vitesse de malaxage sont conçues pour assurer un remplissage maximal. Malgré tout, le cylindre n'est jamais plein à la fin de l'aspiration. On définit donc le coefficient de remplissage comme le rapport entre le volume de béton aspiré et le volume total du piston. Plus le coefficient de remplissage se rapproche de 1, plus le fonctionnement est efficace. Il est évident que pour la même pompe, le coefficient de remplissage dépend du béton. La deuxième phase consiste à refouler le béton dans le tuyau. Un tuyau en "S" assure l'alternance entre des deux pistons. Pendant qu'un des deux pistons refoule le béton dans le circuit, l'autre l'aspire de la trémie.

Les pompes à rotation utilisent un autre principe de refoulement (cf. figure II.2) : deux ou trois galets de compression écrasent un tuyau souple de refoulement situé dans un stator qui est sous vide.

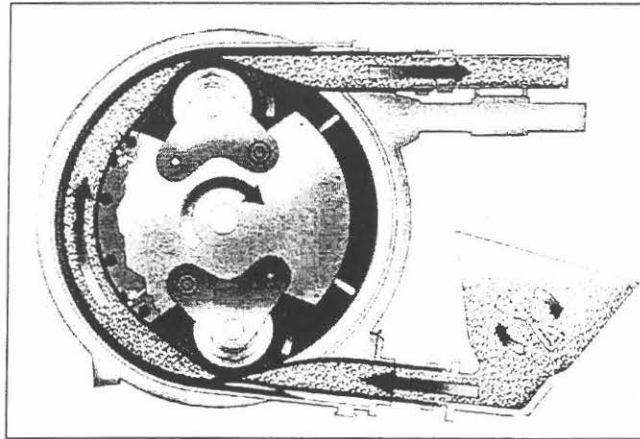


Figure II.2 – Principe de fonctionnement d'une pompe rotative [60].

La puissance des pompes à rotor est plus faible par rapport aux pompes à pistons, mais l'écoulement ainsi obtenu présente l'avantage d'être beaucoup plus régulier. Le tuyau souple est la seule pièce d'usure, ce que rend ce type de pompe très économique. Actuellement il faut changer le tuyau toutes les 100 heures de travail, suivant l'utilisation.

Le mécanisme qui met en mouvement les pistons dans les pompes à pistons peut être mécanique ou hydraulique. Les pompes mécaniques sont essentiellement utilisées dans des pays de l'ex URSS. Les autres pays utilisent soit les pompes à pistons hydrauliques, soit les pompes à rotation. Les pompes mécaniques à pistons présentent un grand inconvénient par rapport aux pompes hydrauliques: au cours du refoulement, les pompes mécaniques transmettent une accélération élevée sur le béton contrairement aux pompes hydrauliques qui refoulent le béton avec une vitesse plus constante. Le choix entre une pompe hydraulique à pistons et une pompe à rotation est moins évident. Les pompes à pistons peuvent fournir des débits très importants, mais pour les pompages "délicats" les pompes à rotation s'avèrent mieux adaptées, car elles provoquent moins de bouchons.

Une pompe peut être automotrice ou stationnaire (pompes de chantier). Les pompes stationnaires sont, en général, plus puissantes que les pompes automotrices et utilisées sur des chantiers de longue durée, pour des volumes de béton importants. Les pompes automotrices sont souvent équipées d'une flèche pliable, qui permet de délivrer rapidement le béton dans des endroits peu accessibles. La longueur de cette flèche peut atteindre 62 mètres (pompe M62 de Putzmeister). La plupart des pompes à rotation sont automotrices. Actuellement, une très large gamme de pompes à béton existe sur le marché. En Europe les deux marques principales sont Putzmeister et Schwing.

En admettant que le béton est pompable, il est nécessaire, avant de commencer à pomper, de préciser les paramètres de pompage: longueur, hauteur et débit souhaité. Le diamètre de la tuyauterie et le type de pompe doivent alors être choisis pour répondre à ce cahier des charges. Toutes les pompes peuvent être caractérisées par leur puissance efficace PT (paramètre technique) telle que:

$$PT = Q \cdot p = \text{const.} \quad (\text{II.1})$$

où Q est le débit (en m^3/h), p la pression de pompage (en Pa).

La connaissance de la courbe pression-débit caractéristique du couple béton/installation suffit donc pour déterminer la pression nécessaire pour fournir le débit souhaité. On peut alors choisir la pompe ayant la puissance PT suffisante.

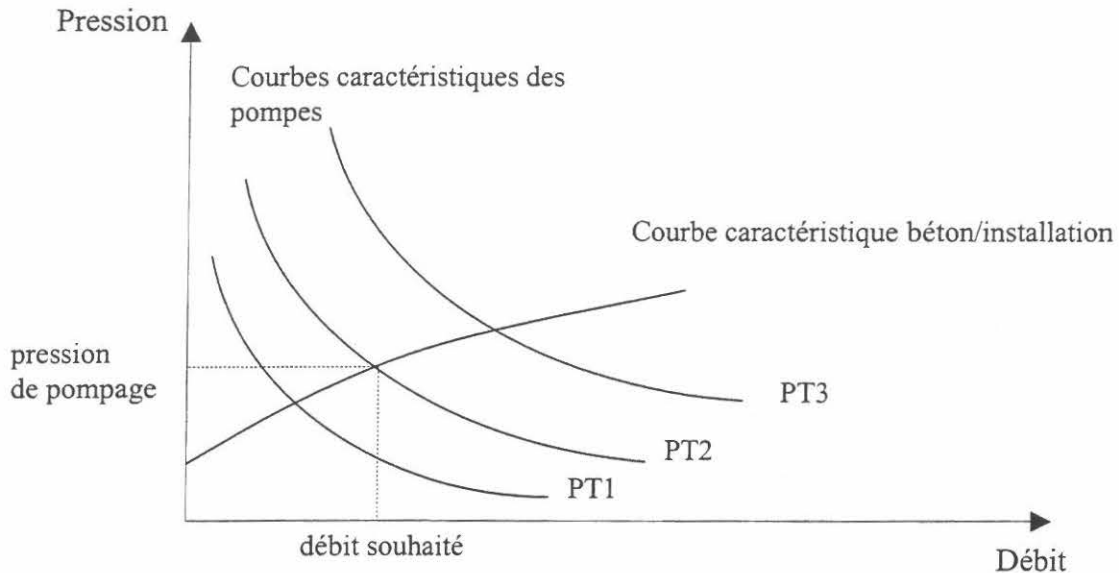


Figure II.3 - Relation entre le débit et la pression de pompage pour une pompe et un couple béton/installation.

Il n'existe malheureusement pas de méthode exacte permettant de déterminer la courbe caractéristique béton/circuit, c'est pourquoi la plupart des spécialistes du pompage proposent des abaques pour déterminer les paramètres de pompage. A titre d'exemple, celui de PUTZMEISTER [42] est présenté sur la figure II.4.

L'utilisation de cet abaque est simple: nous choisissons le débit et le diamètre de la tuyauterie. On trace une droite verticale jusqu'au point d'intersection avec la ligne qui représente la longueur de pompage. On trace la droite horizontale jusqu'au point d'intersection avec la courbe qui décrit les valeurs de l'étalement (ou du slump). En traçant la dernière droite verticale jusqu'à l'axe horizontal, nous pouvons lire la pression nécessaire pour pomper. Connaissant ainsi le débit et la pression de pompage, nous pouvons calculer la puissance et donc choisir une pompe adaptée.

Tous ces diagrammes sont basés sur un grand nombre des données expérimentales. Pour des bétons ordinaires, ils donnent des résultats corrects: on arrive à prévoir la pression de pompage à $\pm 10\%$ (d'après les producteurs). La plupart des problèmes apparaissent quand on essaye d'appliquer cette approche aux bétons adjuvés comme les bétons à hautes performances (BHP). L'abaque (cf. figure II.4) caractérise en effet un béton uniquement par l'étalement ou par le slump. Il est évident qu'un béton ordinaire avec un slump de 20 cm et un BHP avec le même slump se comportent différemment au cours du pompage. Autrement dit, une seule caractéristique est insuffisante pour décrire le comportement du béton frais lors du pompage. Notons de plus que le slump maximal pris en compte par ces abaques ne dépassent pas 15 cm.

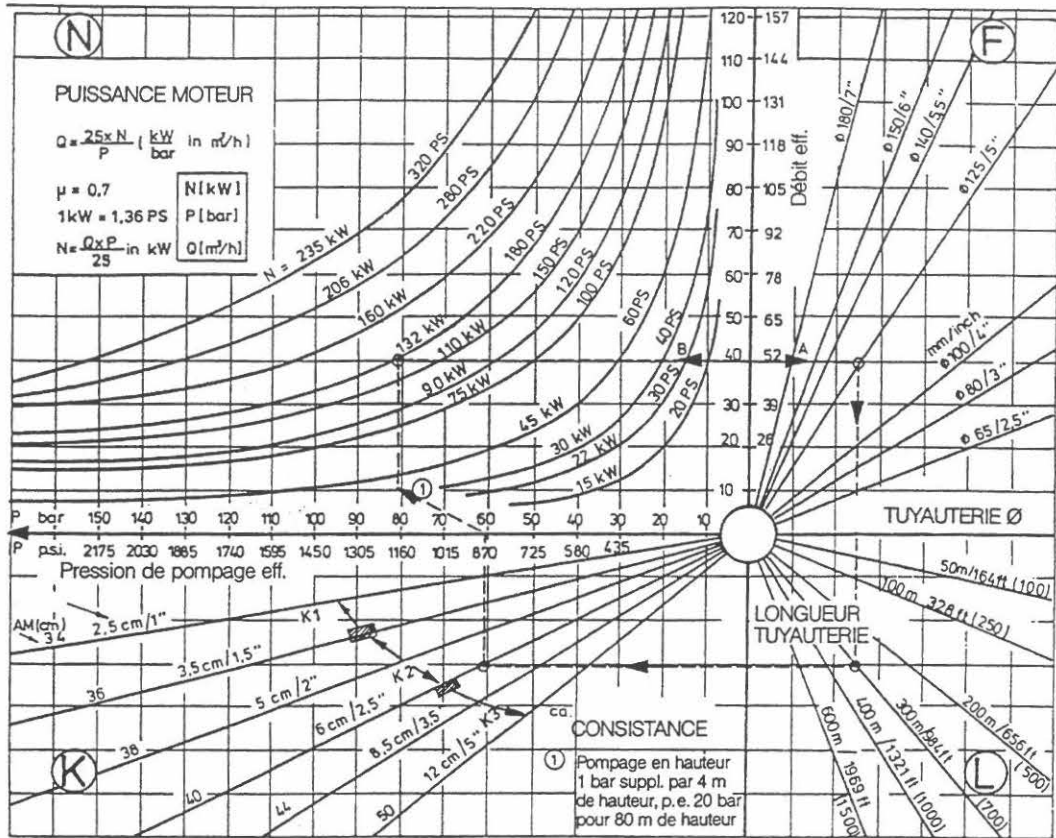


Figure II.4 - Abaque pour déterminer les paramètres de pompage [42].

II.2.2 Tuyaux

Pour que le pompage se déroule sans problème, il faut non seulement que la pompe soit bien adaptée et en bon état mais également que la tuyauterie réponde à certaines exigences. Actuellement, la plupart des problèmes sur chantier semblent dus à l'utilisation d'une tuyauterie mal installée ou mal adaptée¹. Les tuyaux utilisés pour le pompage du béton sont en acier et peuvent avoir les diamètres intérieurs suivants: 50, 65, 80, 100, 112, 125, 150, 180 et 200 mm. Les diamètres les plus courants sont: 65, 100, 125 et 150. Les pertes de pression dans le circuit sont dues au frottement entre le béton et la paroi. Comme le volume du béton dans le tuyau augmente suivant son diamètre au carré et la surface de frottement augmente comme son diamètre, il est a priori préférable d'utiliser des tuyaux de grands diamètres. Toutefois, les tubes de grands diamètres ont l'inconvénient d'être lourds et difficiles à manipuler (un tuyau de 3 m de longueur et 125 mm de diamètre rempli de béton pèse 120 kg!). Pour des pompages où la pression ne dépasse pas 85 bars, on utilise des tubes qui ont une épaisseur de 4 mm (pour le diamètre de 125 mm). Pour les pompages à haute pression (jusqu'à 130 bars sur béton) on utilise des tubes qui ont une épaisseur de 7,1 mm (Ø125 mm). Il existe également des tuyaux souples en caoutchoucs. Les tuyaux ont une longueur de 1, 2 ou 3 m et ils sont raccordés à l'aide des colliers. Les colliers permettent un raccordement rapide et fiable. Les principaux types de raccordement sont présentés sur la figure II.5. Les

¹ La tuyauterie mal installée provoque des fuites de la laitance et génère les bouchons.

tuyauteries subissent une usure proportionnelle à la pression de pompage, ainsi les tuyaux qui se trouvent plus près de la pompe s'usent davantage.

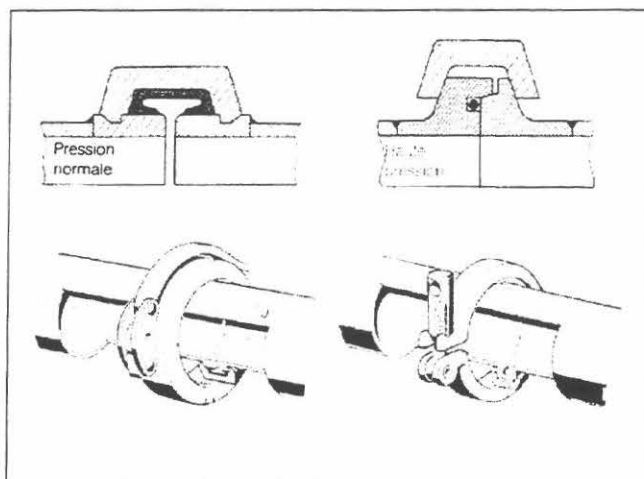


Figure II.5 - Raccordements [60].

II.2.3 Réductions et coudes

Les réductions permettent de passer d'un diamètre de tuyau à un diamètre inférieur. L'écoulement du béton dans ces zones s'accompagne de contraintes et de déformations plus élevées qui augmentent les risques de bouchon. Il faut donc, en général, limiter le nombre de ces réductions dans un circuit. Notons toutefois, que le diamètre des cylindres de refoulement des pompes à béton est presque toujours supérieur à celui des tuyaux. Il est donc indispensable d'avoir recours à des tuyaux de réduction à la sortie de la pompe. Lorsque le béton est refoulé dans la tuyauterie, cette réduction constitue une "soupape de sécurité" pour le circuit. En effet, un béton peu pompable se bloque dès le début du circuit sans remplir tous les tuyaux.

Les coudes sont utilisés pour changer la direction de la tuyauterie. Ils sont caractérisés par leur angle et leur rayon. Il existe des coudes qui permettant détourner la tuyauterie de 10° , 15° , 22° , 30° , 45° , 90° . En général, les rayons utilisés sont 0,25, 0,5 et 1 m. Quand le béton passe dans les coudes il est soumis à une force centrifuge. Cette force provoque une usure excessive de la paroi extérieure. Pour compenser ce phénomène les coudes sont fabriqués avec une paroi extérieure plus épaisse que la paroi intérieure (par rapport à la trajectoire du béton).

Les coudes d'une tuyauterie sont censés augmenter la pression de refoulement. Lors de la détermination de la longueur totale de la tuyauterie il faut en tenir compte. En pratique, la résistance à l'écoulement d'un coude est comparée à celle d'un tuyau droit posé horizontalement. Cette méthode est très pratique, mais la détermination de la longueur équivalente pose des problèmes. D'après CHALIMO [12] et MORINAGA [36] la résistance d'un coude dépend non seulement des paramètres géométriques de ce coude, mais aussi des caractéristiques du béton et de la vitesse d'écoulement. Toutes les longueurs équivalentes sont donc des valeurs approximatives. Le tableau II.1 ci-dessous présente les valeurs des longueurs équivalentes suivant différents auteurs récapitulées par BLECHIK [9]. La différence considérable entre les données des différents auteurs montre que cette approche est peu fiable.

Les autres approches basées sur des calculs plus fiables seront présentées dans le paragraphe II.3.2

Tableau II.1 – Longueurs équivalentes [9].

Angle du coude (°)	Longueur équivalente (m)	Remarque
90	3	Bétons avec des granulats légers
90	5 - 12	Bétons avec des granulats normaux
45	5 - 6	
30	4	
22	3	
11	1.5	

II.2.4 Flèches de répartition

Quand on utilise des pompes à béton, le matériau doit être réparti le plus uniformément possible en sortie de circuit. Dans les cas ordinaires, on utilise des tuyaux flexibles, mais lorsque la surface de répartition devient importante ou peu accessible les flèches de répartition permettent d'augmenter la qualité et le rendement (cf. figure II.6). Les portées des flèches de répartition varient entre 20 et 62 m. Parfois ces flèches peuvent être équipées d'un dispositif à grimper.

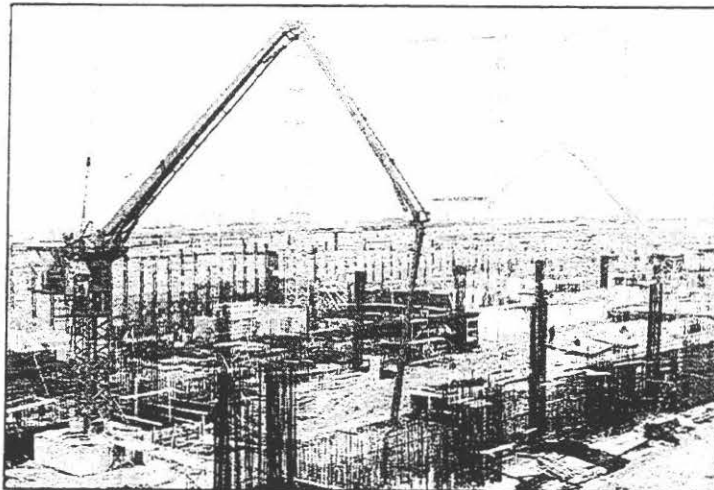


Figure II.6 – Flèche de répartition [23].

II.2.5 Nettoyage de la tuyauterie

Il est primordial que la tuyauterie soit propre au démarrage du pompage pour éviter les risques de bouchon. Ainsi, les tuyaux démontés durant le bétonnage (par exemple, pour raccourcir la tuyauterie) doivent être immédiatement nettoyés. Le reste du circuit devra être nettoyé en fin de pompage avec de l'eau ou de l'air comprimé.

Le nettoyage à l'air comprimé nécessite un compresseur d'air (souvent installée sur la pompe à béton), des balles en caoutchouc et une boîte d'arrêt. La procédure consiste à refouler le béton dans la tuyauterie grâce à une balle poussée par l'air comprimé. Le récepteur de balle (cf. figure II.7) sert à arrêter la balle en sortie de tuyau. Il faut absolument respecter les normes de sécurité, car la pression d'air peut être très dangereuse. Le nettoyage à l'air comprimé prend beaucoup de temps si les tuyauteries sont longues car la pression maximale disponible (environ 10 bars) fait avancer le béton à faible allure. Le nettoyage d'une tuyauterie de 125 mm de diamètre et de 60 m de longueur peut durer 10 min.

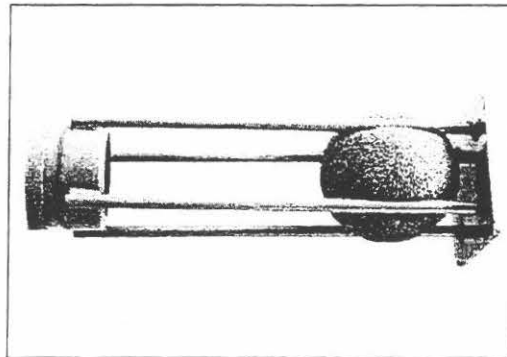


Figure II.7 – Récepteur de balle [60].

Le nettoyage à l'eau suit le même principe : on fait avancer le béton avec une balle (et/ou des sacs du ciment enroulés pour former un cylindre de papier) poussée par l'eau. L'eau ne pouvant pas être comprimée comme l'air, cette méthode ne présente donc pas de danger. Le bouchon placé entre l'eau et le béton doit être absolument étanche si l'on veut éviter de délayer le béton et de créer un bouchon. Pour les grandes longueurs (>500 m), le nettoyage à eau devient impératif. Aux sacs de ciments roulés et aux balles on ajoute des obus en caoutchoucs qui sont plus résistants et étanches. Pour réduire le temps de nettoyage sur les grandes longueurs, l'eau peut être poussée par une deuxième pompe à béton ("pompe de stand by") équipée des pièces d'usure neuves.

II.3 POMPABILITE

II.3.1 Définition

Un béton est pompable s'il peut être mis en place avec une pompe. Pour être pompable, le béton doit respecter un certain nombre de conditions: il doit rester homogène tout au long du pompage, il doit pouvoir se déformer pour passer dans les coudes et réductions, etc. Dans le paragraphe suivant on présentera les différentes recommandations permettant de formuler des bétons pompables. Par ailleurs, un béton pompable peut l'être plus ou moins, ce qui sous-entend une installation plus ou moins performante. *La pompabilité* d'un béton est donc son aptitude à être plus ou moins facilement mise en place avec une pompe. Dans les paragraphes suivants on présentera également les différents essais existants permettant de tester l'aptitude du béton passer plus ou moins facilement dans une tuyauterie.

II.3.2 Règles de l'art

Les recommandations de l'ACI [1] proposent une teneur en gravillons dépendant du module de finesse du sable et de la taille maximale des granulats. Ces rapports empiriques sont présentés dans le tableau II.1

Tableau II.1 - Poids maximaux de gravillons en kg par m³ de béton en fonction du module de finesse (M.F.) du sable utilisé.

M. F. du sable	Granulats roulés					Granulats concassés				
	9 mm	12 mm	18 mm	25 mm	36 mm	9 mm	12 mm	18 mm	25 mm	36 mm
2,8 -	765	947	1144	1242	1333	682	833	1008	1098	1189
3,0	841	1023	1220	1318	1409	742	894	1068	1159	1250
2,6 -	803	985	1182	1280	1371	712	864	1038	1129	1220
2,8	879	1061	1258	1356	1447	773	924	1098	1189	1280
2,4 -	841	1023	1220	1318	1409	742	894	1068	1159	1250
2,6	917	1098	1295	1394	1485	803	955	1129	1220	1311

On remarque que nous pouvons utiliser plus de gravillons roulés que de gravillons concassés dans un mélange avec le même sable. En général, avec un sable qui a un module de finesse moins grand, nous pouvons utiliser plus de gravillons.

La norme ASTM C 33 [1] indique que le rapport entre le diamètre de la tuyauterie et le diamètre maximal des gravillons doit être supérieur à 4. Les mêmes règlements indiquent que la granularité du sable joue un rôle prépondérant dans la formulation d'un béton pompable et recommandent un fuseau granulométrie (cf. figure II.8). Cette courbe montre qu'il faut avoir un sable bien équilibré pour qu'un béton soit facilement pompable. Un module de finesse compris entre 2,4 et 3,0 donne en général des résultats convenables; une valeur souhaitable est 2,7. L'utilisation du sable roulé est préférable. L'expérience indique que la substitution de 5% du sable concassé par du sable roulé peut améliorer de façon sensible la pompabilité d'un mélange.

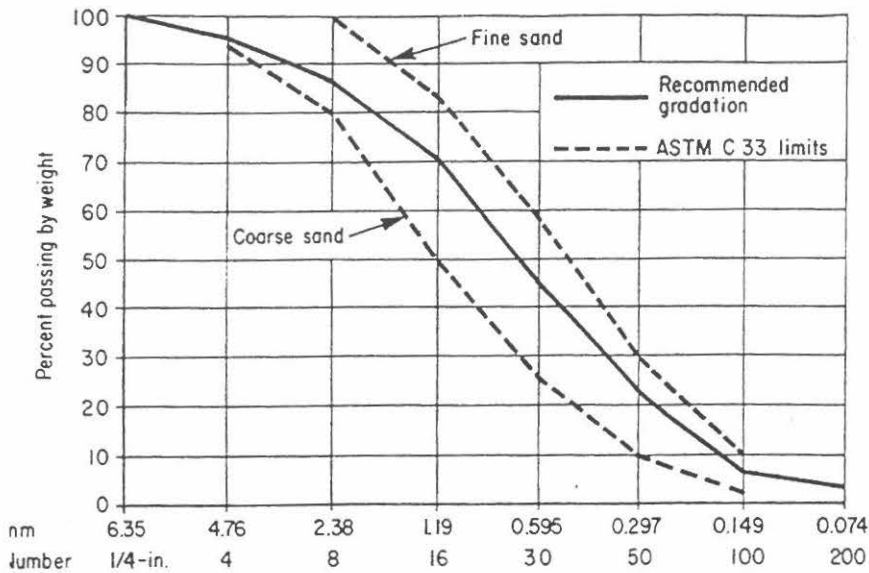


Figure II.8 - Courbe granulaire pour un sable favorable au pompage [1].

Le squelette granulaire occupe de 67 à 77% du volume du béton. L'influence de l'ensemble des granulats sur la pompabilité est donc très importante. La figure II.9 indique une courbe granulaire favorable pour un mélange de gravillons et de sable.

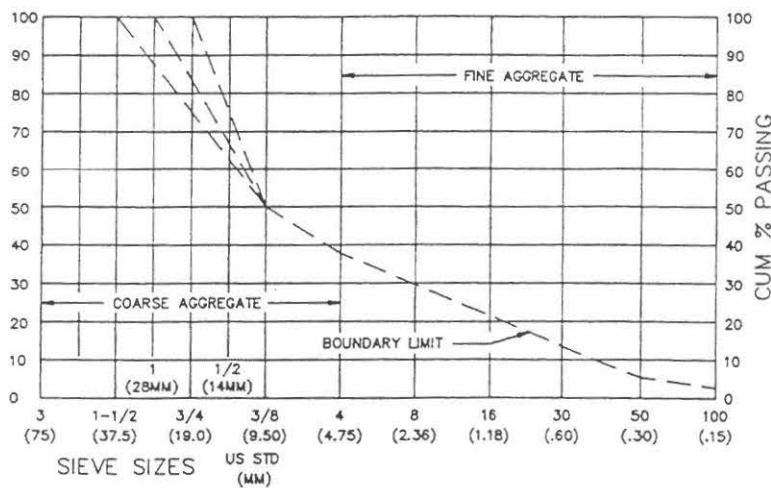


Figure II.9 - Courbes granulaires recommandées pour un béton pompable (ASTM C 33).

Les mêmes normes précisent que les granulats légers peuvent être utilisés dans les bétons destinés à être pompés à condition d'être soit pré-humidifiés, soit saturés à 100% sous vide. En effet, le coefficient d'absorption des granulats légers peut varier entre 5 et 25% sous pression atmosphérique. Sous la pression de pompage ce coefficient d'absorption augmente considérablement, par conséquent le béton peut devenir très sec et provoquer des bouchons. Le tableau II.2 montre le volume maximal de granulats légers par m³ de béton en fonction du module de finesse du sable utilisé. La norme ACI 304.5R donne tous les détails concernant la pré-humidification et la saturation sous vide des granulats légers. Elle indique également que toutes les opérations préliminaires avec des granulats pré-humidifiés ou saturés sous vide (malaxage, compactage, etc.) sont indésirables car pendant ces opérations, les granulats peuvent perdre l'eau.

Tableau II.2 - Volumes maximaux en m³ de granulats légers par m³ de béton en fonction du module de finesse (M.F.) du sable utilisé.

M. F. du sable	Granulats pré humidifié			Granulats saturés sous vide		
	9 mm	12 mm	18 mm	9 mm	12 mm	18 mm
2,8 -	0.29	0.34	0.44	0.39	0.48	0.58
3,0	0.32	0.39	0.47	0.43	0.52	0.62
2,6 -	0.31	0.38	0.45	0.41	0.50	0.60
2,8	0.34	0.41	0.48	0.45	0.54	0.64
2,4 -	0.32	0.39	0.46	0.43	0.52	0.62
2,6	0.35	0.42	0.50	0.47	0.56	0.66

Les sables utilisés dans les bétons légers peuvent être également poreux. La pré humidification partielle et la saturation à vide sont plus faciles pour les sables poreux que pour les granulats poreux.

Une composition de béton doit tenir compte des pertes de slump au cours du pompage. Le béton destiné au pompage doit avoir une teneur en gros granulats moins élevée que les bétons placés autrement. Les recommandations préconisent également, que pour qu'un béton soit pompable, il doit avoir un slump compris entre 5 et 15 cm. Elles font une hypothèse (très forte!) que les bétons avec un slump supérieur à 15 cm, qui contiennent du superplastifiant, ne posent pas de problèmes vis-à-vis du pompage. Les mêmes recommandations constatent que le rapport E/C acceptable varie très largement en fonction des granulats utilisés et qu'il faut tenir compte du fait que la maniabilité du béton peut être très différente avant et après le pompage. L'utilisation d'adjuvants réducteurs d'eau augmente la pompabilité de béton, mais l'utilisation d'un entraîneur d'air peut être inefficace car la pression de pompage diminue la teneur en air.

Au cours de notre recherche bibliographique nous avons trouvé peu de références sur le pompage dans la littérature technique française. D'après le BULLETIN DU CIMENT [34] la teneur en gravillons (en pourcentage pondéral) est limitée en fonction de leur taille:

4-20 mm: 50-60%	8-20 mm: 46-55%
4-32 mm: 52-65%	8-32 mm: 50-60%
4-50 mm: 55-68%	8-50 mm: 50-60%

Le sable doit également avoir une granulométrie plus fine que pour des bétons courants. On trouve la même exigence dans la méthode de DREUX [21] qui suggère d'augmenter la teneur en particules fines pour un sable donné dans le cas de la formulation d'un béton pompable. Le béton pompé doit avoir une consistance onctueuse et bien plastique caractérisée par un slump de 5 – 15 cm ou un étalement de 40 – 50 cm.

Pour obtenir ces caractéristiques, les mesures suivantes peuvent être adoptées au cas par cas:

- augmentation du dosage en ciment;
- allongement de la durée du malaxage;
- malaxage plus intense, à rotation plus rapide;
- adjonction d'un plastifiant et réduction de l'eau.

BLESCHIK[9] indique que, pour être pompables, les bétons doivent satisfaire les exigences suivantes :

- la teneur en ciment doit être supérieure à 250 kg/m^3 dans tous les cas;
- la teneur en pâte doit être suffisamment grande pour assurer une distance moyenne entre les granulats un peu plus grande que dans le squelette optimisé pour un béton classique;
- le rapport E/C doit être compris entre 0,55 et 0,65; l'affaissement varie de 5 à 8 cm (parfois, il est possible d'avoir un affaissement de 3 à 12 cm);
- la teneur en sable doit être comprise entre 32 et 45% dans le cas d'utilisation de gravillons roulés et 40-45% dans le cas d'utilisation de gravillons concassés (par rapport au total de granulat);
- les granulats doivent avoir une porosité la plus faible possible;
- il est préférable d'utiliser des mélanges avec des granulats roulés car ils exigent une teneur en ciment moins importante pour une même maniabilité.

Pour estimer la pompabilité du béton, le même auteur détermine également la caractéristique suivante pour la pâte.

$$X_t = \frac{(E/C)_r}{(E/C)_n} \quad (\text{II.2})$$

où $(E/C)_r$ est le rapport eau/ciment réel, $(E/C)_n$ le rapport eau/ciment caractérisant la consistance normale de la pâte [19].

Si la teneur en eau est trop élevée, le ciment ne peut plus la retenir et le phénomène de ressuage apparaît, donc le béton devient plus difficile à pomper. La première condition pour la pompabilité d'un béton s'écrit donc :

$$1,2 \leq X_t \leq 2,1 \quad (\text{II.3})$$

Selon les données expérimentales de BLESCHIK[9], il existe toujours, au cours du pompage dans une tuyauterie, une couche de pâte près de la paroi. L'épaisseur de cette couche e dépend de la composition du béton et du rayon du tuyau; elle varie entre 2 et 8 mm. Plus cette couche est importante, plus le béton est pompable. La deuxième condition de la pompabilité du béton concerne donc le rapport minimal entre le rayon R du tuyau et le rayon du noyau $r_n = R - e$ de la section du béton. La deuxième condition de la pompabilité est donc la suivante :

$$\varepsilon = \frac{e}{R} \geq 0,02 \quad (\text{II.4})$$

où e est l'épaisseur de la couche limite (en mm), R le rayon de tuyau (en mm).

Pour utiliser cette expression il faut trouver une formule qui exprime la valeur de r_n en fonction des caractéristiques du béton. Cette caractéristique va dépendre du volume relatif de pâte V_0 qui se déplace du centre du tuyau vers la paroi. Nous pouvons exprimer ce volume grâce à la formule suivante

$$V_0 = \frac{v_{p,1} - v_n}{v_{p,1}} \quad (\text{II.5})$$

où $v_{p,1}$ est la concentration volumique de la pâte qui sert à écarter les granulats dans le mélange au repos (cf. figure II.10), v_n la concentration volumique de la pâte qui sert à écarter les granulats dans le noyau central de la section du béton.

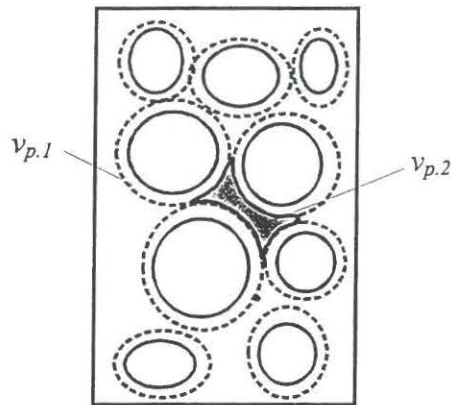


Figure II.10 – Concentration volumique de la pâte.

$v_{p,2}$ est égale à la porosité du mélange granulaire sec.

$$v_{p,1} = v_p - v_{p,2} \quad (\text{II.6})$$

où v_p est la concentration volumique de la pâte dans le béton

Pour une tuyauterie de diamètre R et de longueur de 1 m, nous pouvons écrire l'équation de conservation des masses.

$$\pi R^2 - \pi r_n^2 = V_0 \pi R^2 \quad (\text{II.7})$$

Cette formule donne le critère suivant sur la pompabilité du béton

$$1 - \varepsilon = \frac{r_n}{R} = \sqrt{1 - V_0} \quad (\text{II.8})$$

Pour déterminer le paramètre V_0 nous avons besoin de connaître deux caractéristiques du béton: $v_{p,1}$ et v_n . On calcule la caractéristique v_n selon

$$v_n = G \cdot S_{m.g.} (r_c + \delta_{p.g.} + \delta_{p.c.}) \quad (\text{II.9})$$

où G est la masse totale des granulats (en kg/m^3), $S_{m.g.}$ la surface spécifique totale du mélange granulaire (en m^2/kg), r_c le rayon moyen des grains de ciment (en m), $\delta_{p.g.}$ la demi-épaisseur de la pellicule d'eau absorbée sur les granulats (en m), $\delta_{p.c.}$ la demi-épaisseur de la pellicule d'eau absorbée sur les grains du ciment (en m).

Pour trouver les paramètres r_c , $\delta_{p.g.}$ et $\delta_{p.c.}$ selon ATAIEV [10], nous pouvons utiliser les formules suivantes:

$$r_c = \frac{3}{S_c \rho_c} \quad (\text{II.10})$$

où S_c est la surface spécifique du ciment (en m^2/kg), ρ_c la masse volumique du ciment (en kg/m^3).

$$\delta_{p.g.} = \left\{ 0,395 - \left(\frac{E}{C} \right)_n \right\} * 10^{-4} \quad (\text{II.11})$$

où $\left(\frac{E}{C} \right)_n$ est le rapport E/C défini par la consistance normalisée de la pâte¹.

$$\delta_{p.c} = \left\{ 0,44 - 25 \left[\left(\frac{E}{C} \right)_n - 0,23 \right]^2 \right\} (X_t - 0,65) * 10^{-4} \quad (\text{II.12})$$

Les 2 critères précédents sont complétés par un troisième critère, qui caractérise l'aptitude du béton à rester homogène au cours du pompage dans le sens longitudinal (le long du tuyau). Selon CHALIMO [12], il y a 3 principaux paramètres qui contrôlent l'homogénéité du béton au cours du pompage: la concentration volumique de pâte dans le béton v_p , la teneur en sable dans le mélange granulaire n ($n = S/(G + S)$) et le paramètre X_t . L'auteur propose la formule suivante pour déterminer la caractéristique intégrale de ségrégation C_s

$$C_s = 144 X_t + 748 v_p + 1804 n + 1040 X_t v_p - 680 X_t n - 2800 v_p n - 750 \quad (\text{II.13})$$

Le seuil critique de non ségrégation pour un béton quelconque est :

$$C_s \leq 145 \quad (\text{II.14})$$

Au-delà de cette valeur le béton n'est plus pompable.

NEVILLE [38] cite JOHANSSON[33], selon lequel, il existe deux types de blocage dans une tuyauterie:

- "blocked filter effect" : au cours du pompage l'eau passe au travers du matériau; par conséquent, la pression ne peut pas être transmise au béton et il se produit le phénomène de blocage;
- si la teneur en particules fines est inférieure à une certaine valeur limite, la pression n'est pas suffisamment grande pour mettre en mouvement la masse du béton.

Les pertes de pression sont dues au frottement interne du béton et le frottement à l'interface acier-béton. Pour les bétons pompables la teneur en ciment doit être supérieure à la porosité du squelette granulaire. Cette relation est montrée dans le diagramme ci-dessous.

¹ En France, la norme correspondante est NF EN 196-3

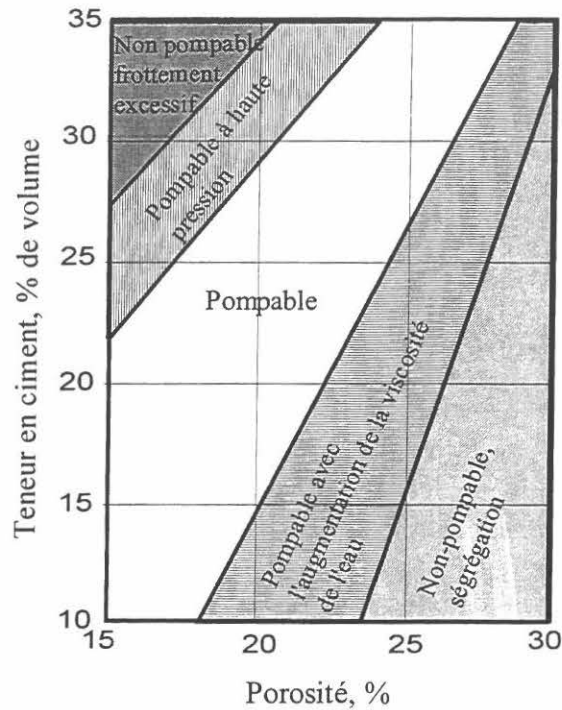


Figure II.11 – Diagramme de pompabilité [33].

L'optimum pour la teneur en particules fines est égale à 40-45% par rapport au total de granulats et les fines de sable inférieure à 300 µm doivent représenter 15-30% du sable.

Le diamètre de la tuyauterie doit être au minimum 3 fois plus grand que le diamètre maximal des gravillons.

Le pompage diminue considérablement l'effet des entraîneurs d'air. Pour conserver la teneur en air, la distance de pompage doit être inférieure à 45 m.

Le manuel de pompage du béton de la compagnie allemande SCHWING [23] indique que pour être pompable, le béton doit satisfaire les exigences suivantes:

- la friction interne du mélange doit rester faible pour que le béton puisse être facilement mis en oeuvre. Elle dépend de la teneur en fines. Les fines se composent du ciment (liant) et de la proportion de grains de taille inférieure à 0,25 mm. La teneur minimale en fines est recommandée par la norme DIN 1045. Elle dépend du diamètre maximal des granulats (cf. tableau II.3)

Tableau II.3 – Teneur minimale en fine.

Taille maximale de granulats, (mm)	Teneur en fines par m ³ de béton (kg)*.
8	525
16	450
32	400
63	325

* Pour les granulats concassés, il faut augmenter cette valeur de 10%

- une teneur minimale en ciment, d'environ 240 kg/m³ ;

- un rapport eau/ciment de 0,42-0,65 est nécessaire ;
- la consistance, déterminée par l'intermédiaire de la mesure d'étalement, doit se situer dans les catégories C2 ou C3 (étalement à la table DIN compris entre 30 et 50 cm) ;
- la granularité doit suivre la norme DIN 1045 (cf. figure II.12);
- les granulats légers doivent être pré-humidifiés.

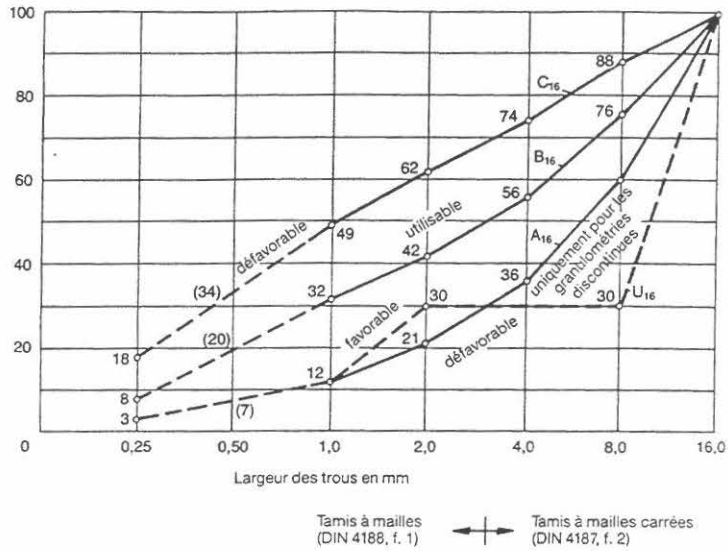


Figure II.12 Courbes granulométriques suivant la taille des gravillons (DIN 1045).

II.3.3 Essais existant visant à estimer la pompabilité

La prévision de la pompabilité du béton est un problème assez difficile. En général, on arrive à fabriquer des bétons pompables en respectant les règles de formulation présentées dans le paragraphe précédent. Si le béton a été formulé autrement, il est difficile de dire si le béton sera pompable ou non. Il n'est pas aisé de reproduire en laboratoire les conditions de pompage et un essai en vraie grandeur coûte relativement cher. C'est pourquoi un certain nombre de chercheurs ont tenté de développer un essai simple permettant de modéliser le comportement du béton en cours de pompage. On présente les trois essais trouvés dans la littérature.

GRAY [26] propose un essai qui permet de reproduire les conditions de pompage à échelle réduite. La figure ci-dessous montre le dispositif d'essai.

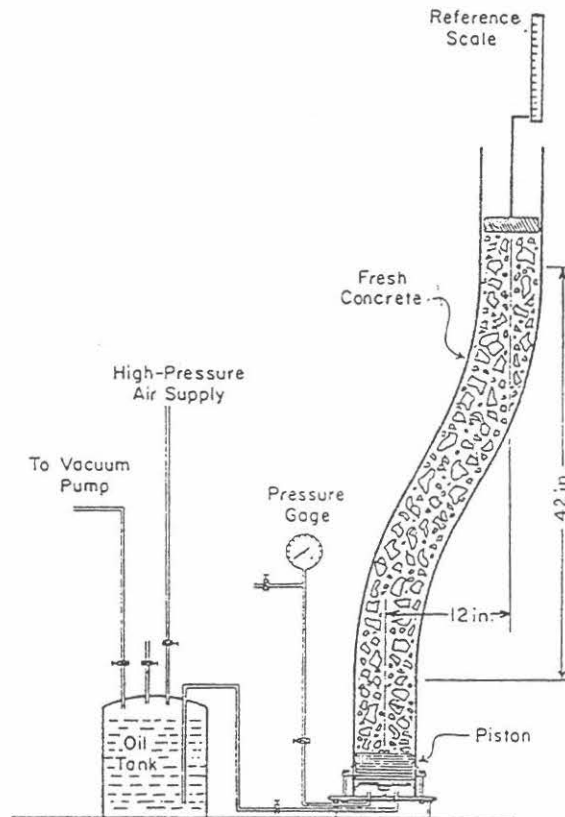


Figure II.13 – Test de pompabilité [26].

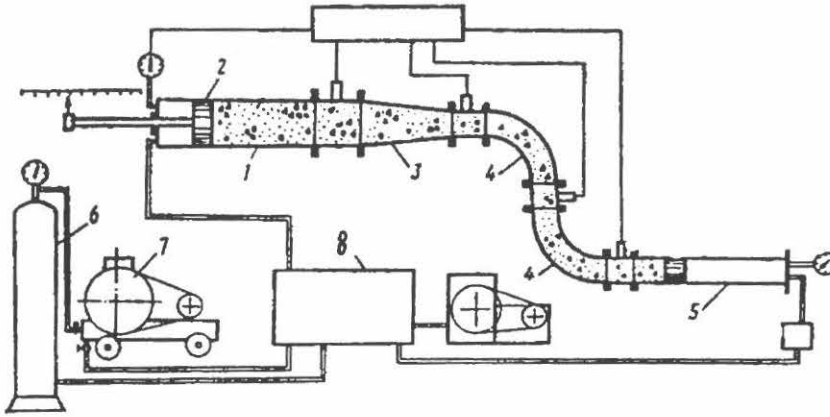
On met le béton dans l'appareil 20 min après le malaxage. Au cours de l'essai on mesure la pression nécessaire pour mettre le béton en mouvement permanent.

Les facteurs principaux qui peuvent influencer la pompabilité du béton d'après Gray sont les suivants:

- gros granulats: forme, texture de la surface, taille, quantité;
- sable: forme, texture de la surface, taille, quantité;
- ciment: finesse, quantité;
- eau: quantité;
- additions minéraux: finesse, quantité;
- adjuvants: effets.

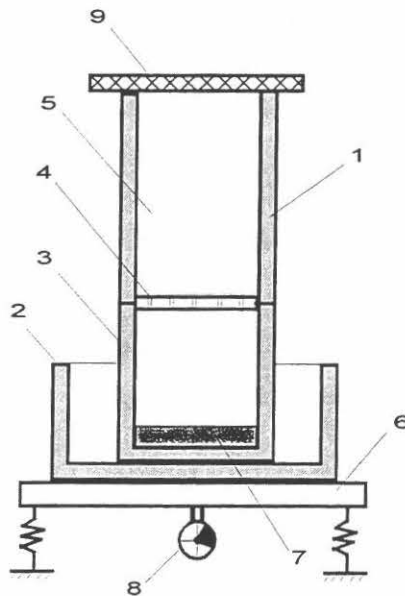
Après avoir testé 11 compositions, Gray propose les deux conclusions suivantes:

- de façon générale, les granulats roulés sont plus favorables au pompage; le volume des granulats concassés qu'on peut mettre dans un béton pour qu'il reste pompable, est toujours inférieur au volume des granulats roulés. Cette différence est de l'ordre de 5 %;
 - les bétons avec des sables concassés posent des problèmes vis-à-vis du pompage. Pour rendre ces bétons pompables il faut remplacer 20% du sable concassé par le sable naturel.
- CHALIMO [12] propose un schéma d'essai presque similaire. La figure II.14 montre le principe d'essai.



1 - cylindre de refoulement; 2 - piston; 3 - cône; 4 - coudes; 5 - tuyauterie; 6 - air comprimé;
7 - compresseur; 8 - boîte de commande
Figure II.14 – Test de pompabilité [12].

CHALIMO [12] affirme que l'aptitude du béton à rester non ségrégué sous une sollicitation externe (pesanteur, pression, vibration, etc.) est très importante vis-à-vis de la pompabilité. Il propose un essai pour estimer cette aptitude. Le schéma de l'appareil est présenté ci-dessous.



1 - cylindre; 2 - récipient; 3 - cylindre inférieur; 4 - fond perforé ($\varnothing=5$ mm); 5 - béton;
6 - table vibrante; 7 - mortier sédimenté au cours de l'essai; 8 - vibreur; 9 - caoutchouc;
Figure II.15 – Test de ségrégation [12].

La table vibrante impose une vibration pendant 60 secondes. A partir de cet essai l'auteur calcule la caractéristique de non-ségrégation C_s de façon suivante:

$$C_s = \frac{m_{15}m_{60}}{m_{15} + m_{60}} \quad (\text{II.15})$$

où m_{15} et m_{60} sont les masses du mortier sédimenté après 15 et 60 secondes de vibration;

L'auteur montre que cette caractéristique est liée à la pompabilité du béton. Pour les bétons pompables le paramètre C_s doit être inférieur à 145.

BROWNE et BAMFORTH [11] considèrent également que pour être pompable, le béton doit rester homogène et stable vis-à-vis des sollicitations extérieures. Les auteurs proposent un appareil qui crée un gradient de pression hydraulique dans le béton. En quelque sorte, on reproduit les conditions de pompage. Le schéma de cet appareil est présenté sur la figure II.16

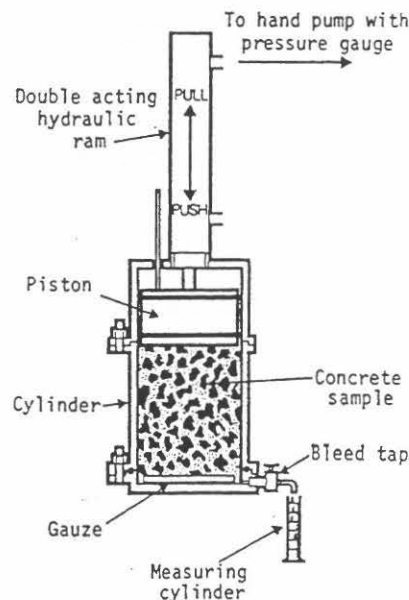


Figure II.16 – Test de ressuage [11].

Une pression de 35 bars est appliquée sur le béton. On récupère l'eau évacuée du béton sous cette pression. Ensuite, en se basant sur le volume d'eau récupéré à 10 sec et à 140 sec on trace le diagramme de pompabilité présenté par la figure II.17.

OZAWA [41] a développé une méthode expérimentale permettant de modéliser l'écoulement dans les points de bifurcation des circuits. Les tuyauteries avec des points de bifurcations permettent de délivrer le béton simultanément en différents endroits. Cela peut être intéressant pour le coulage de grandes surfaces, par exemple. Ils diminuent donc le travail de répartition du béton et permettent d'avoir les constructions plus homogènes par rapport à la méthode classique. (cf. figure II.18)

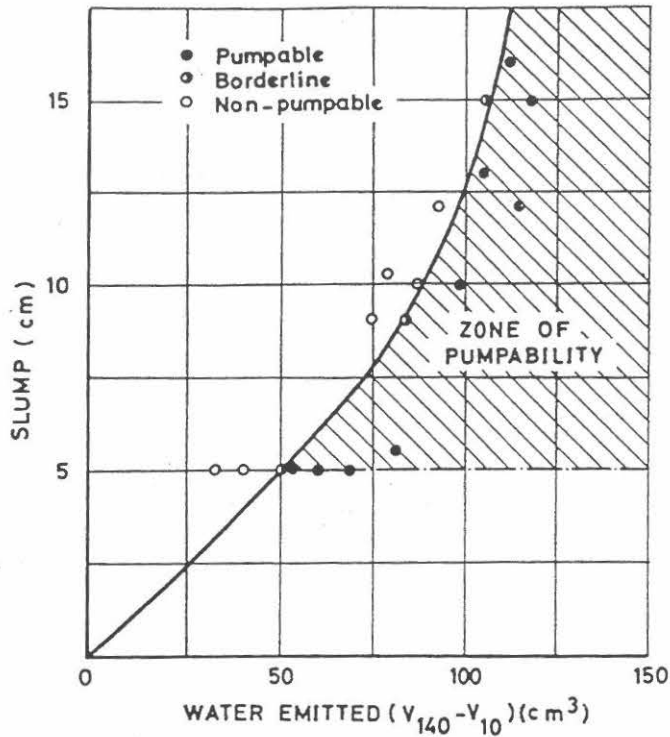


Figure II.17 – Diagramme de pompabilité [11].

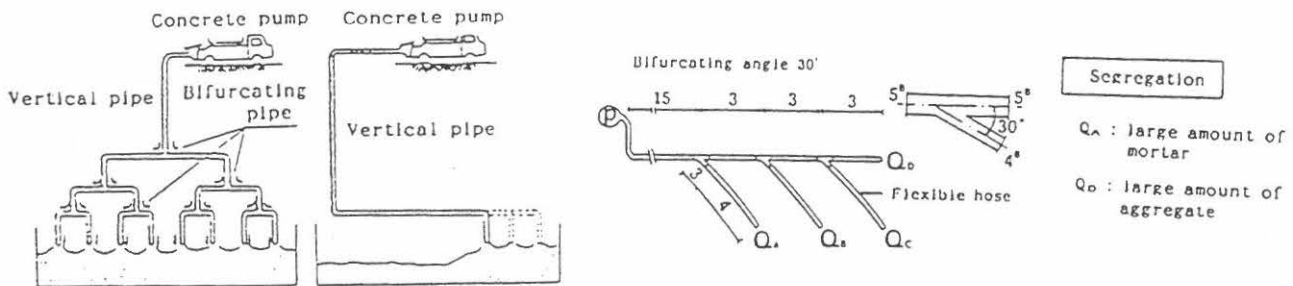


Figure II.18 – Points de bifurcation.

L'utilisation de cette technique est limitée, car les problèmes de blocage apparaissent souvent dans les points de bifurcation. L'expérience montre que le blocage et la ségrégation apparaissent régulièrement dans le cas d'utilisation des points de bifurcation non-symétriques.(cf. figure II.18). Pour étudier ce phénomène NANAYAKKARA [37] propose de modéliser le béton comme un matériau biphasique constitué du mortier (phase liquide) et des granulats (phase solide). Dans ses essais, il modélise le mortier par un polymère liquide et les granulats par les balles en plastique. Pour tester l'influence de chaque phase sur l'écoulement dans les points de bifurcation, les auteurs ont utilisé l'appareillage présenté sur la figure II.19. L'analyse a été effectuée grâce à une camera.

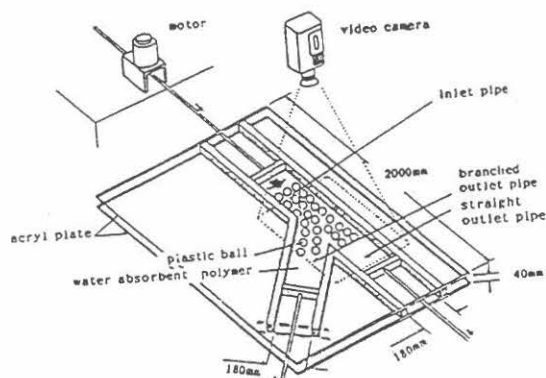


Figure II.19 – Modélisation d'écoulement dans les points de bifurcation.

Les quatre séries de tests ont été effectuées. Le tableau II.6 montre les propriétés des matériaux testés.

Tableau II.6 – Propriétés des matériaux testés.

Numéro de test	Arrangement des particules ^{*1}	Viscosité de la phase liquide ^{*2}	Conditions aux limites ^{*3}
A1	non-compact	faible	dissymétrique
A2	non-compact	faible	symétrique
B1	compact	faible	dissymétrique
B2	compact	forte	dissymétrique

*1) non-compact: l'espace entre les particules est environ 20 mm;

compact: l'espace entre les particules est environ 5 mm;

*2) faible: le temps d'écoulement dans un entonnoir est de 4 min 15 sec.;

forte: le temps d'écoulement dans un entonnoir est de 12 min.;

*3) dissymétrique: la vitesse du piston dans la partie droite (cf. figure II.19) est de 1,6 cm/s et celle dans l'autre branche est de 2,4 cm/s;

symétrique: la vitesse des deux pistons est de 2,0 cm/s;

La série A était donc destinée à déterminer l'influence des conditions aux limites et la série B l'influence de la viscosité de la phase liquide. Les conclusions sont les suivantes:

- les conditions aux limites 'dissymétrique' provoquent la ségrégation;
- les contacts entre les particules contrôlent la déformabilité du système; le mode de rangement 'compact' provoque de fortes interactions entre les particules et par conséquent le blocage;
- la viscosité de la phase liquide influence la capacité des particules à se déplacer les unes par rapport aux autres. Une faible viscosité favorise les phénomènes de localisation de cisaillement dans les déviations. Une forte viscosité diminue les interactions entre les particules et les déformations de cisaillement. Cela rend l'écoulement plus stable;
- tous ces résultats sont essentiellement qualitatifs. Il est impossible d'en déduire des conclusions quantitatives applicables de façon pratique aux bétons.

Une méthode permettant de tester la pompabilité qui se base sur la résistance électrique du béton a été proposée par HACHIMOTO [27]. On peut présenter le béton comme une suspension des gros granulats dans un mortier. La résistance électrique du béton dépend du rapport entre le volume des gros granulats et le volume du mortier ($R = f(V_g/V_m)$). L'appareil présenté sur la figure II.20 permet de mesurer cette résistance.

Au cours de l'écoulement dans une tuyauterie, les gros granulats se déplacent dans le mortier. Plus ces déplacements relatifs sont importants, plus la résistance électrique du béton mesurée dans une section donnée fluctue et plus la possibilité d'avoir un bouchon est grande (cf. figure II.21)

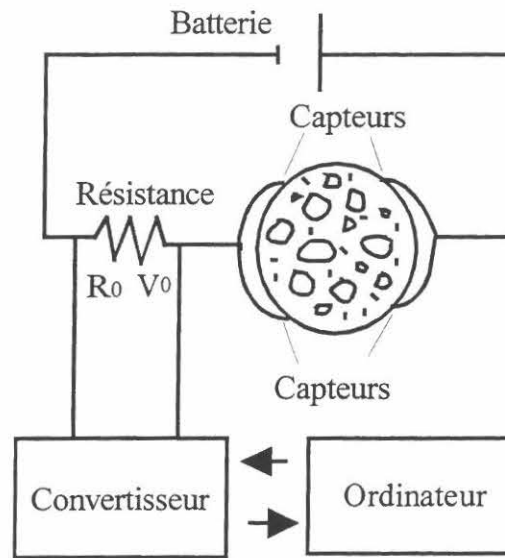


Figure II.20 – Schéma de l'appareil permettant de mesurer la conductivité électrique du béton.

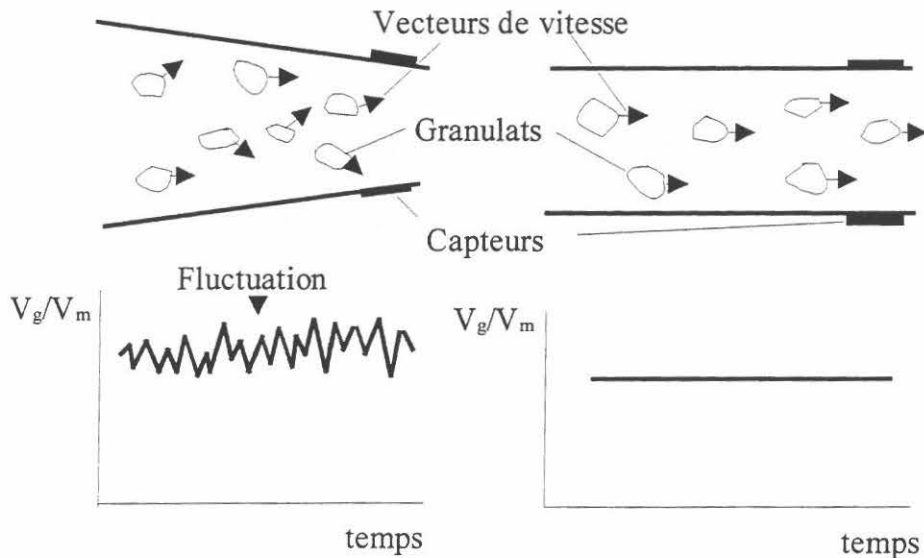


Figure II.21 – Analyse des résultats.

En fait, la résistance électrique du béton dans une section donnée est une fonction du temps. La fluctuation de la résistance peut être caractérisée par l'écart type et la valeur

moyenne de cette fonction. Le rapport entre l'écart type et la valeur moyenne donne le coefficient de variation de cette fonction. Plus la fluctuation est élevée, plus le coefficient de variation est important et moins l'écoulement est stable. Sur la base de cinq séries de tests, les auteurs proposent les conclusions suivantes:

- il est possible d'estimer le degré de fluctuation du béton au cours de l'écoulement en mesurant la résistance électrique du béton;
- le paramètre représentatif de la fluctuation du béton et donc de la probabilité de bouchon est le coefficient de variation de la fonction résistance - temps;
- le paramètre représentatif de la fluctuation du béton dans les coudes est le coefficient de variation de la fonction résistance - temps et l'analyse de fréquences avec les fonctions de Fourier.

Un autre test très intéressant a été proposé par VASSILIEV [61]. L'auteur propose un procédé qui permet de visualiser l'écoulement du béton dans une tuyauterie. Pour observer le champ de vitesse en cours d'écoulement, l'auteur a utilisé un tuyau standard de 3 m scié en deux parties suivant son axe longitudinal. Ces deux parties étaient ensuite assemblées et fixées avec des boulons. L'étanchéité était assurée par des joints longitudinaux en caoutchouc. Ce tuyau était ensuite branché sur un circuit de pompage et un autre tuyau très court était installé quelque mètre avant. On pompait alors le béton normalement pendant 2 à 3 minutes. On enlevait ensuite la pression et on débranchait le tuyau court. On le remplissait de béton coloré (blanc, par exemple) et on le rebranchait à sa place. Le pompage recommençait. En connaissant le débit de pompage, on pouvait calculer le temps nécessaire pour que le béton coloré arrive vers le tuyau scié. La pompe s'arrêtait de nouveau et après avoir enlevé la pression on débranchait le tuyau scié. On laissait le béton faire une prise et après on enlevait la partie supérieure du tuyau. La figure suivante montre le résultat qu'on obtenait.

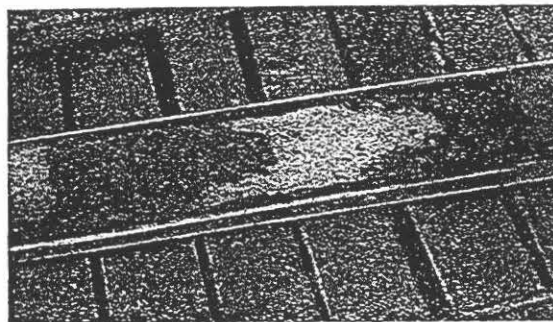


Figure II.22 – Visualisation d'écoulement du béton dans une tuyauterie [61].

Après une série d'essais l'auteur énonce les conclusions suivantes:

- en cours d'écoulement une pellicule de pâte se forme près de la paroi. Cette pellicule contient beaucoup de bulles d'air. Son épaisseur est 0,3 – 0,4 mm. Sous cette pellicule se trouve une couche de mortier fin de 2-8 mm. Le reste est le noyau de la section;
- en cours d'écoulement, les gros granulats tournent et se déplacent dans une direction transversale. Cela explique l'absence de frontière nette entre les 2 bétons de différentes couleurs;

- les régimes d'écoulement dans les différentes parties du tuyau sont différents. Dans la couche près de la paroi on observe un glissement. Alors que les particules dans le noyau de la section se déplacent de façon chaotique;
- le frottement dépend uniquement de la qualité et de la quantité de la pâte;
- l'augmentation de la résistance du béton après le pompage peut être éventuellement expliqué par son malaxage complémentaire dans la trémie de la pompe;
- le frottement entre les gros granulats et la paroi est une cause principale de bouchons. Ce frottement se manifeste dans les bétons maigres ou dans le cas de fuite de la pâte à cause des joints peu étanches.

II.4 ANALYSE DU PROCESSUS DE POMPAGE

Avant d'aborder ce paragraphe, nous allons définir le système dans lequel nous allons travailler, afin de garder les mêmes notations en présentant les travaux des différents auteurs:

- *géométrie du circuit et profils de pression;*

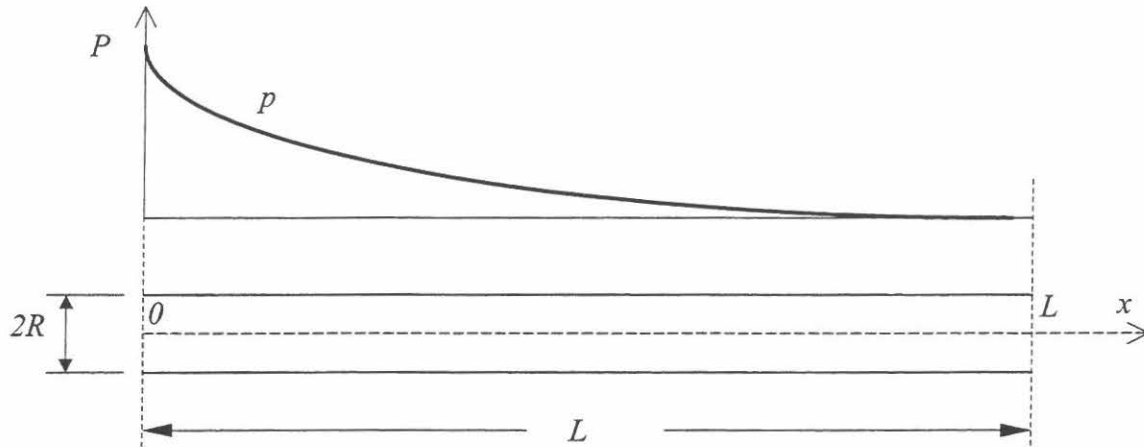


Figure II.23 – Géométrie du circuit et profils de pression.

où P est la pression en amont (en bars), p la fonction définissant le profil de pression tout au long du circuit (en bars), L la longueur du circuit (en m), R le rayon de tuyau (en m).

- *profils d'écoulement;*

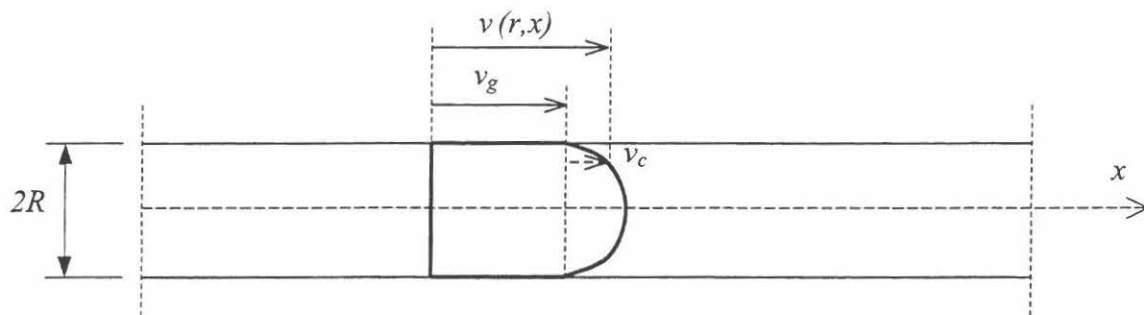


Figure II.24 – Profils d'écoulement.

$$\begin{aligned} v(r,x) &= v_g + v_c \\ v_y &= v_z = 0 \end{aligned}$$

où $v(r,x)$ est la vitesse totale dans une section courante (en m/s), v_g la vitesse de glissement (en m/s), v_c la vitesse due au cisaillement (en m/s).

– propriétés rhéologique du béton;

TATTERSALL[57], HU[30], TANIGAWA[56], BLESCHIK[9], SAKUTA[50] ont montré que nous pouvons considérer le béton comme un fluide binghamien. La loi de comportement des fluides binghamiens s'écrit:

$$\tau = \tau_0 + \mu \dot{\gamma}, \quad \dot{\gamma} \geq 0 \quad (\text{II.16})$$

où τ est la contrainte de cisaillement (en Pa), τ_0 le seuil de cisaillement (en Pa), μ la viscosité plastique (en Pa.s), $\dot{\gamma}$ le gradient de vitesse (en s^{-1}).

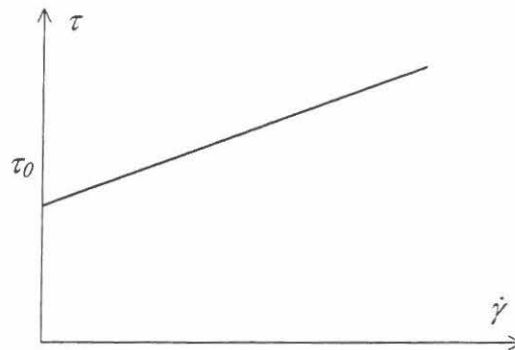


Figure II.25 - Loi de comportement d'un fluide binghamien.

On caractérise donc son comportement rhéologique du béton par deux caractéristiques: le seuil de cisaillement τ_0 en (Pa) et la viscosité plastique μ en (Pa.s).

– propriétés tribologiques (interface acier/béton);

La loi d'interface va être définie sous la forme suivante

$$\tau_f = \tau_{0i} + f(v_g, p) \quad (\text{II.17})$$

où τ_f est la contrainte de l'interface (en Pa), τ_{0i} le seuil de l'interface (en Pa), f la fonction de v_g et p déjà définis.

– contraintes;

On montrera par la suite que

$$\begin{aligned} \sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = p \\ \tau_{xy} = \tau_{xz} = \tau(r, x) \end{aligned} \quad (\text{II.18})$$

Après avoir défini le système dans lequel nous travaillons, nous allons décrire de façon fondamentale les paramètres contrôlant l'écoulement du béton dans un circuit.

II.4.1 Ecoulement dans un tuyau circulaire sans glissement

Un écoulement est dit non visqueux si les forces tangentielles sont pratiquement négligeables par rapport aux forces de pression. On parle également de *fluide idéal* (sans frottement interne). Les équations différentielles d'un écoulement idéal sont les *équations d'Euler* [48].

$$\rho \frac{D\bar{\mathbf{v}}}{Dt} = -\text{grad } p + \bar{\mathbf{f}} \quad (\text{II.19})$$

où $\frac{D\bar{\mathbf{v}}}{Dt}$ est la dérivée particulière du vecteur $\bar{\mathbf{v}}$, avec $\frac{D\bar{\mathbf{v}}}{Dt} = \frac{\partial \bar{\mathbf{v}}}{\partial t} + \bar{\mathbf{v}} \text{div} \bar{\mathbf{v}}$, ρ la densité, p la pression hydrostatique, $\bar{\mathbf{f}}$ le vecteur de force volumique, \mathbf{v} la vitesse d'écoulement.

Pour un fluide idéal, le tenseur de contraintes se réduit à un tenseur sphérique (c'est-à-dire à une pression)

$$\bar{\bar{P}} = \begin{pmatrix} -p & 0 & 0 \\ 0 & -p & 0 \\ 0 & 0 & -p \end{pmatrix} \quad (\text{II.20})$$

Dans un fluide au repos, les contraintes tangentielles disparaissent et chacune des contraintes est exactement égale et opposée en signe à la pression hydrostatique p . C'est pourquoi pour un fluide quelconque, il est d'usage d'écrire $\bar{\bar{P}}$ sous la forme:

$$\bar{\bar{P}} = -p\bar{\bar{I}} + \bar{\bar{\tau}} \quad (\text{II.21})$$

où $\bar{\bar{I}}$ est le tenseur unitaire, $\bar{\bar{\tau}}$ le tenseur déviatorique.

$$\bar{\bar{\tau}} = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} + p & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} + p & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} + p \end{pmatrix} \quad (\text{II.22})$$

L'équation d'Euler pour un fluide visqueux (forcément non idéal) s'écrit:

$$\rho \frac{D\bar{\mathbf{v}}}{Dt} = \text{div} \bar{\bar{P}} + \bar{\mathbf{f}} = -\text{grad } p + \text{div} \bar{\bar{\tau}} + \bar{\mathbf{f}} \quad (\text{II.23})$$

On obtient donc les *équations différentielles de la quantité de mouvement d'un fluide visqueux*. Ces équations sont valables pour tous les fluides visqueux. Pour les utiliser, il faut connaître les différentes composantes du tenseur $\bar{\bar{\tau}}$. Ces dernières sont en fait fournies par la loi de comportement.

Dans cette recherche, on s'intéresse particulièrement aux *fluides incompressibles*. Si la densité de chaque particule de fluide reste invariable le long de sa trajectoire, on a par définition, un écoulement incompressible, d'où

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = 0 \quad (\text{II.24})$$

Il n'est pas nécessaire que toutes les particules aient la même densité. Un fluide hétérogène peut être traité comme incompressible, bien que la densité ne soit pas constante dans l'espace. En coordonnées cartésiennes l'écoulement incompressible et à coefficient μ constant se traduit par les *équations de Navier - Stokes*.

$$\rho \frac{D\bar{\mathbf{v}}}{Dt} = - \text{grad } p + \bar{\mathbf{f}} + \mu \nabla^2 \bar{\mathbf{v}} \quad (\text{II.25})$$

Considérons donc une famille d'écoulements simples pour laquelle \mathbf{v} possède uniquement une composante $\mathbf{v} = (u, 0, 0)$ et $\mathbf{f} = 0$. Par conséquent, on obtient à partir de l'équation précédente, le système:

$$\begin{aligned} \frac{\partial u}{\partial x} &= 0 \\ \frac{\partial u}{\partial t} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\mu}{\rho} \left(\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) \\ \frac{\partial p}{\partial y} &= \frac{\partial p}{\partial z} = 0 \end{aligned} \quad (\text{II.26})$$

Notons que en écrivant les équations (II.26), nous faisons les hypothèses suivantes:

- l'écoulement est en régime stationnaire (établi);
- l'écoulement se passe dans un tuyau circulaire (cf. figure II.26), le profil de vitesse est donc symétrique;
- les lignes de courant sont parallèles.

Par l'introduction d'un système de coordonnées cylindriques la vitesse u dans le tube devient une fonction de r , $u = u(r)$.

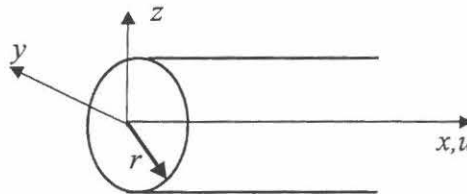


Figure II.26 – Coordonnées cylindriques.

L'équation (II.26) s'écrit alors :

$$\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(r \frac{du}{dr} \right) = \frac{1}{\mu} \left(\frac{dp}{dx} \right), \quad r^2 = y^2 + z^2 \quad (\text{II.27})$$

d'où

$$r \frac{d^2 u}{dr^2} + \frac{du}{dr} = \frac{r}{\mu} \left(\frac{dp}{dx} \right) \quad (\text{II.28})$$

Les conditions aux limites sont exprimées par $u = 0$ sur la paroi du tube ($r = R$) et par la symétrie de la fonction $u(r)$ autour de l'axe $r = 0$. Ceci signifie, que pour $r \rightarrow 0$, on obtient la condition $du/dr = 0$. Par intégration et en appliquant la condition de symétrie autour de $r = 0$, on obtient:

$$u(r) = -\frac{R^2}{4\mu} \left(\frac{dp}{dx} \right) \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right] \quad (\text{II.29})$$

Le profil de vitesse est donc parabolique. Appliquons maintenant la loi de comportement d'un fluide binghamien. Le profil de vitesse n'est plus parabolique. Les contraintes de cisaillement augmentent linéairement de 0 au centre du tuyau à la valeur maximale près de la paroi. Dans la partie centrale de la tuyauterie, il existe "un écoulement piston", c'est-à-dire que les contraintes de cisaillement sont inférieures au seuil de cisaillement τ_0 et le béton s'écoule en bloc.

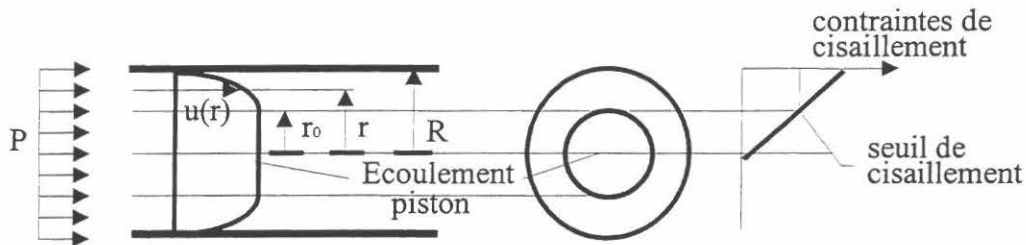


Figure II.27 - Ecoulement piston.

Pour un fluide binghamien, l'expression de la vitesse de cisaillement est la suivante:

$$u(r) = -\frac{(R^2 - r^2)}{4\mu} \left(\frac{dp}{dx} \right) - \frac{\tau_0 (R - r)}{\mu}, \quad r \geq r_0 \quad (\text{II.30})$$

$$u(r) = u(r_0) \quad , \quad r \leq r_0$$

La diminution de la pression est due aux frottements sur la paroi du tube. Le théorème de la quantité de mouvement appliqué au volume de contrôle, de longueur dx , donne

$$\pi R^2 dp - \tau_f 2\pi R dx = 0, \quad 2\tau_f = R \left(\frac{dp}{dx} \right) \quad (\text{II.31})$$

où τ_f est la contrainte de cisaillement à la paroi¹ a été exprimée en fonction du diamètre $2R$ du tube. En utilisant cette équation nous pouvons également estimer le rayon r_0 , qui correspond au seuil de cisaillement τ_0 , il suffit de remplacer τ_f par τ_0 . On obtient donc l'équation pour r_0 .

$$r_0 = \frac{2\tau_0}{\left(\frac{dp}{dx} \right)} \quad (\text{II.32})$$

On peut également évaluer τ_f selon la loi de comportement, $u(r)$ tiré de II.30

$$\tau_f = \tau_0 + \mu \left. \frac{\partial u}{\partial r} \right|_{r=R} \quad (\text{II.33})$$

En intégrant II.30 on obtient le débit

$$Q_s = \rho(\pi r_0^2 u_{r_0} + \int_{r_0}^R u(r) 2\pi r dr) = \rho \frac{\pi R^4}{8\mu} \frac{dp}{dx} \left\{ 1 - \frac{4}{3} \left(\frac{2\tau_0}{R \frac{dp}{dx}} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{2\tau_0}{R \frac{dp}{dx}} \right)^4 \right\} \quad (\text{II.34})$$

C'est l'équation de Buckingham-Reiner [48]. La conservation du débit le long du tuyau impose

$$\frac{dp}{dx} = \text{const.} = \frac{\Delta P}{\Delta L} = \frac{P}{L} \quad (\text{II.35})$$

d'où l'équation

$$Q_s = \rho \frac{\pi R^4}{8\mu} \frac{P}{L} \left\{ 1 - \frac{4}{3} \left(\frac{2\tau_0}{R \frac{P}{L}} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{2\tau_0}{R \frac{P}{L}} \right)^4 \right\} \quad (\text{II.36})$$

Cependant, l'expérience montre que cette équation sous-estime fortement le débit mesuré sur chantier [30].

¹ Les contraintes de frottement dans la formule II.31 sont déjà pris en compte avec leur signe.

II.4.2 Ecoulement dans un tuyau circulaire avec glissement

Lors de son écoulement à travers de tuyauterie, le béton ne se comporte pas comme un fluide classique. Du fait de sa nature granulaire, la composition du béton au voisinage de la paroi n'est pas la même que dans la masse. Ceci provoque un phénomène de glissement près de la paroi¹. Les débit peut alors se décomposer en 2 parties:

- le débit par cisaillement Q_c (cf équation II.34);
- le débit par glissement Q_g :

$$Q_g = v_g S \quad (\text{II.37})$$

où v_g est une vitesse relative de glissement près de la paroi (en m/s), S la section du tuyau (en m²).

On rencontre dans la littérature 4 hypothèses sur la loi d'interface acier-béton:

- les contraintes de frottement sont constantes pour un béton donné et un type de surface de tuyauterie donné (SAKUTA[50], LIPOVETSIJ[35]);

$$\tau_f = \text{const.} \quad (\text{II.38})$$

- les contraintes de frottement dépendent de la vitesse d'écoulement (WEBER[63], MORINAGA[36] et BROWNE ET BAMFORTH [11] (bétons définis saturés);

$$\tau_f = \tau_{0i} + \eta v_g \quad (\text{II.39})$$

où τ_f est la contrainte de frottement (en Pa), τ_{0i} le coefficient de cohésion (en Pa), η le coefficient de vitesse (en Pa.s/m), v_g la vitesse (en m/s).

- les contraintes de frottement dépendent uniquement de la pression normale à la surface du contact CHALIMO [12], EDE [24], ALEKSEEV [2] et BROWNE ET BAMFORTH [11] (bétons définis non saturés);

$$\tau_f = \tau_{0i} + \alpha p \quad (\text{II.40})$$

où τ_f est la contrainte de frottement (en Pa), α le coefficient de frottement, p la pression dans la section donnée (en bars), τ_{0i} la constante (en Pa).

- les contraintes de frottement dépendent à la fois de la pression normale et de la vitesse d'écoulement TANIGAWA [56]

$$\tau_f = \tau_{0i} + \eta v_g + \alpha p + \beta p v_g \quad (\text{II.41})$$

où τ_f est la contrainte de frottement, α et β les coefficients.

Suivant ces hypothèses, on obtient différentes expressions pour le débit qui représentent différents *processus physiques* ayant lieu dans une tuyauterie.

¹ Ce phénomène est décrit en détail dans le paragraphe II.4.3.

Hypothèse 1

Supposons que les contraintes de frottement et donc les pertes de pression soient constantes, c'est-à-dire qu'elle ne dépendent ni de la pression, ni de la vitesse d'écoulement. Dans ce cas-là, nous pouvons constater l'égalité suivante:

$$dp/dx = P/L = \text{const.} \quad (\text{II.42})$$

où P est la pression en amont (en bars), L la longueur du circuit (en m).

Les recherches de SAKUTA [50] et de LYPOVETSCKIJ [35] confirment cette hypothèse. En utilisant cette hypothèse SAKUTA [50] propose la formule suivante pour déterminer les pertes de pression dans un tuyau de rayon n .

$$P = \sum K_n L_n + \rho g H + 3 \sum K_n M_n + 2 \sum K_n N_n \quad (\text{II.43})$$

où P est la pression de pompage (en bars), K_n les pertes de pression dans un tuyau horizontal de rayon R_n et de longueur unité en (bars/m), L_n la longueur du tuyau de rayon R_n (en m), ρ la densité du béton (en kg/m^3), g l'accélération de la pesanteur (en m/s^2), H la distance verticale du pompage (en m), M_n le nombre de coudes, N_n la longueur de flexible (en m)¹.

Le rayon du noyau r_0 qu'on calcule avec la formule (II.32) est constant. En utilisant dans l'expression (II.34) les équations (II.42) et (II.32), on obtient l'expression suivante pour le débit par cisaillement:

$$Q_c = \rho \frac{\pi R^4}{8\mu} \frac{P}{L} \left\{ 1 - \frac{4}{3} \left(\frac{r_0}{R} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{r_0}{R} \right)^4 \right\} \quad (\text{II.44})$$

On appelle cette expression *l'équation de Buckingham-Reiner* [48]. En utilisant cette équation nous pouvons tracer la courbe $Q = f(P)$ pour un béton donné. La figure II.28 montre que cette fonction est linéaire.

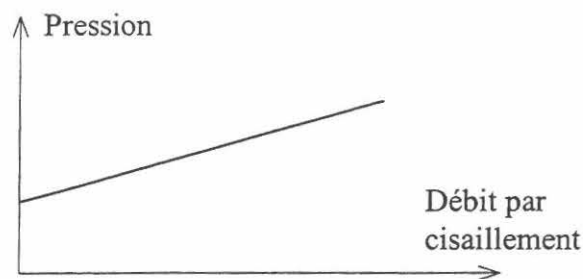


Figure II.28 – Relation débit pression décrit par l'équation de Buckingham-Reiner.

¹ La formule sous entend que les pertes dans un coude sont équivalentes aux pertes dans un tuyau droit de 3 m de longueur et que les pertes dans un flexible sont deux fois plus importantes que dans un tuyau rigide de la même longueur.

Hypothèse 2

La deuxième hypothèse est donc celle de WEBER[63], MORINAGA[36] et BROWNE ET BAMFORTH [11]. Le sens physique de cette hypothèse est le suivant:

- l'avancement du béton dans le circuit se fait par glissement;
- il n'y a pas de frottement de type "solide-solide", car les contraintes de frottement ne dépendent pas de la pression;
- on est dans un cas de frottement de type "liquide": les pertes de pression sont provoquées par le cisaillement localisé près de la paroi.

Pour déterminer les pertes de pression, on écrit l'équation d'équilibre pour un élément dx . MORINAGA[36] suppose également que la pompe transmet au béton une certaine accélération. Tout cela se traduit par l'équation d'équilibre suivante:

$$2\pi R dx(\tau_{oi} + \eta v) + \pi R^2 dx \rho \frac{dv}{dt} + \pi R^2 dx \gamma \sin \varphi - dp \pi R^2 = 0 \quad (\text{II.45})$$

où v est la vitesse imposée par la pompe (en m/s), dv/dt l'accélération (en m/s²), ρ la densité du béton (en kg/m³), γ la densité spécifique en (N/m³), φ l'angle d'inclinaison du tuyau par rapport à l'horizontale.

Après transformation on obtient :

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{2}{r}(\tau_{oi} + \eta v) + \rho \frac{dv}{dt} + \gamma \sin \varphi \quad (\text{II.46})$$

où $\frac{\partial p}{\partial x}$ sont les pertes de pression (en bars/m).

On intègre cette équation en appliquant la condition limite $p|_{x=L} = 0$. Remarquons que v dépend uniquement de t . La solution est une fonction affine en x .

$$p = \left(\frac{2}{R}(\tau_{oi} + \eta v) + \rho \frac{dv}{dt} + \gamma \sin \varphi \right) x \quad (\text{II.47})$$

D'après les équations présentées, la vitesse d'écoulement varie en fonction de temps. L'auteur précise que suivant le type de pompe utilisé (pompe à pistons ou pompe à rotation) cette vitesse se calcule différemment.

WEBER [63] et BROWNE ET BAMFORTH [11] précisent que ce type de frottement est propre aux bétons qu'ils appellent "saturés". C'est à dire capables de libérer suffisamment de pâte pour empêcher le contact entre les granulas et la paroi de tuyau (cf. paragraphe II.4.4).

Hypothèse 3

Selon CHALIMO[12], EDE [24] et ALEKSEEV [2], les pertes de pression ne seraient pas constantes. Ils montrent que l'augmentation du débit n'augmente pas linéairement en fonction

de la pression en amont pour certains types des bétons. Pour expliquer ce phénomène, il faut faire une autre hypothèse sur le caractère des contraintes dues aux frottements. Cette hypothèse consiste à présenter le frottement béton-acier par la loi de Coulomb (cf. formule II.40). On suppose donc que les pertes de pression sont provoquées par le frottement de type "solide-solide"; BROWNE et BAMFORTH [11] précisent que les pertes de pression dépendent de la pression dans le cas des bétons non saturés (cf. paragraphe II.4.4).

En utilisant l'équation (II.31), on obtient l'équation différentielle pour les pertes de pression

$$\frac{dp}{dx} = -\frac{2}{R}(\tau_{0i} + \alpha p) \quad (\text{II.48})$$

CHALIMO[12] cherche une solution de cette équation sous la forme exponentielle (cf. figure II.29)

$$p = \left(P_L + \frac{\tau_{0i}}{\alpha} \right) e^{-\frac{2\alpha x}{R}} - \frac{\tau_{0i}}{\alpha} \quad (\text{II.49})$$

où P_L est la pression à la sortie de la pompe (en bars), p la pression dans la section qui se trouve à la distance de x mètres de la pompe (en bars).

A partir de cette formule, nous pouvons trouver soit la longueur maximale de pompage pour une pression donnée :

$$L_{\max} = \ln \left(\frac{P_L + \frac{\tau_{0i}}{\alpha}}{\frac{\tau_{0i}}{\alpha}} \right) \frac{R}{2\alpha} \quad (\text{II.50})$$

soit la pression nécessaire pour refouler le béton dans le tuyau de longueur L :

$$P_L = e^{\frac{2\alpha L}{R}} \frac{\tau_{0i}}{\alpha} - \frac{\tau_{0i}}{\alpha} \quad (\text{II.51})$$

Suivant la formule (II.49), les pertes de pression décroissent avec la longueur de la tuyauterie. En remplaçant cette équation dans l'équation (II.34), nous pouvons constater que le débit n'est pas constant le long de la tuyauterie! Physiquement, ce n'est pas possible. Pour expliquer ce phénomène, il faut noter que lors d'un écoulement réel de béton, il existe toujours une couche de coulis près de la paroi qui provoque le glissement de toute la masse du béton au travers du tuyau[56], [61]. L'épaisseur de cette couche varie entre 2 et 8 mm. On suppose donc que le débit total est la somme du débit par cisaillement et Q_c de celui par glissement Q_g .

$$Q_{tot} = Q_c + Q_g \quad (\text{II.52})$$

Admettons que la vitesse relative de glissement du béton est v_g , dans ce cas-là nous pouvons calculer le débit par glissement avec l'expression suivante

$$Q_g = v_g \pi R^2 \quad (\text{II.53})$$

Le gradient de pression chute le long de la tuyauterie; on en déduit que Q_c diminue le long de la tuyauterie. Comme Q_{tot} reste constant, cela implique que Q_g augmente. Les figures II.30 et II.31 ci-dessous illustrent ce processus.

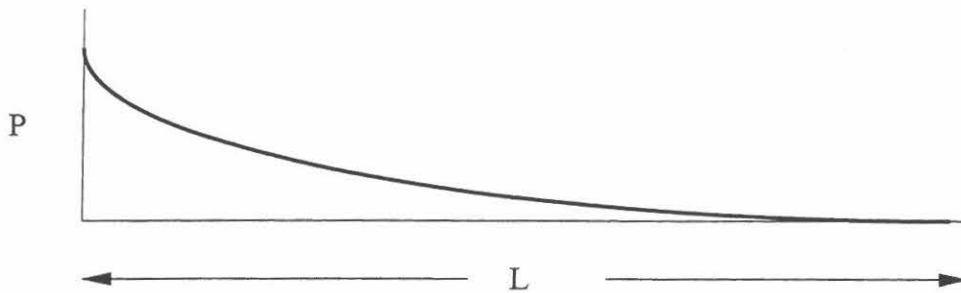


Figure II.29 – Pression le long de tuyauterie.

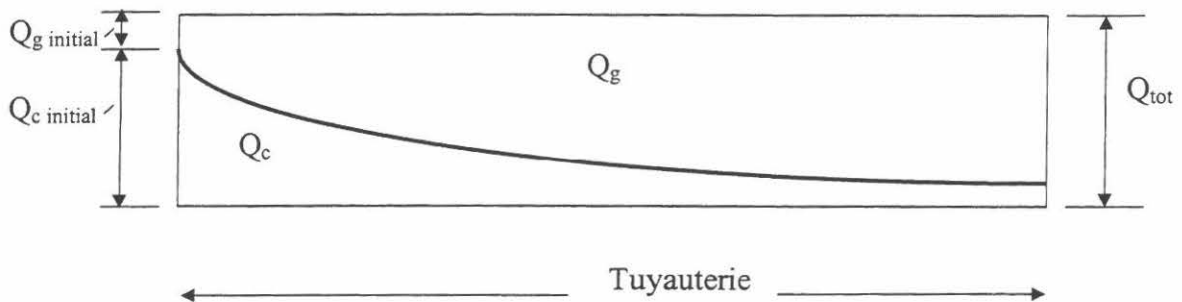


Figure II.30 – Répartition du débit.

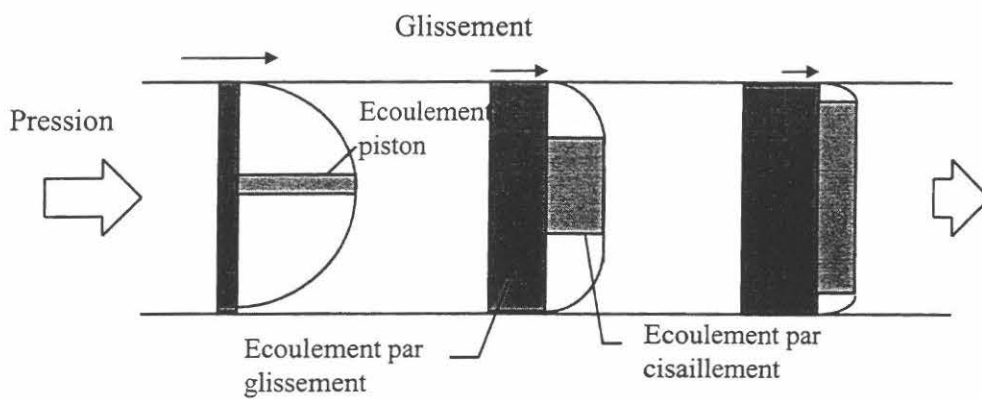


Figure II.31 – Schéma d'écoulement.

Pour tracer une courbe Q_{total} en fonction de la pression en aval de la pompe il faut connaître la vitesse de glissement v_g .

Hypothèse 4

TANIGAWA[56] fait l'hypothèse que les contraintes de frottement dépendent de la pression et de la vitesse de glissement du béton (cf. formule II.41). En remplaçant cette équation dans l'équation (II.31) on obtient l'expression suivante pour les pertes de pression

$$\frac{dp}{dx} \frac{R}{2} = (\eta + \beta p)v_g + (\alpha p + \tau_{oi}) \quad (II.54)$$

Nous ne pouvons résoudre cette équation que numériquement (à condition de connaître la vitesse de glissement v_g).

En conclusion, si l'on est capable d'estimer les contraintes de frottement, il est alors possible d'établir une relation entre la pression de pompage et le débit théorique. Néanmoins, cette relation ne nous permet pas de choisir une pompe en utilisant le diagramme II.3. En effet, le débit réel sera toujours inférieur au débit théorique, car le remplissage des pistons n'est jamais parfait. Si on définit le coefficient de remplissage comme un rapport entre le volume du béton aspiré et le volume total du cylindre, on peut écrire la relation suivante pour le débit réel

$$D_{réel} = kD_{théorique} \quad (II.55)$$

où k est le coefficient de remplissage.

BROWNE et BAMFORTH [11] proposent de définir l'efficacité de refoulement comme le temps durant lequel le piston reste en contact avec le béton :

$$Efficacité = \left[1 - \frac{T_p}{(T_c / 2) - T_v} \right] * 100\% \quad (II.56)$$

Les paramètres T_p , T_c , T_v sont présentés sur la figure II.32

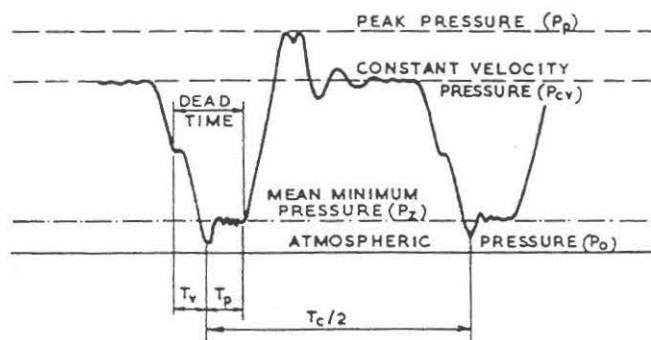


Figure II.32 – Analyse de la pression de pompage.

Les auteurs affirment que plus le béton est maniable, plus le coefficient de remplissage est élevé.

II.4.3 Ecoulement dans des coudes et réductions

Au cours du pompage, il y a des pertes importantes de pression dans les coudes et les réductions. La méthode des longueurs équivalentes que nous avons présentée dans le paragraphe II.2.3 donne des résultats peu fiables. Dans ce paragraphe, on présentera les approches existantes pour déterminer les pertes dans les coudes et réductions.

Coudes

Pour déterminer les pertes dans les coudes, SOTCHILOV [54] propose la formule suivante:

$$h_m = \xi \frac{v^2}{2g} \quad (\text{II.57})$$

où h_m est la chute de pression (en Pa), ξ le coefficient de coude (dépend des paramètres géométriques du coude), v la vitesse moyenne d'écoulement (en m/s), g l'accélération de la pesanteur (en m/s²).

Dans son livre, CHALIMO [12] propose une autre approche. Pour décrire l'écoulement dans un coude, il fait les hypothèses suivantes:

- le régime d'écoulement est stationnaire, c'est à dire que le gradient de pression ne dépend pas du temps;
- le béton est un liquide non compressible;
- le glissement du noyau de la section sur une couche du coulis près de la paroi a lieu au cours de l'écoulement dans le coude;

Le schéma ci-dessous représente le champ de contraintes dans un coude.

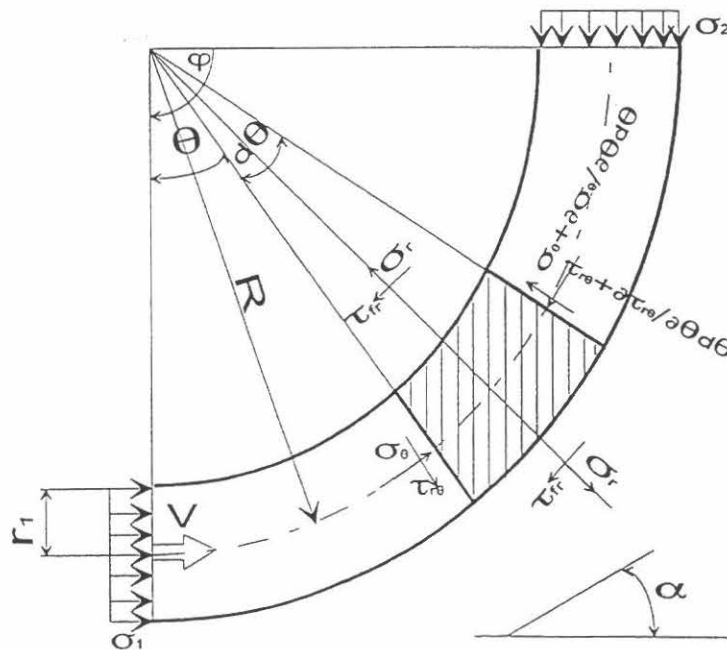


Figure II.20 – Champs de contraintes dans un coude.

La condition d'équilibre d'un volume élémentaire permet d'écrire:

$$\frac{1}{R} \frac{\partial \sigma_{\theta}}{\partial \theta} + \frac{2\tau_{fr}}{r} + \frac{\tau_{r\theta}}{R} + \gamma_b g \sin \alpha = 0 \quad (\text{II.58})$$

où $\sigma_{\theta}, \sigma_r, \tau_{r\theta}$ sont les contraintes normales et tangentielles (cf. figure II.20), τ_{fr} la contrainte de cisaillement dans la zone de contact entre le béton et l'acier.

Pour les contraintes de frottement, l'auteur admet la loi de Coulomb:

$$\tau_{fr} = \tau_{0fr} + \alpha_p \sigma_r \quad (\text{II.59})$$

où α_p est le coefficient de frottement dans la zone de contact.

La loi de comportement du béton est :

$$\tau_{r\theta} = \tau_0 + \alpha \sigma_{\theta} + \mu \dot{\gamma}_{r\theta} \quad (\text{II.60})$$

où τ_0 est le seuil de cisaillement dans un noyau de la section (en Pa), α le coefficient de frottement du béton, μ la viscosité plastique du béton (en Pa.s).

Suivant le schéma d'écoulement (cf. figure II.20)

$$v_r = 0, V_{\theta} = f(R) \quad (\text{II.61})$$

Quand le noyau de la section l_0 rentre dans un coude il se cisaille (cf. figure II.21).

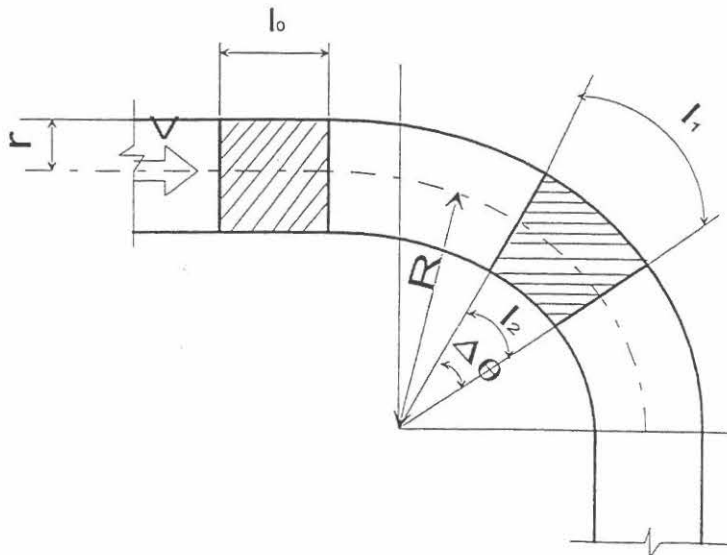


Figure II.21 – Cisaillement du noyau de la section dans un coude.

La vitesse de cisaillement s'écrit :

$$\dot{\gamma}_{r\theta} = \dot{\gamma}_{\theta r} = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{l_1 - l_2}{\Delta t 2r} = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{(R+r)\Delta\theta - (R-r)\Delta\theta}{2r\Delta t} = \frac{v}{r} \quad (\text{II.62})$$

L'auteur suppose que $\sigma_r = \sigma_\theta$. La formule (II.59) devient donc:

$$\tau_{fr} = \tau_{0fr} + \alpha\sigma_\theta \quad (\text{II.63})$$

En remplaçant (II.60)-(II.62) dans (II.58) on obtient

$$\frac{1}{R} \frac{d\sigma_\theta}{d\theta} + \frac{2}{r} (\tau_{0fr} + \alpha\sigma_\theta) + \frac{1}{R} (\tau_0 + \alpha\sigma_\theta + \mu \frac{v}{R}) + \gamma_b g \sin \alpha = 0 \quad (\text{II.64})$$

Posons

$$\left. \begin{aligned} A_1 &= \frac{2R}{r} \alpha_p + \alpha \\ B_1 &= \frac{2R}{r} \tau_{0fr} + \tau_0 + \mu \frac{v}{R} + R\gamma_b g \sin \alpha \end{aligned} \right\} \quad (\text{II.65})$$

En remplaçant (II.65) dans (II.64), on a :

$$\frac{d\sigma_\theta}{d\theta} + A_1\sigma_\theta = -B_1 \quad (\text{II.66})$$

L'équation (II.65) est une équation différentielle non homogène de l'ordre un. On cherche une solution sous forme exponentielle :

$$\sigma_\theta = -\frac{B_1}{A_1} + C_1 e^{-A_1\theta} \quad (\text{II.67})$$

Pour déterminer la constante d'intégration, on applique la condition limite $\sigma_{\theta=0} = \sigma_1$

$$C_1 = \sigma_1 + \frac{B_1}{A_1} \quad (\text{II.68})$$

En remplaçant (II.68) dans (II.67), on trouve :

$$\sigma_\theta = \left(\sigma_1 + \frac{B_1}{A_1} \right) e^{-A_1\theta} - \frac{B_1}{A_1} \quad (\text{II.69})$$

L'équation (II.69) permet de déterminer la pression dans tous les points du coude, en supposant qu'on connaît la pression au début du coude. En résolvant l'équation (II.66) avec une autre condition limite ($\sigma_{\theta|\theta=\varphi} = \sigma_2$), on trouve la pression dans tous les points en fonction de la pression en sortie du coude

$$\sigma_{\theta} = \left(\sigma_2 + \frac{B_1}{A_1} \right) e^{-A_1(\varphi-\theta)} - \frac{B_1}{A_1} \quad (\text{II.70})$$

Les pertes de pression peuvent donc être définies comme

$$\Delta\sigma = \sigma_1 - \sigma_2 = \left(\sigma_2 + \frac{B_1}{A_1} \right) (e^{A_1\varphi} - 1) \quad (\text{II.71})$$

où

$$\Delta\sigma = \left(\sigma_1 + \frac{B_1}{A_1} \right) (1 - e^{-A_1\varphi}) \quad (\text{II.72})$$

Remarquons que l'équation (II.70) décrit l'écoulement dans le tuyau droit quand $R \rightarrow \infty$.

MORINAGA[36] utilise une autre approche pour décrire l'écoulement dans les coudes (cf. figure II.22).

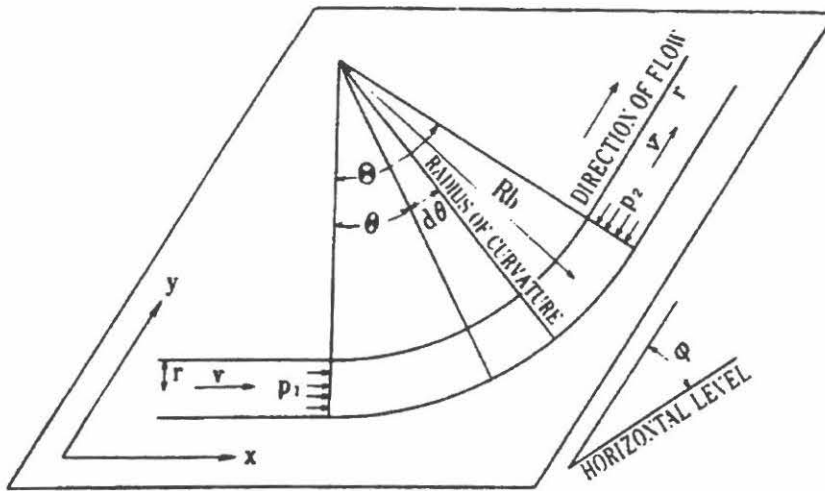


Figure II.22 – Schéma d'écoulement dans un coude [36].

Les formules suivantes décrivent donc l'équilibre de forces pour un volume isolé au cours d'écoulement avec un débit Q suivant les axes x et y .

$$\begin{aligned} F_x &= \rho Q(1 - \cos \theta)v + \pi R^2(p_1 - p_2 \cos \theta) \\ F_y &= -\rho Q \sin \theta v - p_2 \pi R^2 \sin \theta \end{aligned} \quad (\text{II.73})$$

Les pertes de pression dans un coude sont

$$p_1 - p_2 = \frac{1}{\pi R^2} \left(F_x + F_y \frac{1 - \cos \theta}{\sin \theta} \right) \quad (\text{II.74})$$

où F_x et F_y sont les composantes des forces qui s'appliquent sur le béton suivant les axes x et y .

Supposons que dF_x et dF_y sont les composantes des forces de frottement agissant sur un élément $d\theta$. En appliquant la loi d'interface proposé par MORINAGA [36] (cf. équation (II.39)) on obtient :

$$\begin{aligned} dF_x &= 2\pi R_c d\theta (k_1 + k_2 v) \cos \theta \\ dF_y &= 2\pi R_c d\theta (k_1 + k_2 v) \sin \theta + \pi R^2 R_c d\theta \gamma \sin \varphi \end{aligned} \quad (\text{II.75})$$

où R_c est le rayon de courbure du coude.

En intégrant cette équation et en remplaçant les résultats dans l'équation (II.74), on obtient les pertes de pression dans les coudes pour les pompes à pistons :

$$(p_2 - p_1)_{\max} = \left[\frac{2}{R} R_c \left\{ k_1 + k_2 \left(1 + \frac{t_2}{t_1} \right) v \right\} + R_c \theta \gamma \sin \varphi \right] \frac{2(1 - \cos \theta)}{\sin \theta} \quad (\text{II.76})$$

où t_1 et t_2 sont définis sur la figure II.23.

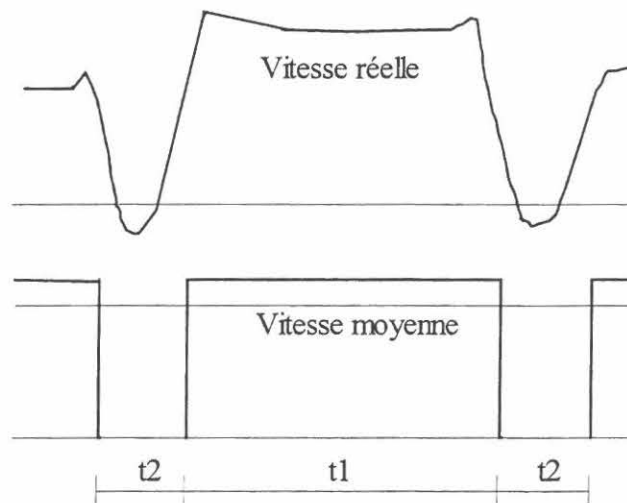


Figure II.23 – Représentation schématique du profil de vitesse dans une pompe à pistons.

En conclusion, les deux méthodes présentées réalisent un calcul qui prend en compte la géométrie du coude, en se basant sur des hypothèses différentes pour décrire les contraintes de frottement:

- les contraintes de frottement dépendent de la vitesse (MORINAGA[36]);

- les contraintes de frottement dépendent de la pression (loi de Coulomb prise en compte par CHALIMO[12]).

Réductions

Pour résoudre le problème d'écoulement dans une réduction, CHALIMO [12] utilise la mêmes hypothèses concernant la nature des contraintes de frottement. La figure ci - dessous montre le champ des contraintes.

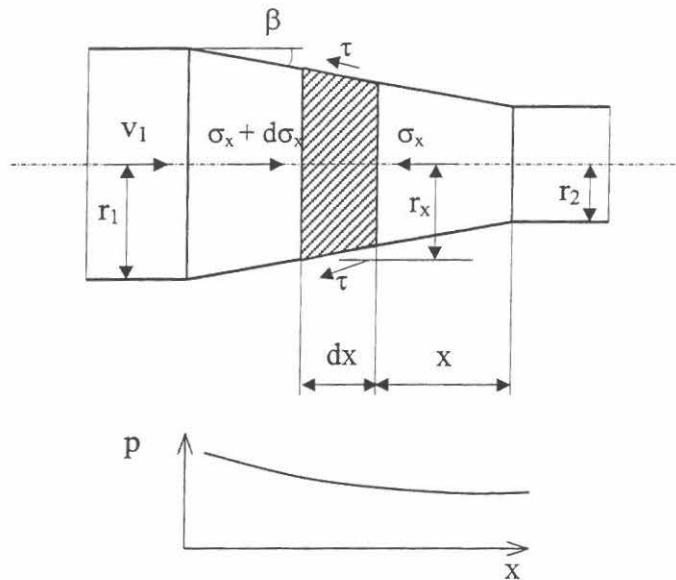


Figure II.24 – Champs des contraintes dans une réduction.

L'équation d'équilibre peut être écrite sous la forme suivante:

$$(\sigma_x + d\sigma_x)\pi r_x^2 = \sigma_x \pi r_x^2 + 2\pi r_x \tau dx \cos \beta \tag{II.77}$$

Les contraintes de cisaillement dans la couche près de la paroi sont données par:

$$\tau = \tau_{0fr} + \alpha \sigma_x \tag{II.78}$$

En remplaçant l'équation (II.77) dans l'équation (II.78) on trouve

$$\tau_{0fr} + \alpha \sigma_x = C_2 r_x^\psi \tag{II.79}$$

où $\psi = 2\alpha \operatorname{ctg} \beta$.

La constante d'intégration C_2 est déterminée en écrivant les conditions aux limites: $r_x=r_1$, $\sigma_x = \sigma_1$, d'où :

$$C_2 = (\tau_{0fr} + \alpha \sigma_1) \frac{1}{r_1^\psi} \tag{II.80}$$

En remplaçant l'équation (II.80) dans l'équation (II.79)

$$\sigma_x = \sigma_1 \left(\frac{r_x}{r_1} \right)^\psi + \frac{\tau_{ofr}}{\alpha} \left[\left(\frac{r_x}{r_1} \right)^\psi - 1 \right] \quad (\text{II.81})$$

on peut donc déterminer la pression à la sortie de la réduction

$$\sigma_2 = \sigma_1 \left(\frac{r_2}{r_1} \right)^\psi + \frac{\tau_{ofr}}{\alpha} \left[\left(\frac{r_2}{r_1} \right)^\psi - 1 \right] \quad (\text{II.82})$$

Les pertes de pression sont alors :

$$\Delta\sigma_c = \sigma_1 - \sigma_2 = \sigma_1 \left[1 - \left(\frac{r_2}{r_1} \right)^\psi \right] + \frac{\tau_{ofr}}{\alpha} \left[\left(\frac{r_2}{r_1} \right)^\psi - 1 \right] \quad (\text{II.83})$$

L'expression (II.83) montre que les pertes de pression dans un cône dépendent essentiellement de la pression de pompage. L'auteur estime que pour les bétons pompables, $\alpha \leq 1$; on peut donc simplifier l'équation (II.83) ainsi:

$$\Delta\sigma_c \approx \sigma_1 \left[1 - \left(\frac{r_2}{r_1} \right)^\psi \right] \quad (\text{II.84})$$

On peut obtenir la même expression en fonction de la pression à la sortie de la réduction:

$$\Delta\sigma_c \approx \sigma_2 \left[\left(\frac{r_2}{r_1} \right)^\psi - 1 \right] \quad (\text{II.85})$$

On peut dire que les pertes de pression dans un cône dépendent également des paramètres géométriques du cône et du coefficient de frottement dans la couche près de la paroi.

Pour d'écrire l'écoulement dans une réduction, MORINAGA [36] utilise le même schéma (cf. figure II.24). Pour lui, l'équation d'équilibre est la suivante :

$$F = \rho Q(v_1 - v_2) + (p_1 R_1^2 - p_2 R_2^2) \pi \quad (\text{II.86})$$

où Q est le débit (en m^3/h), F la somme des forces qui freinent le béton (en N).

Dans notre cas F a deux composants: F_1 (force de frottement) et F_2 (gravité). Pour un élément dx , on peut écrire :

$$\begin{aligned} dF_1 &= 2\pi R dx(k_1 + k_2 v) \cos \theta \\ dF_2 &= \pi R^2 dx \gamma \sin \varphi \end{aligned} \quad (\text{II.87})$$

En intégrant cette équation entre R_1 et R_2 , et en utilisant $v = Q/\pi R^2$ et $dx = l dR/(R_2 - R_1)$, on obtient

$$\begin{aligned}
 F = F_1 + F_2 = \int_{R_1}^{R_2} dF_1 + \int_{R_1}^{R_2} dF_2 = & \left[l\pi k_1 (R_2 + R_1) + \frac{2l}{R_2 - R_1} k_2 Q \ln \frac{R_2}{R_1} \right] \cos \theta \\
 & + \frac{\pi\gamma}{3} l (R_2^2 + R_2 R_1 + R_1^2) \sin \varphi
 \end{aligned} \tag{II.88}$$

Remarquons que $Q = \pi R_1^2 v_1 = \pi R_2^2 v_2$. En remplaçant l'équation (II.88) dans l'équation (II.86) et en remarquant que dans les réductions courantes sur les chantiers $\cos \theta \approx 0$, on peut calculer les pertes de pression :

$$\begin{aligned}
 p_2 - p_1 = \frac{R_2 + R_1}{R_2^2} k_1 l + \frac{2}{R_2 - R_1} \left(\frac{R_1}{R_2} \right)^2 v_1 k_2 l \ln \left(\frac{R_2}{R_1} \right) + \rho \left(\frac{R_1}{R_2} \right)^2 \left\{ \left(\frac{R_1}{R_2} \right)^2 - 1 \right\} v_1^2 \\
 + \frac{\gamma}{3} l \left\{ 1 + \frac{R_1}{R_2} + \left(\frac{R_1}{R_2} \right)^2 \right\} \sin \varphi
 \end{aligned} \tag{II.89}$$

Nous avons présenté dans ce paragraphe deux approches différentes. Les auteurs utilisent des lois d'interface différentes ce qui donne forcément des expressions différentes pour les pertes de pression. Mais il y a une autre différence entre ces deux approches. Pour écrire les équations d'équilibres, MORINAGA [36] utilise l'équation de Bernoulli (cf. formule II.90) qu'il présente en termes des force (cf. formule II.86).

$$p + \frac{1}{2} \rho v^2 + \rho gh = \text{const} \tag{II.90}$$

Pourtant, CHALIMO [12] fait une simple somme des forces sur l'axe longitudinal. Ceci est être valable dans le cas d'un écoulement stationnaire, car le deuxième et le troisième terme dans l'équation (II.90) s'annulent.

II.4.4 Frottement entre le béton et la paroi

Dans les paragraphes précédents on a montré l'importance des frottements entre le béton et la paroi métallique. On a présenté également quelques hypothèses sur la forme des contraintes de frottement et les développements mathématiques qui les suivent. Dans ce paragraphe, nous allons reprendre les approches qui ont été utilisées par les différents auteurs pour définir la loi de frottement et évaluer les paramètres dans ces lois. Suivant les différentes hypothèses sur la nature des frottements, les contraintes de frottement soit restent constantes, soit dépendent de la pression, soit à la fois de la pression et de la vitesse, soit de la vitesse.

Les auteurs qui supposent que les pertes de pression sont constantes utilisent des formules du type de la formule (II.43) pour définir la pression nécessaire pour refouler le béton. Dans ces formules, le paramètre essentiel est la perte de pression sur un mètre de longueur de tuyau. LIPOVETSKI [35] propose le tableau suivant

Tableau II.2 – Pertes de pression en fonction de l'affaissement [35].

Diamètre de la tuyauterie, mm	Pertes de pression par mètre ,bars en fonction de l'affaissement	
	4-6 cm	12-15 cm
125	0.22	0.12
150	0.19	0.10
200	0.10	0.07
283	0.05	0.04

SAKUTA [50] suppose que les pertes dépendent du débit (donc de la vitesse), mais sont indépendantes de la pression. Dans cette hypothèse le débit sert à estimer la vitesse moyenne d'écoulement du béton. Mais il reste toujours une question : cette vitesse peut-elle caractériser les processus réels dans le tuyau? L'auteur propose les relations sous forme de graphique en fonction de l'affaissement :

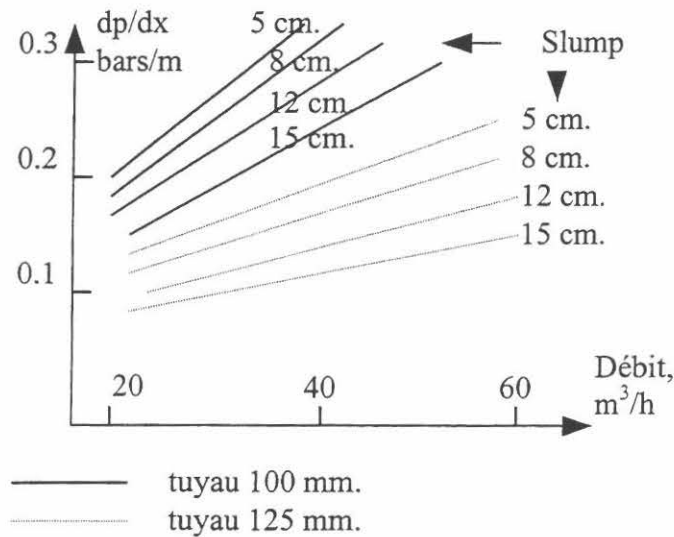


Figure II.24 – Pertes de pression en fonction de débit de pompage [50].

MORINAGA [36] estime également qu'au cours du pompage le noyau du béton glisse sur la surface intérieure de la tuyauterie. Il propose donc la loi d'interface :

$$\tau_f = \tau_{0i} + \eta v_g \tag{II.86}$$

où τ_f est la contrainte de frottement (en Pa), τ_{0i} le coefficient de cohésion (en Pa), η le coefficient de vitesse (en Pa.s/m), v_g la vitesse de glissement (en m/s).

L'auteur propose d'identifier ces coefficients k_1 et k_2 à partir du slump, selon les formules suivantes:

$$\begin{aligned} \tau_{0i} &= (3.0 - 0.1S) \cdot 10^{-4} \\ \eta &= (4.0 - 0.1S) \cdot 10^{-4} \end{aligned} \tag{II.87}$$

où S est le slump (en cm).

Notons, que c'est une autre façon de présenter les données de la figure II.24.

Un autre groupe d'auteurs [12] utilise la loi de Coulomb pour décrire l'interface acier-béton. Rappelons encore une fois sa forme

$$\tau_f = \tau_{0i} + \alpha p \quad (\text{II.88})$$

où τ_f est la contrainte de frottement (en Pa), α le coefficient de frottement, p la pression dans la section donnée (en Pa), τ_{0i} la constante (en Pa).

CHALIMO [12] propose des relations empiriques adaptées aux granulats poreux. Il estime que le paramètre C dans la formule ((II.88) ne dépend que de la caractéristique X_t .

$$X_t = \frac{(E/C)_r}{(E/C)_n} \quad (\text{II.89})$$

où E est l'eau efficace, $(E/C)_r$ le rapport eau/ciment réel, $(E/C)_n$ le rapport eau/ciment qui donne la consistance normale de la pâte (norme NF EN 196-3).

Au cours du pompage une couche de coulis se forme près de la paroi. L'épaisseur de cette couche varie entre 2 et 8 mm [61]. Le paramètre τ_{0i} représente donc le seuil de cisaillement dans cette couche, qui dépend de la teneur en eau. L'auteur propose le graphique suivant pour déterminer le paramètre τ_{0i} :

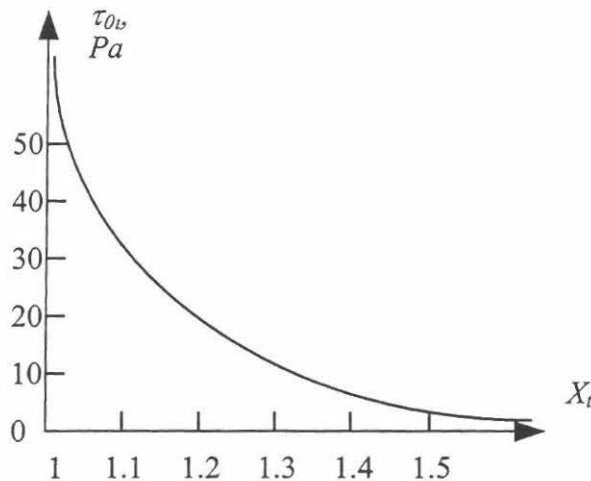


Figure II.25 – Abaque pour déterminer le paramètre C [12].

Le coefficient de frottement α varie entre 0,0002 et 0,0008 et peut être calculé avec les formules ci-dessous

$$\alpha = 10,8 \cdot 10^3 - Z \quad (\text{II.90})$$

$$Z = \frac{C + A}{E \left(\frac{G_1 p_1}{\rho_1} + \frac{G_2 p_2}{\rho_2} \right)} \quad (\text{II.91})$$

où C est la teneur en ciment (en kg/m^3), A la teneur en additions minérales (en kg/m^3), E la teneur en eau (en kg/m^3), G_i le dosage de granulat i (en kg/m^3), p_i la porosité de granulat, ρ_i la densité de granulat (en kg/m^3).

Dans le cadre de la même hypothèse, une autre approche a été utilisée par REICHVERGER et JAEGERMANN[49]. Ces auteurs ont mesuré la force nécessaire pour mettre en mouvement un coffrage glissant avec différentes vitesses. La force qui résiste au mouvement est la force de frottement; on a donc ainsi une mesure directe du frottement. Mais cette méthode a un inconvénient: la pression hydrostatique varie suivant la hauteur du coffrage et cette variation n'est pas linéaire. Il est donc difficile de décrire la loi d'interface en mesurant seulement une force totale nécessaire pour remonter le coffrage. Pour déterminer la force de frottement les auteurs utilisent la loi de Coulomb modifiée suivante:

$$F_{tot} = F_{fr} + F_{adr} \quad (\text{II.92})$$

où F_{tot} est la force nécessaire pour mettre le coffrage en mouvement à une vitesse donnée, F_{fr} la force due à la friction, F_{adr} la force d'adhérence.

La force d'adhérence est une fonction du temps:

$$F_{adh} = 4,2t + 500 \quad (\text{II.93})$$

où t est le temps pendant lequel le coffrage reste immobile, en contact avec le béton (en min).

Plus le béton reste en contact avec le coffrage, plus la force nécessaire pour mettre le coffrage en mouvement est grande. Pour calculer la force due à la friction, les auteurs proposent la formule suivante:

$$F_{fr} = 6000 \cdot \alpha \cdot k_1 k_2 \quad (\text{II.94})$$

où α est le coefficient de frottement, le coefficient k_1 représente l'influence de la vitesse avec laquelle on monte le coffrage. Les auteurs ont supposé que la résistance du béton au jeune âge dépend de la vitesse de coffrage pendant le coulage. Plus la vitesse est grande, moins le béton est résistant. On détermine donc le coefficient k_1 de façon suivante :

$$k_1 = 1,3 - 0,8R \quad (\text{II.95})$$

où R - résistance au jeune âge (en Pa).

Malheureusement il n'y a pas de précisions sur l'âge exact de l'échantillon. Le coefficient k_2 dépend du mode de compactage : $k_2 = 1,0$ pour le compactage manuel et $k_2 = 1,3$ pour la vibration.

Il est important de préciser, que malgré une similitude entre les mesures de frottement présentées dans ce travail et les mesures de frottement dans un circuit de pompage, il existe les différences suivantes:

- le glissement du coffrage par rapport au béton se fait à des vitesses très lentes et sur un temps très long;
- le mouvement du coffrage débute quand le béton commence à faire sa prise.

Comme nous l'avons déjà constaté la plupart d'hypothèse sur les contraintes de frottement suppose le glissement entre la paroi et le béton. Il faut préciser qu'en parlant de glissement, on considère qu'il y a toujours continuité du champ de vitesse près de la paroi (sauf dans le cas de coffrage glissant). Le glissement ne traduit dans notre cas que l'augmentation du gradient de vitesse au voisinage de la paroi. Pourtant il reste toujours une question : existe-il un glissement au sens propre du terme entre le béton et la paroi métallique ? Peut-on dire que le béton se déplace par rapport à la paroi comme un corps solide se déplace par rapport à l'autre avec discontinuité des champs de vitesse ?

Le phénomène de glissement entre une suspension et une paroi a été évoqué par TOLSTOI [58]. Pour caractériser l'importance du phénomène, l'auteur utilise le paramètre ε :

$$\varepsilon = \frac{V_{ab}}{dV/dx} = \frac{V_{ab}}{tg\varphi} \quad (II.96)$$

où V_{ab} est la vitesse près de la paroi (cf. figure II.26), dV/dx le gradient de vitesse.

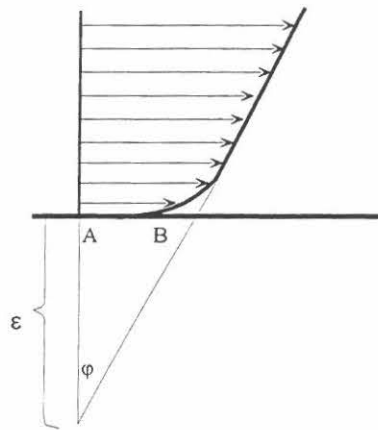


Figure II.26 – Champs de vitesse près de la paroi.

Physiquement ε représente une profondeur fictive du profil de vitesse derrière la paroi. Plus cette profondeur est grande, plus le phénomène de glissement est important. Le terme ε dépend de plusieurs paramètres: nature de la surface (hydrophile ou hydrophobe), rapport entre les forces de cohésion dans un liquide et les forces d'adhérence entre un liquide et une paroi métallique etc. Par contre, le terme ε ne dépend pas du gradient de vitesse. Autrement dit, le terme ε est propre au couple fluide-surface. Par calcul exact, l'auteur montre, que dans les conditions normales le paramètre ε pour l'eau sur le verre est égal à 20A. Pour observer l'influence du glissement sur l'écoulement, il faut avoir les dimensions transversales du flux de même ordre de grandeur que ε . Il est évident, qu'avoir un capillaire de rayon constant égal

à 20 Å est très difficile. Toutefois le même phénomène pour le mercure sur le verre peut être observé plus facilement, car ε est beaucoup plus grand ($\approx 1\mu\text{m}$). En observant, l'écoulement dans un capillaire on constate que le débit théorique, calculé à partir de la formule (II.34) est inférieur au débit réel. Le phénomène de glissement est donc théoriquement possible. Mais qu'en est-il du béton dans un tuyau. On peut dire que dans le phénomène de glissement parfait (que nous avons présenté plus haut), le cisaillement se concentre dans une couche dont l'épaisseur est égale à une distance entre molécules. Dans le cas du béton, le glissement parfait est négligeable. On peut donc préciser encore fois que pour nous, le glissement est une augmentation de gradient de vitesse au voisinage de la paroi. Les différents auteurs indiquent qu'au cours du pompage, il existe près de la paroi une couche avec des caractéristiques rhéologiques différentes de celles du béton. L'épaisseur de cette couche varie entre 2 et 8 mm. Son seuil et sa viscosité sont plus faibles que ceux du béton en pleine masse.

Pour TOLSTOI [58] les contraintes de frottement entre une suspension et une paroi sont constituées de deux termes : les contraintes dues à la friction entre les particules de la suspension (les granulats dans le cas du béton) et la paroi et les contraintes dues à la viscosité du liquide de la suspension. Il décrit cette loi sous la forme suivante :

$$\tau = \tau_{fr} + \tau_{\mu} \quad (\text{II.97})$$

où τ_{fr} est la contraintes dues à la friction entre les particules de la suspension et la paroi, τ_{μ} la contraintes dues à la viscosité du liquide de la suspension.

Pour déterminer les contraintes τ_{fr} l'auteur utilise la loi de frottement de DERYAGUIN [19]

$$F_0 = \alpha (N + p_0 S_0) \quad (\text{II.98})$$

où α est le coefficient de frottement, N la force normale (en N), p_0 l'adhérence, S_0 la surface vrai de contact ($S_0 = f(N)$) (en m^2).

Il applique cette loi pour une suspension.

$$\tau_{fr} = \alpha \frac{S_0}{S'} (\sigma + p_0 \frac{S'}{S}) \quad (\text{II.99})$$

où σ est la contrainte normale (en Pa), S' la surface réelle de contact (en m^2), S la surface apparente de contact (en m^2).

La différence entre S_0 et S' est suivante : S_0 est la surface de contact entre les particules de la suspension et la paroi sans tenir compte de la présence des pellicules de liquide de la suspension entre eux. Ces pellicules créent une surface complémentaire de contact qu'on appelle S' . Si on imagine un béton très sec S' sera égal à S_0 . Par contre, dans le cas du béton très plastique, S' sera égale à S .

Les pertes visqueuses sont dues à la dissipation interne dans la couche près de la paroi :

$$\tau_{\mu} = \mu_p \frac{v_g}{h} \quad (\text{II.100})$$

où μ_p est la viscosité du coulis près de la paroi (en Pa.s), v_g la vitesse de glissement (en m/s), h l'épaisseur de la couche (en m) ($h = f(N, v_g)$).

L'auteur propose une fonction empirique pour déterminer l'épaisseur de cette couche.

$$h = k \frac{S_0}{S'} (\sigma + p_0 \frac{S'}{S_0}) v^n \quad (\text{II.101})$$

où k est un coefficient qui dépend de la concentration de la phase solide.

En remplaçant les équations (II.99) et (II.100) dans l'équation (II.97) on obtient une équation finale pour les contraintes de frottement

$$\tau = \tau_{fr} + \tau_\mu = \frac{S_0}{S'} (\eta + \frac{\mu}{k} v^n) (\sigma + p_0 \frac{S'}{S_0}) \quad (\text{II.102})$$

La plus grande difficulté dans l'utilisation de la formule (II.102), c'est la détermination de S_0 et S' . Par contre, la détermination du coefficient de frottement ne présente plus de difficultés car c'est le coefficient de frottement entre des granulats et une paroi métallique.

Après une série de tests, BLESCHIK [9] énonce les conclusions suivantes :

- le seuil de cisaillement dans la couche près de la paroi peut être calculé à partir du seuil de cisaillement du béton

$$\tau_0^p = 0,85 \cdot \tau_0 \quad (\text{II.103})$$

où τ_0^p est le seuil de cisaillement dans la couche près de la paroi (en Pa), τ_0 le seuil de cisaillement du béton (en Pa).

- le coefficient de frottement entre l'acier et les bétons plastiques peut être considéré comme constant. La valeur de ce coefficient est égale à 0,5.

BROWNE et BAMFORTH [11] synthétisent les connaissances sur le phénomène physique du frottement entre le béton et une paroi métallique. Ils distinguent deux types de bétons: les bétons dit "saturés" et les bétons dit "non-saturés". Les bétons "saturés" contiennent suffisamment de pâte et sont suffisamment fluides pour former une couche limite près de la paroi. Cette couche, comme on l'a déjà précisé, permet un glissement relatif entre le béton et la paroi métallique. Les pertes de pression sont donc essentiellement provoquées par le cisaillement localisé dans cette couche. Les profils de pression au long de la tuyauterie sont donc linéaire et les pertes de pression ne dépendent que de la vitesse. Les auteurs proposent la formule suivante:

$$p = \tau_{0i} + kv^n \quad (\text{II.104})$$

où p sont les pertes de pression (en Pa), τ_{0i} la constante (en Pa), k le coefficient (en Pa.sⁿ/mⁿ), v la vitesse de glissement (en m/s), n l'exposant.

La formule II.86 est un cas particulier de cette formule avec $n = 1$. Les bétons dits "non saturés" ne contiennent pas suffisamment de pâte ou ne sont pas suffisamment fluide pour former une couche limite. On se retrouve donc dans le cas du frottements entre granulats et paroi métallique. Ce frottement appelé "frottement sec" provoque des profils de pression fortemen non-linéaires, car la loi de frottement est de type Coulomb (cf. formule II.40). Les pertes de pression dans le cas des bétons "non-saturés" sont beaucoup plus importants par rapport aux bétons "saturés". Le diagramme suivant montre les profils de pression dans les deux cas.

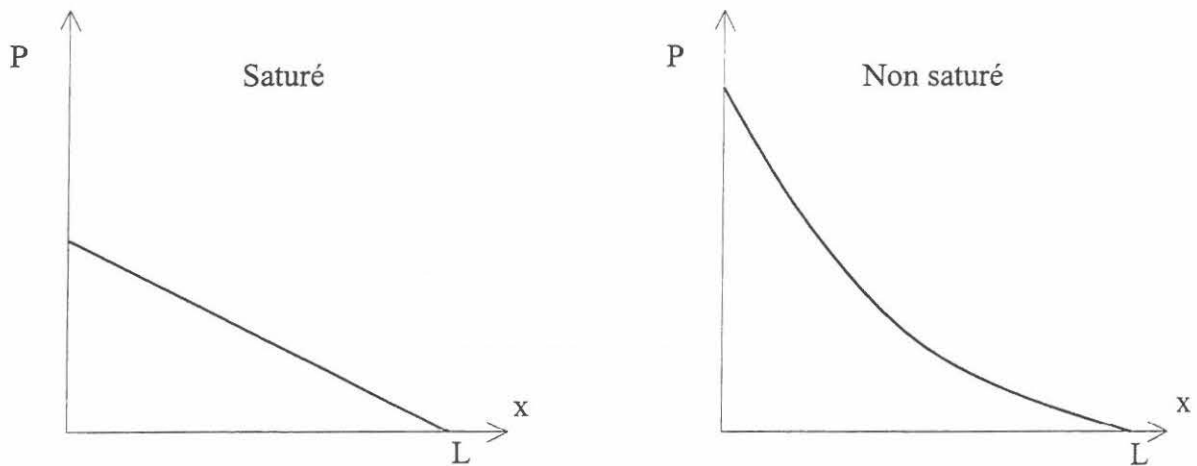


Figure II.27 – Pertes de pression pour des bétons "saturé" et "non-saturés" [11].

II.4.5 Essais tribologiques existant

Dans les paragraphes II.4.1 - II.4.3 nous avons montré l'importance du frottement entre le béton et la paroi métallique par rapport aux paramètres de pompage. Dans ce paragraphe, on va présenter deux types d'essais permettant d'évaluer ce frottement.

MORINAGA [36] estime qu'au cours du pompage, le noyau du béton glisse sur la surface intérieure de la tuyauterie. Il propose donc un essai pour estimer les contraintes de frottement entre la paroi et le béton. La figure II.28 montre cet essai. Sous une pression d'air comprimé, le béton s'écoule au travers d'un tube de 50 mm de diamètre et de 2 m de longueur. Quand le béton passe dans le tuyau, les forces de frottement tentent de déplacer ce tuyau dans le sens d'écoulement du béton. Le tuyau est installé sur les roues lui permettant de se déplacer dans la direction longitudinale. Un capteur enregistre alors la force nécessaire pour garder le tuyau immobile. Cette force est égale à la force de frottement cumulée sur toute la surface du tuyau. Le diamètre maximal des granulats utilisés dans les bétons lors de cet essai est égal à 15 mm. Remarquons que le rapport de ce diamètre au diamètre du tuyau ne respecte pas la valeur conseillée par toutes les normes. (cf. paragraphe II.4.2)

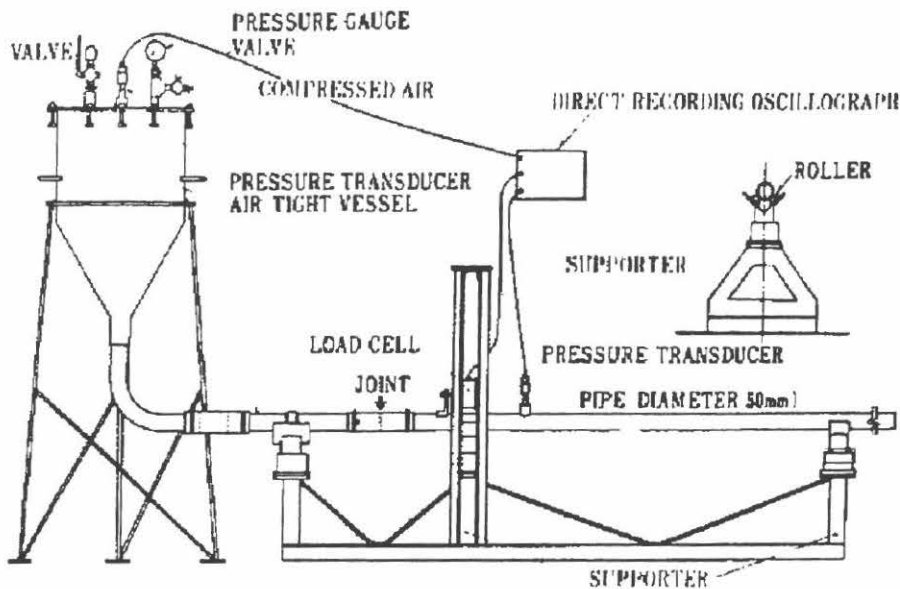


Figure II.28 Essai de frottement béton-acier de MORINAGA [36].

Rappelons que la loi de l'interface proposée par l'auteur est la suivante

$$\tau_f = \tau_{0i} + \eta v_g \quad (\text{II.105})$$

où τ_f est la contrainte de frottement (en Pa), τ_{0i} le coefficient de cohésion (en Pa), η le coefficient de vitesse (en Pa.s/m), v_g la vitesse (en m/s).

BEST et LANE [8] proposent deux appareils. Des tests avec des pâtes de ciment et de cendres volantes ont été effectués avec l'appareil présenté sur la figure II.29.

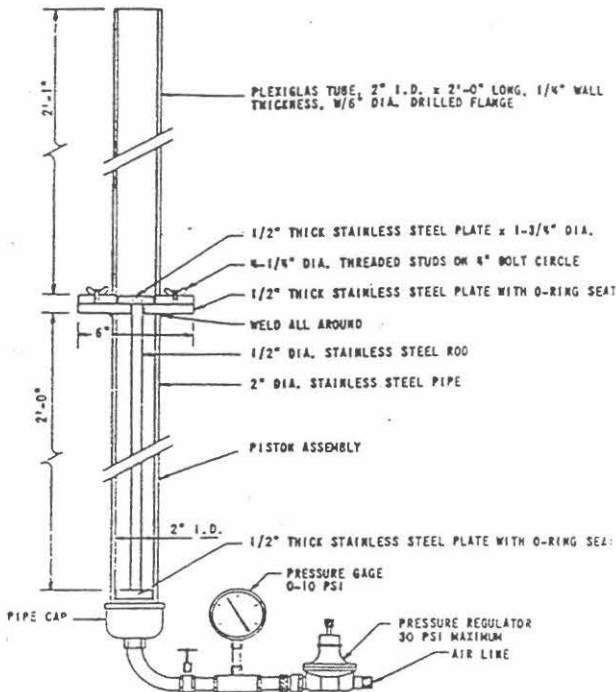


Figure II.29 – Appareil pour les pâtes et mortiers

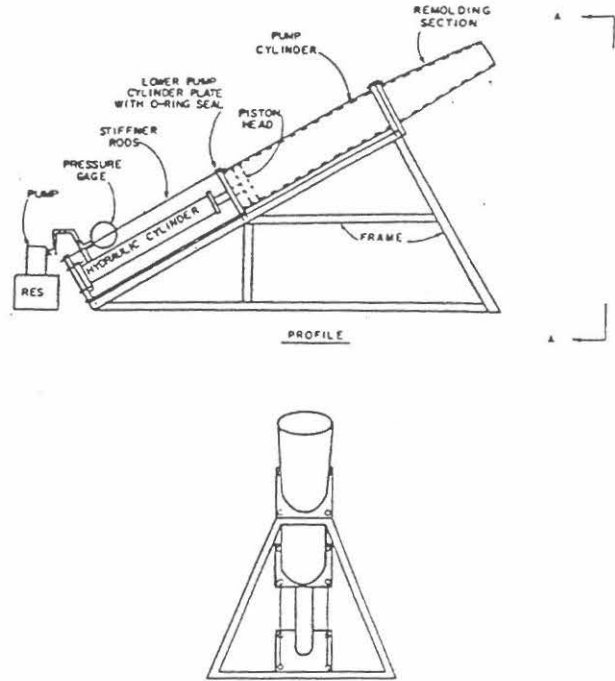


Figure II.30 – Appareil pour le béton

L'essai consiste à mettre la pâte dans le tube supérieur et à mesurer la pression nécessaire pour mettre le piston en mouvement. La pression mesurée est proportionnelle au frottement entre la pâte et la paroi du tube. L'influence de deux paramètres: rapport eau/liant et teneur de la pâte en cendres volantes, sur le frottement était étudiée. Pour valider les résultats, les auteurs ont effectué un pompage en vraie grandeur: les mêmes compositions ont été pompées sur 15 m dans un tuyau en caoutchouc de 25 mm de diamètre. Les auteurs ont trouvé une bonne corrélation entre les deux tests. Le même appareil était utilisé pour des tests sur le mortier.

D'après les auteurs la pression nécessaire pour mettre le mortier en mouvement peut servir pour estimer les paramètres de pompage. Cette pression dépend linéairement du rapport eau/liant et de la teneur en sable. Cependant, d'après les auteurs l'appareil utilisé n'est pas bien adapté pour faire les essais sur mortier. Les grains de sable se mettent entre le piston et le tube supérieur et provoquent un frottement excessif (cf. figure II.29). Les pompages en vraie grandeur étaient donc destinés à vérifier les tests en laboratoire. Les mêmes compositions de mortier étaient pompées avec une pompe à piston dans une tuyauterie de 125 mm de diamètre. La comparaison entre les pressions obtenues au laboratoire et au cours du pompage en vraie grandeur montrent qu'elles sont liées par une fonction linéaire. Les auteurs estiment que cela permet de juger le test convenable.

Pour les essais sur béton, les auteurs ont utilisé l'appareil présenté sur la figure II.30. Cet appareil permet de développer une pression plus importante, tout en assurant l'étanchéité entre le piston et le cylindre. Le diamètre de ce cylindre de refoulement est 250 mm. Une réduction juste derrière le cylindre diminue progressivement la section. Cette pièce a une longueur de 457 mm. Au début, le diamètre est identique à celui du cylindre de refoulement, à la fin la section est elliptique avec des axes égaux à 305 et 108 mm. Cela diminue la section initiale de 16%. La vitesse du piston est 25 mm/s. On mesure donc la pression nécessaire pour maintenir cette vitesse. Remarquons qu'au cours de cet essai on ne mesure plus uniquement le

frottement, car une partie d'énergie sert à comprimer le béton dans la réduction. L'influence de 6 paramètres sur la pression de refoulement a été étudiée dans la référence :

- slump;
- teneur en eau;
- teneur en mortier;
- forme, taille maximale, proportions de granulats;
- teneur en cendre volante;
- teneur en air.

Parallèlement avec les essais en laboratoire, les mêmes compositions de béton ont été pompées avec une pompe à pistons, dans une tuyauterie de 150 mm. Dans les deux séries de tests, les différents paramètres ont montré les mêmes tendances.

Les auteurs proposent les conclusions suivantes:

- la pression de pompage diminue avec l'augmentation du slump, mais il existe une limite au-delà de laquelle la pompabilité ne varie plus. Cette limite dépend de la composition du béton. La figure II.31 montre le point d'inflexion qui correspond à l'optimum de la pompabilité. Ce point d'inflexion donne une valeur de slump du béton qui peut être facilement pompable;

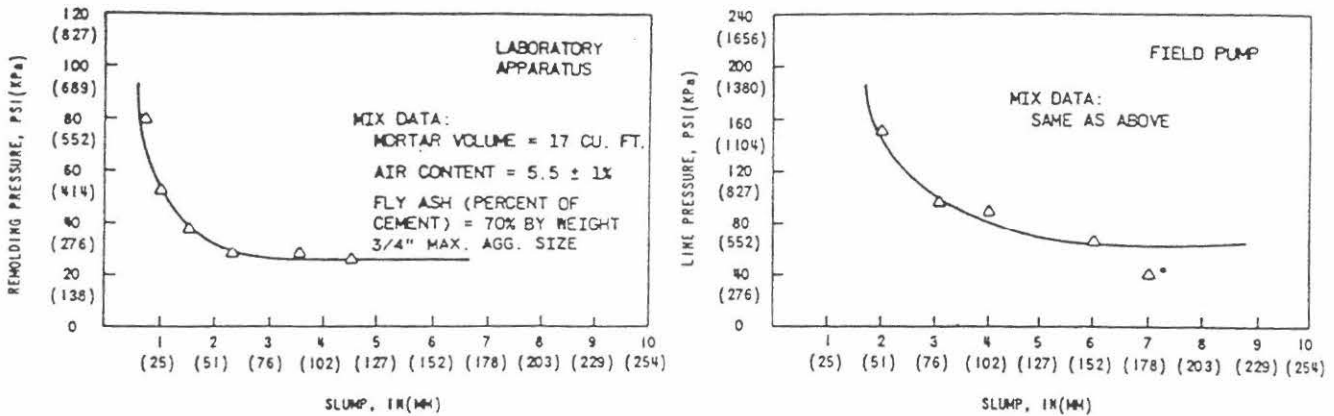


Figure II.31 – Influence du slump sur la pression de pompage [8], en laboratoire (gauche), sur circuit (droite).

- une teneur en eau inférieure au certain seuil provoque un frottement excessif entre le béton et la paroi. Une teneur en eau excessive provoque la ségrégation au cours du pompage ce que signifie les bouchons. Comme le slump du béton dépend du rapport eau/liant on retrouve la même tendance sur la courbe pression eau/liant (cf. figure II.32);
- la figure II.33 résume la relation entre le volume du mortier et la pression. Au cours de ces essais le slump restait constant. D'après les auteurs, cette courbe peut être utilisée pour choisir une teneur optimale en mortier pour la plupart des bétons avec une taille maximale des gros granulats égale à 9 mm. Les auteurs précisent également que la pression réelle du pompage peut être différente suivant le slump et la composition du mortier. Pour un mélange granulaire donné, il existe une quantité de mortier minimale pour rendre ce béton pompable. La teneur maximale en mortier est limitée par le prix du béton et par le fait qu'un volume excessif de mortier provoque un retrait important.

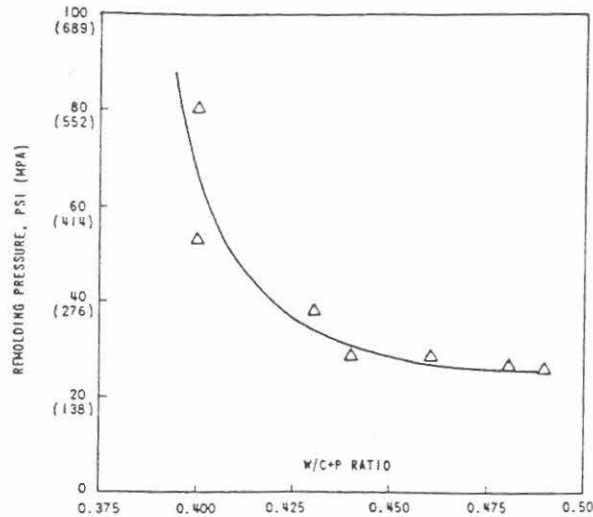


Figure II.32 – Influence du rapport E/C sur la pression de pompage [8].

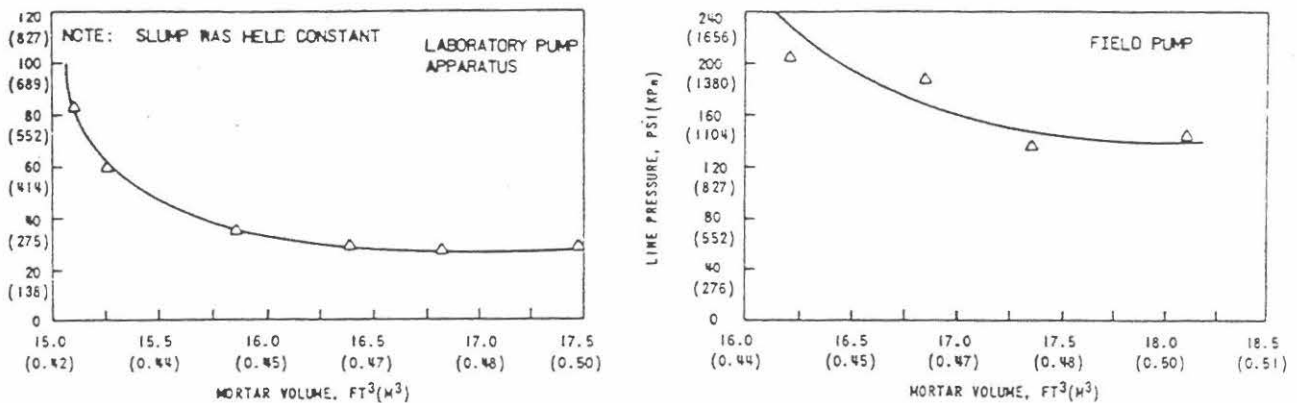
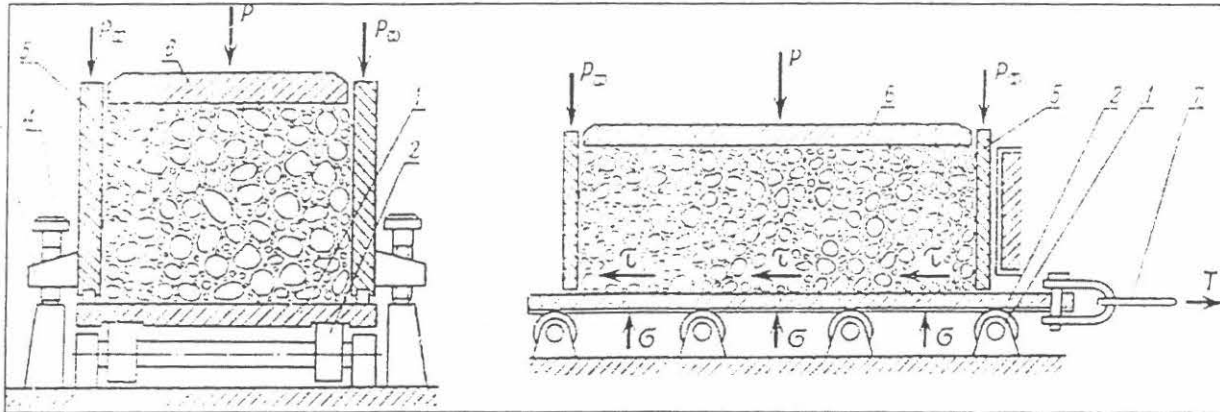


Figure II.33 - Influence du volume de mortier sur la pression de pompage [8].

- la forme des gros granulats influence beaucoup la pression de pompage. Cela est d'autant plus marqué pour les bétons avec une teneur en mortier réduite. Les expériences montrent que la pression de pompage pour un béton avec des granulats concassés de 20 mm est supérieur de 15% à la pression du pompage du même béton mais avec des granulats roulés (volume du mortier 0,47 m³). Si le volume du mortier devient 0,40 m³ ce rapport passe à 40%. D'après les auteurs, la taille maximale des gros granulats n'a pas un grand effet sur la pression de pompage, à condition qu'il y a suffisamment de mortier pour enrober les gros granulats et les autres paramètres (par exemple, le diamètre du tuyau) soient conformes aux règles de l'art.
- les cendres volantes permettent d'augmenter la compacité du squelette granulaire. Cela rend le béton plus maniable à teneur en eau constante. En plus, la forme ronde des particules des cendres volantes diminue le frottement interne du béton ce que le rend plus facile à pomper.

Pour tester le frottement entre différents types de béton et une surface métallique BLESCHIK [9] a proposé un appareil basé sur le principe de cisaillement entre deux plans. D'après l'auteur, ce type d'appareil permet de créer plus facilement un champ de contraintes

dans le béton avec une vitesse constante de cisaillement. Il permet également de tester non seulement des bétons plastiques, mais également des bétons très fermes. Le schéma de cet appareil est présenté par la figure II.34



1- plaque mobile, 2 - appuis roulants, 3 - console, 4- vis de réglage, 5 - moule, 6 - poids, 7 - câble relié au vérin.

Figure II.34 – Appareil de mesure de frottement béton/acier [9].

Le chargement vertical du béton peut être effectué soit par palier soit de façon continue. Pour mesurer la pression dans le béton des capteurs à membrane ont été installés sur les parois du moule près du plan de cisaillement. Le rapport entre la pression horizontale et la pression verticale était déterminé pour tous les bétons testés. Le même type d'appareil a été utilisé par DJELAL [20] pour les études de frottement entre des plaques métalliques et des mélanges concentrés eau-argile. Les résultats obtenus par les deux auteurs sont similaires: une forte dépendance des contraintes de frottement vis-à-vis de la pression et l'indépendance vis-à-vis de la vitesse de cisaillement. Compte-tenu de ces résultats, il est possible, que les appareils de cette conception conviennent très bien au béton ferme et plastique (non-saturé, suivant BROWNE [11]) mais soient moins adaptés aux bétons fluides. En effet, en appliquant une force normale pour simuler la pression de pompage, on force les granulats à venir en contact avec la plaque métallique et ceci empêche la formation d'une couche limite de glissement.

WATANABE et al. [62] proposent de caractériser l'interface acier-béton par l'adhérence et la cohésion. L'adhérence à son tour peut être caractérisée par l'adhérence de glissement et l'adhérence de traction. En plus, les caractéristiques d'adhérence influencent non seulement l'interface acier-béton, mais aussi la ségrégation entre la matrice en mortier et les gros granulats. Pour tester l'adhérence en traction les auteurs proposent un appareil présenté sur la figure ci-dessous

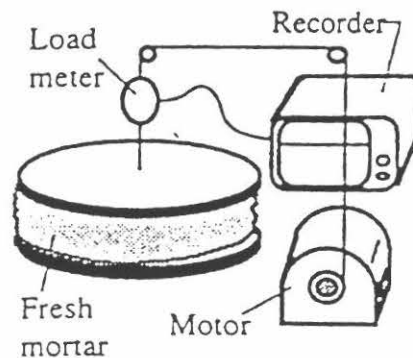


Figure II.35 – Test d'adhérence en traction [62].

On place du mortier frais dans un récipient de 200mm de profondeur. On met un disque de 100mm de diamètre en acrylate au contact avec le béton par-dessus. Ensuite on tire le disque avec une vitesse constante de 3,5mm/s. On enregistre les déplacements et les efforts. D'après les auteurs on peut modéliser le comportement de l'interface en plaçant un élément visqueux et un patin en parallèle.

Pour tester la résistance au glissement les auteurs proposent un autre appareil (cf. figure II.36)

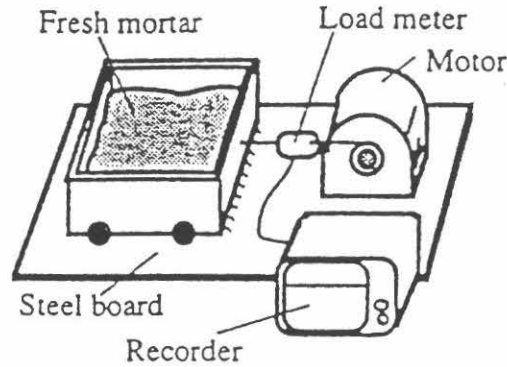


Figure II.36 – Test de frottement [62].

On place le mortier frais dans un récipient (section 100*100mm) situé sur une surface métallique. En mettant différentes quantités de mortier dans un récipient, on peut faire varier la pression normale à la surface de glissement. Les auteurs expriment les contraintes de frottement sous la forme suivante:

$$\tau_f = \tau_{oi} + \eta v_g + \alpha \sigma_n + \beta v_g \sigma_n = \mu_g v_g + \tau_g \quad (\text{II.106})$$

où τ_f est la contrainte de frottement (en Pa), σ_n la contraintes normales à la surface de glissement (en Pa), v_g la vitesse de glissement (en m/s), α , β les coefficients, μ_g la viscosité de glissement (en Pa.s/m), τ_g le seuil de glissement (en Pa).

Dans l'équation II.106 le seuil de glissement et la viscosité de glissement dépendent de la pression normale. 16 compositions de mortier ont été testées au cours de trois séries de tests. Au cours de ces essais l'influence de la teneur en gros granulats, de la teneur en réducteur d'eau, du rapport eau/liant sur les paramètres de l'adhérence du béton a été étudié. Les conclusions principales sont les suivantes :

- les caractéristiques d'adhérence sont indépendantes de caractéristiques rhéologiques du mortier ;
- le seuil de glissement et la viscosité de glissement augmentent avec l'augmentation de la pression normale.

CHOUINARD [13] mesure le frottement entre une paroi en caoutchouc et le béton, en effectuant une série de tests de pompage dans un circuit de 15 m de longueur en laboratoire. Le circuit est constitué de tuyaux souples en caoutchouc avec un diamètre de 50 mm. La pression est mesurée avec des capteurs affleurants. L'auteur trouve une corrélation entre le

frottement calculé à partir des pertes de pression et les résultats d'un viscosimètre de "type malaxeur" (cf. paragraphe suivant).

II.4.6 Essais rhéologiques sur béton

Dans les paragraphes précédents, on a montré que pour déterminer les paramètres de pompage il est indispensable de connaître les caractéristiques rhéologiques du béton frais. TATTERSALL[57], HU[30], TANIGAWA[56], BLESCHIK[9], SAKUTA[50] ont montré que pour les applications pratiques (notamment pour le pompage), on peut considérer le béton comme un *fluide de Bingham*. Rappelons que la loi de comportement des fluides binghamiens s'écrit:

$$\tau = \tau_0 + \mu\dot{\gamma}, \quad \dot{\gamma} \geq 0 \quad (\text{II.107})$$

où τ est la contrainte de cisaillement (en Pa), τ_0 le seuil de cisaillement (en Pa), μ la viscosité plastique (en Pa.s) et $\dot{\gamma}$ le gradient de vitesse (en s^{-1}).

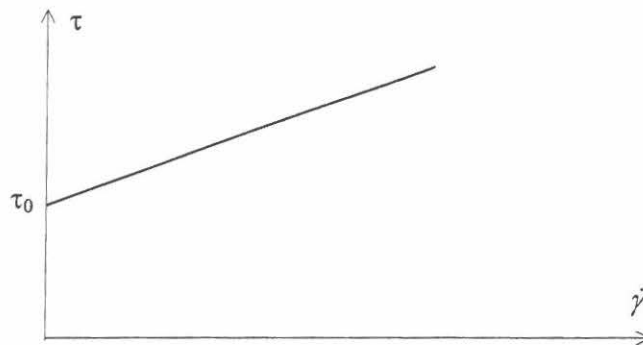


Figure II.37 - Loi de comportement d'un fluide binghamien

Plus de cent types d'appareils caractérisant le comportement à l'état frais de différentes sortes de bétons ont été inventés dans le monde [30]. On peut diviser tous les appareils en deux groupes principaux: les appareils permettant de réaliser les essais technologiques sur les bétons et les viscosimètres (on dit parfois rhéomètres).

Parmi les appareils d'essais technologiques, les plus connus, au niveau international sont le cône d'Abrams et l'appareil V.B. En Allemagne, l'essai le plus courant est la table à secousses (table DIN). En France, on utilise également le maniabilimètre L.C.L. Les essais technologiques ne mesurent, en général, qu'une seule grandeur et ne peuvent donc traduire, qu'une seule facette du comportement rhéologique du béton frais [30]. Ces mesures ne sont souvent pas liées directement aux caractéristiques intrinsèques des matériaux.

Le deuxième type d'appareil vise à mesurer ces dernières. Pour les bétons, on utilise les viscosimètres à rotation. Ils existent deux types de rhéomètre à béton: à écoulement entre deux plans horizontaux, à écoulement entre deux cylindres coaxiaux et les malaxeurs instrumentés.

Dans le paragraphe suivant nous allons présenter quelques essais technologiques et les viscosimètres les plus courants pour le béton. On va également discuter les avantages et les inconvénients de ces essais.

Essais technologiques

L'essai au cône d'Abrams est un essai normalisé (NFP 18-451 ou ASTM C 143). L'appareil représente un moule tronconique de 300 mm de hauteur et de 200 mm de diamètre en bas et de 100 mm de diamètre en haut. L'essai consiste à démouler le cône rempli de béton et à mesurer l'affaissement par rapport au centre de la surface supérieure initiale de l'échantillon (cf. figure II.38).

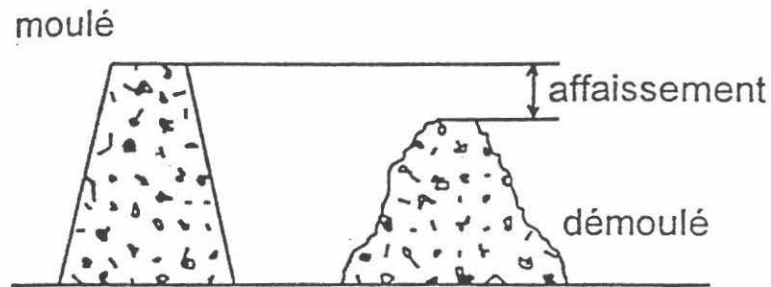


Figure II.38 – Cône d'Abrams

Cet essai a une mauvaise répétabilité pour les bétons très fermes et très fluides. Par contre il convient bien aux bétons fermes à fluides. Sa simplicité est un grand avantage. Comme la plupart des essais empiriques, le cône d'Abrams ne peut pas caractériser le comportement du béton à l'état frais. De nombreux auteurs trouvent cependant une bonne corrélation entre le seuil de cisaillement et son affaissement (notons que il reste toujours une question: comment le seuil a-t-il été mesuré?). MORINAGA [36] propose la formule suivante:

$$\tau_0 = 59,0 - 12,2s \quad (\text{II.108})$$

où τ_0 est le seuil de cisaillement (en kgf/m^2) et s le slump (en cm)

Hu [30] trouve une autre formule avec un coefficient de corrélation de 95%

$$\tau_0 = \frac{\rho}{27}(30 - s) \quad (\text{II.109})$$

où τ_0 est le seuil de cisaillement (en Pa), s le slump (en cm) et ρ la densité du béton (en kg/m^3).

Cette formule a été améliorée par De Larrard et Ferraris [16] qui proposent la relation suivante, ajustée sur une série de près de 80 essais.

$$\tau_0 = \frac{\rho}{34,7}(30 - s) + 212 \quad (\text{II.110})$$

Les mêmes auteurs [16] ont proposé une modification de l'essai au cône d'Abrams, destinée à permettre une évaluation des deux caractéristiques de Bingham du béton frais. La figure II.39

montre la conception de cet essai. En plus de l'affaissement final, on mesure le temps T que le béton met pour s'affaisser de 10 cm. Les auteurs proposent la formule suivante, permettant d'évaluer la viscosité du béton :

$$\frac{\mu}{\rho T} = \text{Max}[25; 10,8(s - 17,5)] \quad (\text{II.111})$$

où μ est la viscosité plastique du béton (en Pa.s), ρ la densité du béton (en kg/m^3), T le temps d'affaissement partiel (en s), s l'affaissement final (en cm).

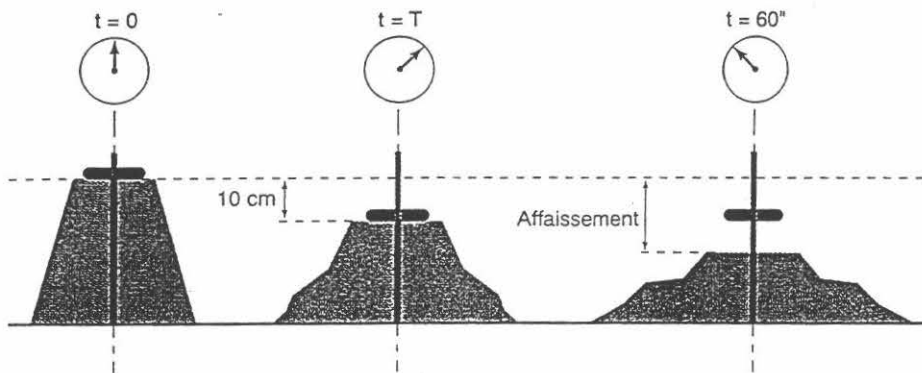


Figure II.39 – Essai au cône d'Abrams modifié [16].

L'essai avec l'appareil V.B. est normalisé par l'ACI Standard 211.3-75. Le schéma de l'appareil est présenté sur la figure II.40. Un cône est placé dans un cylindre. On démoule le cône rempli de béton et on place un couvercle de diamètre légèrement inférieur à celui du cylindre contenant le béton. On applique une vibration de fréquence 50 Hz et d'accélération maximale égale à 3 à 4 fois celle de la pesanteur. On mesure alors le temps nécessaire pour que le béton prenne la forme du cylindre. Cet appareil convient particulièrement aux bétons secs.

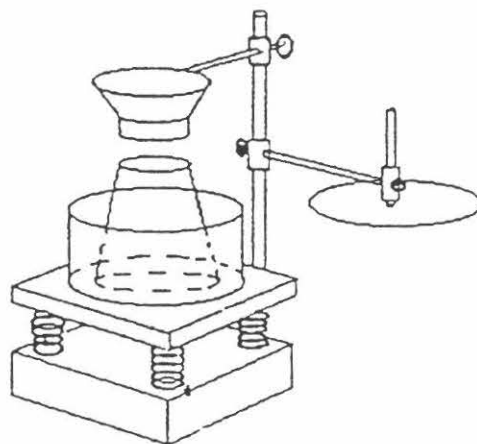


Figure II.40 – Appareil V.B.

L'essai de la table à secousses est normalisé dans la norme allemande DIN 1048 TOME I. Une table de 700 mm de côté, composée d'une plaque en bois recouverte par une autre plaque en acier, dont la masse totale est de 16 kg, s'articule le long d'un côté asur une autre table de même dimension, servant de socle. Tout en basculant autour du côté articulé, la table supérieure peut être soulevée d'au maximum 40 mm et frappe le socle quand elle est lâchée. Un cône de 200 mm de hauteur, 200 mm de diamètre inférieur et 130 mm de diamètre supérieur est mis au milieu de la table, rempli de béton puis retiré. Après 15 secondes d'attente, la table est soulevée, puis lâchée 15 fois en 15 secondes. Les étalements maximaux parallèles aux deux côtés de la table sont ensuite mesurés. La valeur moyenne de ces deux essais est considérée comme caractéristique du béton.

L'essai au maniabilimètre est normalisé dans la norme NFP 18-452. La figure ci-dessous montre l'appareil utilisé.

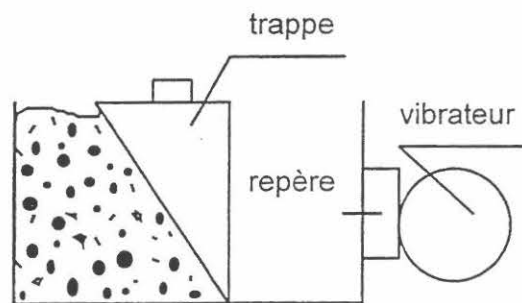


Figure II.41 – Maniabilimètre L.C.L.

L'enlèvement de la trappe met automatiquement en route le vibreur. Le béton s'écoule sous l'effet de la vibration et on mesure le temps nécessaire pour que le béton atteigne un repère tracé sur la paroi, du côté du vibreur. Comme dans le cas précédent, il s'agit d'un essai dynamique. La taille importante (30 l de béton) de l'appareil garantit une excellente répétabilité pour les bétons secs.

Viscosimètres à cylindre coaxiaux

Le principe du viscosimètre à cylindres coaxiaux est de forcer le fluide à s'écouler dans l'espace annulaire compris entre deux cylindres coaxiaux dont l'un tourne, et l'autre est fixe.

La figure II.42 schématise un viscosimètre à cylindres coaxiaux.

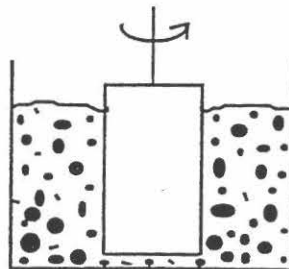


Figure II.42 – Rhéomètre aux cylindres coaxiaux.

La contrainte de cisaillement tangente à une surface du rayon r dans l'échantillon peut être calculée par:

$$\tau = \frac{\Gamma}{2\pi hr^2} \quad (\text{II.112})$$

où τ est la contrainte de cisaillement (en Pa), Γ le couple entraînant la rotation du cylindre (en N.m), h la hauteur de l'échantillon du béton (en m), r le rayon courant (en m).

Théoriquement, pour un échantillon de matériau binghamien, et pour un couple donné, il existe un rayon critique r_c au-dessus duquel le matériau cesse de s'écouler: on parle d'écoulement piston ("plug flow" en anglais). La formule suivante exprime ce rayon :

$$r_c = \sqrt{\frac{\Gamma}{2\pi h \tau_0}} \quad (\text{II.113})$$

où τ_0 est la contrainte de cisaillement (en Pa).

Si la distance entre les deux cylindres est suffisamment petite pour que $\frac{R_2}{R_1} \approx 1$,

où R_2 le rayon du cylindre extérieur (en m), R_1 le rayon du cylindre intérieur (en m),

on peut considérer approximativement que la contrainte et le gradient de vitesse sont homogènes dans tout le corps de l'échantillon. Il n'y a pas alors d'écoulement piston. En même temps, pour éviter l'effet de paroi, on est obligé de satisfaire à la condition suivante:

$$e = R_2 - R_1 \geq kD_{max} \quad (\text{II.114})$$

où e est la distance entre les cylindre (en m), R_2 le rayon du cylindre extérieur (en m), R_1 le rayon du cylindre intérieur (en m), le k coefficient compris entre 5 et 10 selon les auteurs, D_{max} la taille de plus gros granulat (en m).

Il est très difficile de satisfaire en même temps les équations (II.113) et (II.114). BANFILL [5] propose la condition suivante sur la valeur du rapport des rayons de deux cylindres:

$$\frac{R_2}{R_1} \leq 1.2 \quad (\text{II.115})$$

Si on suppose que la taille de plus gros granulat est de 20 mm, les dimensions de notre appareil seront les suivantes: $R_1 = 40$ cm., $R_2 = 50$ cm. Cela signifie un échantillon de 65 kg (pour une hauteur minimale de 10 cm) et ce que rend cet appareil très difficile à utiliser. L'un des appareils le plus connu de ce type est le "Viscosimètre BML" de WALLEVIK et GJØRV [30]. Mais cet appareil ne satisfait pas la condition relative à l'entrefer, qui est trop étroit pour des gravillons de 20-25 mm. Par contre, le rhéomètre CEMAGREF-IMG développé par COUSSOT [14] satisfait à toutes les exigences classiques des viscosimètres à cylindres coaxiaux. Son seul inconvénient est de nécessiter un échantillon de 500 l.

Viscosimètre type malaxeur

TATTERSALL [57] a trouvé que on peut considéré le béton comme un fluide de Bingham. Avec son appareil "Two-point test"(cf. figure II.43) il a montré qu'il existe une corrélation entre le couple mesuré et la vitesse imposée :

$$\Gamma = g + h\Omega \quad (\text{II. 116})$$

où Γ est le couple mesuré (en N.m), Ω la vitesse imposée (en tours/s), g , h les constante de l'appareil.

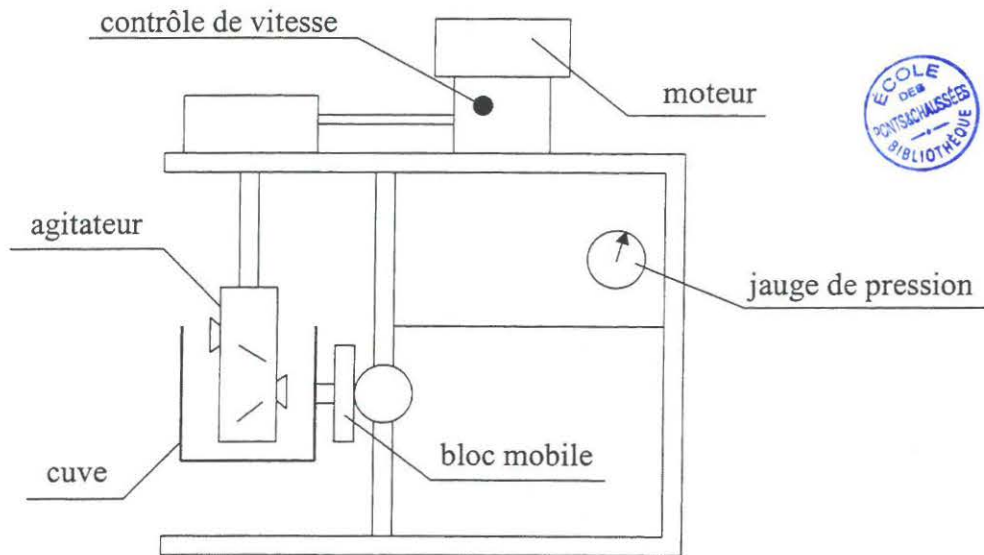


Figure II.43 – L'appareil "Two-point test".

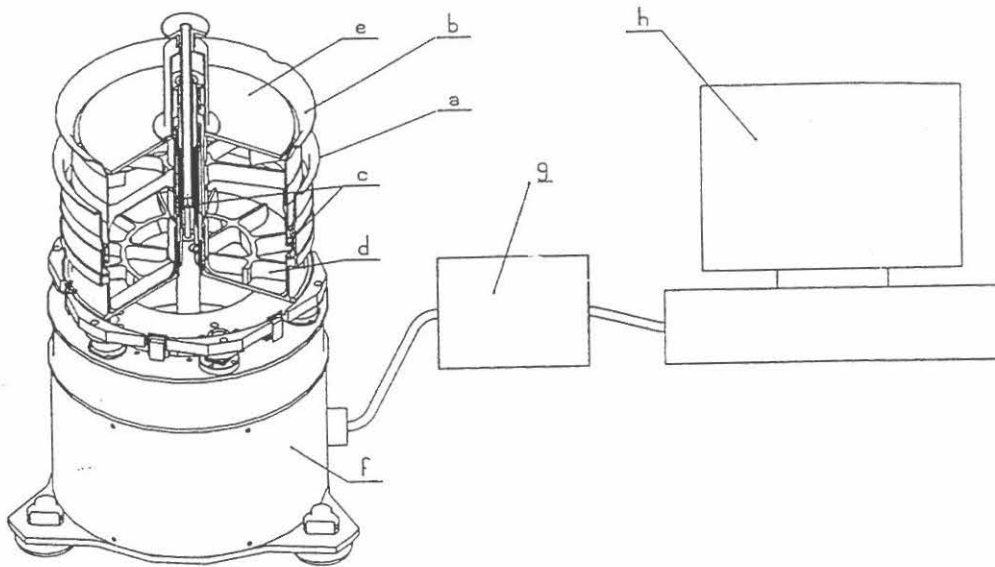
En calibrant son appareil avec des fluides newtonniens et non-newtonniens connus, l'auteur détermine une relation entre les constantes de l'appareil et les propriétés rhéologiques du béton: le seuil de cisaillement et la viscosité plastique. Cependant, HU [28] a montré qu'on ne peut pas exclure que l'écoulement piston ait lieu dans certaine partie de l'échantillon pour certain état de cisaillement. Cela provoque donc une grande difficulté pour bien définir les propriétés rhéologiques du matériaux.

BEAUPRE [7] a caractérisé des bétons projetés dont la consistance variaient de ferme à très ferme avec une version automatisé de cet appareil. L'auteur trouve que les deux constantes de l'appareil décrivent bien le comportement de ces bétons. Il trouve également une bonne corrélation entre l'adhérence du béton projeté avec le support et le paramètre g .

Rhéomètre BTRHEOM

Un autre appareil, utilisant le principe plan-plan, a été développé par HU et al. [17, 18, 28, 30] : la BTRHEOM. Le schéma et la photo de cet appareil sont présentes sur les figures II.44 et II.45 respectivement. Dans ce rhéomètre, l'échantillon du béton est cisailé entre deux plans horizontaux. Cette conception permet d'éviter l'effet de l'écoulement piston. La dimension

minimale de l'échantillon de 10 cm est suffisante pour éviter l'effet de paroi. Le volume de l'échantillon est d'environ 7 litres (soit 15 kg) ce qui rend l'appareil très facile à déplacer.



où a - récipient; b - pièce tournante; c - système de joints de feutre; d - pales de blocage; e - disque solidaire d'un axe, capable de mesurer la hauteur de l'échantillon; f - corps de l'appareil; g - boîte d'alimentation; h - micro-ordinateur.

Figure II.44 – Schéma du rhéomètre à béton BTRHEOM.

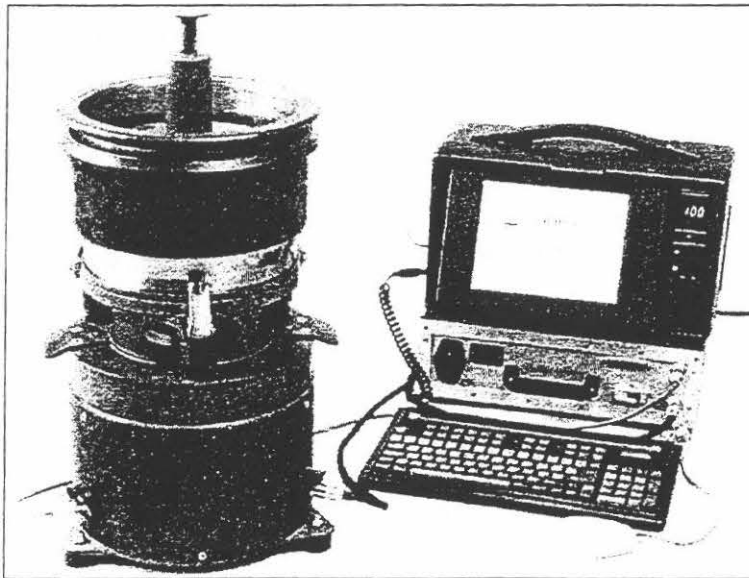


Figure II.45 – Rhéomètre à béton BTRHEOM.

On peut travailler soit en vitesse de rotation imposée, soit en couple imposé. Les caractéristiques rhéologiques du béton peuvent être calculées avec les formules suivantes :

$$\tau_0 = \frac{3\Gamma_0}{2\pi(R_2^3 - R_1^3)} \quad (\text{II.117})$$

$$\mu = \frac{2h \frac{\partial \Gamma}{\partial \Omega}}{\pi(R_2^4 - R_1^4)}$$

où τ_0 est le seuil de cisaillement (en Pa), μ la viscosité plastique (en Pa.s), Γ_0 le couple initial extrapolé (en N.m), Ω la vitesse angulaire de la surface supérieur de l'échantillon (en tour/s), R_2 le rayon du cylindre extérieur (en m), R_1 le rayon du cylindre intérieur (en m), h la hauteur de l'échantillon (en m).

Un point délicat de cet appareil est son système de joints, qui nécessite un certain savoir faire pour être mis en place correctement [18]. Piloté entièrement par ordinateur, le BTRHEOM permet de mesurer le seuil et la viscosité avec ou sans vibration et de suivre l'évolution des caractéristiques rhéologiques du béton dans le temps.

A l'occasion du pompage d'un béton à haute performances sur le chantier de CIVAUD, HU [30] a obtenu une bonne corrélation entre la viscosité plastique mesurée au rhéomètre BTRHEOM, et la résistance au pompage, définie comme le rapport entre la pression de pompage et le débit du pompage.

Les essais que nous avons présentés permettent de caractériser les propriétés rhéologiques du béton à la pression atmosphérique. Lors du pompage, le béton se trouve sous une pression qui peut atteindre 200 bars pour des pompages exceptionnels et qui est de l'ordre de 30 – 50 bars pour des pompages courants. Il est donc important de connaître l'influence de la pression sur les propriétés rhéologiques. Malheureusement, le nombre d'études dans ce domaine est très limité. TANGTERMSIRIKUL [55] a montré que la pression augmente le seuil et la viscosité du béton. Très récemment, HU [29] a réalisé une étude sur l'influence de la pression sur les propriétés rhéologiques du mortier. Dans cette étude un malaxeur instrumenté a été placé dans un caisson soumis à une pression de 0 à 100 bars. En supposant, que la puissance dissipée par le malaxeur est proportionnelle à la viscosité plastique du béton, l'auteur trouve les résultats suivants:

- La majorité de l'effet est atteint à faible pression (quelques bars). Les pression plus élevées n'ont pas davantage d'influence;
- seul l'effet de l'air est important dans un milieu non-confiné. La compression du volume d'air (2 % environ) semble augmenter la viscosité du mortier de 20 % à température constante;
- la température a une influence importante: pour les mortiers testés, une augmentation de température de 12 °C environ ayant annulé l'effet de l'air.

Les conclusions de HU [29] rejoignent les résultats de BLESCHIK [9] et de TANGTERMSIRIKUL [55]. Il s'agit d'une recherche concernant la teneur en air du béton sous différentes pressions. Cette recherche montre que à partir d'une pression de 8 bars

environ, l'air est complètement écrasé dans le béton et l'augmentation de pression au delà de cette valeur ne modifie plus le comportement du béton.

Ces résultats offrent une possibilité d'effectuer des essais rhéologiques sous faible pression (environ 5 bars), car ces essais seront représentatifs du comportement des bétons sous des pressions beaucoup plus élevées.

II.5 CONCLUSION ET BUTS DE LA THESE

La technique du pompage du béton est fréquemment utilisée sur des chantiers. Néanmoins il reste toujours un certain nombre de problèmes non résolus. Parmi eux, on distingue principalement deux :

- les problèmes relatifs à la formation des bouchons (pompabilité) ;
- les prévisions des paramètres de pompage pour des bétons pompables.

Les règles actuelles de formulation des bétons pompables sont essentiellement qualitatives, et les essais en vraie grandeur sont toujours nécessaires pour s'assurer de la pompabilité d'une composition donnée dans une installation donnée. Dans le paragraphe II.3.3, nous avons présenté les essais existants pour estimer la pompabilité des bétons. Tous ces essais peuvent être divisés en deux catégories. Les essais de la première catégorie permettent de mesurer la capacité du béton à rester homogène sous différentes sollicitations (vibration, gradient de pression). La deuxième catégorie estime sa capacité à se déformer pour passer dans des coudes et des réductions. L'expérience montre que le premier problème est beaucoup plus important. Une réduction ou un coude qui génère des blocages peut être remplacé par un autre, moins sévère, qui posera moins de problèmes. Les phénomènes d'hétérogénéité qui apparaissent dans le béton en cours de pompage ont par contre des conséquences beaucoup plus graves. Les essais de BROWNE [11] et CHALIMO [12] semblent être bien adaptés pour tester la pompabilité des bétons. Les résultats de ces deux tests sont complémentaires. En effet, l'essai de BROWNE [11] permet d'estimer l'aptitude du béton à rester homogène sous l'effet d'un gradient de pression et l'essai de CHALIMO [12] mesure sa capacité à supporter les sollicitations dynamiques. Malheureusement, l'utilisation de ces appareils est difficilement envisageable à l'extérieur du laboratoire.

Les méthodes existantes de prévision des paramètres de pompage ne permettent pas de prendre en compte la diversité des bétons modernes (bétons à hautes performances, bétons autoplaçants, etc.). Il semble que pour prédire la relation débit/pression, il faut connaître la loi d'interface acier-béton et les propriétés rhéologiques du béton: le seuil de cisaillement τ_0 et la viscosité plastique μ . Les propriétés rhéologiques du bétons peuvent être mesurées avec le rhéomètre à béton BTRHEOM. La caractérisation de l'interface pose davantage de problèmes. Dans le paragraphe II.4.4, nous avons présenté les essais développés par différents auteurs pour mesurer le frottement entre le béton et la paroi métallique. Parmi ces essais, on peut distinguer deux conceptions. Le premier type d'appareil reproduit les conditions de pompage (MORINAGA [36], BEST [8]), c'est à dire qu'on fait passer le béton dans un tuyau circulaire. Dans le deuxième type d'appareil (tribomètres à mouvement rectiligne) on fait frotter un échantillon de béton mis sous pression contre une plaque métallique en déplaçant soit la plaque, soit l'échantillon (BLESHIK [9], DJELAL [20], WATANABE [62]). Le premier type d'appareils, en particulier celui de MORINAGA [36], semble être la solution idéale pour décrire les propriétés de l'interface acier-béton en cours de pompage. Malheureusement, il est impossible de rendre portable les appareils de ce type et leur utilisation reste donc assez limitée. Les appareils du deuxième type peuvent théoriquement être utilisés dans des conditions de chantier. Néanmoins, leur conception pose quelques sérieux problèmes:

- le fait de mettre l'échantillon de béton dans un support nécessite des joints d'étanchéité entre le support et la surface de frottement. Ce joint doit être à la fois étanche et frotter très peu. En effet, si le joint frotte trop, la mesure de frottement acier-béton va être perturbée.

Le problème est d'autant plus difficile à résoudre, que le frottement qu'on veut mesurer est assez faible¹.

- le deuxième problème posé par la conception de ces appareils consiste dans le fait qu'il est impossible d'appliquer une vitesse relative de déplacement entre l'acier et le béton suffisamment élevée. Pour des pompages courants, la vitesse de glissement du béton dans la tuyauterie est de l'ordre de 1 m/s. Pour reproduire cette vitesse, il faudrait avoir une plaque métallique de plusieurs mètres de longueur.
- il semble également, que la pression appliquée sur l'échantillon de béton dans ce type d'appareil empêche la création de la couche limite de glissement. En effet, les tests de frottement sous pression montrent la forte dépendance des contraintes de frottement vis-à-vis de la pression, même pour des bétons saturés. Or, les tests "grandeur nature" prouvent le contraire [36,11].

Pour contourner ces problèmes, il faut envisager un appareil basé sur un autre principe.

Il s'avère donc, que nous avons besoin de développer deux nouveaux essais, permettant de caractériser les bétons vis-à-vis de leur pompabilité et de l'interface acier-béton. Ces essais doivent être utilisables dans des conditions de chantier pour pouvoir les mener en parallèle avec les essais de pompage prévus dans le cadre de ce projet.

En se basant sur ces conclusions, on peut définir les principaux objectifs de la thèse:

- analyser les phénomènes physiques de formation des bouchons et en déduire une méthodologie pratique, basée sur un essai simple, permettant de définir la pompabilité d'un béton donné, dans une installation donnée;
- développer un appareil permettant de caractériser l'interface acier-béton et proposer une méthode de calcul de la relation débit/pression;
- valider les modèles proposés par des essais à l'échelle industrielle.

¹ Il s'agit de frottements mesurés sur des bétons saturés [11]. Ce qui est le cas de la majorité des bétons pompés actuellement.

III. DEVELOPPEMENT D'ESSAIS MATERIAU SPECIFIQUES

Dans le paragraphe II.3.3 de la synthèse bibliographique, nous avons présenté les appareils existants destinés à estimer la pompabilité des bétons. Le paragraphe II.4.4 présente les essais qui ont été développés par différents auteurs pour mesurer les propriétés de l'interface acier-béton. Nous avons également présenté les limitations de ces matériels. Avant de se lancer dans des campagnes expérimentales de pompage, il nous fallait donc développer des appareils simples, capables de caractériser le béton vis-à-vis de sa pompabilité et de l'interface acier-béton dans des conditions de chantier. Ce chapitre présente le travail de développement de ces deux appareils.

III.1 AEROMETRE MODIFIE

On peut diviser tous les essais présentés dans le paragraphe II.4.3 en deux catégories. Les essais de la première catégorie permettent de mesurer la capacité du béton à rester homogène sous différentes sollicitations (vibration, gradient de pression). La deuxième catégorie estime sa capacité à se déformer pour passer dans des coudes et des réductions. L'expérience montre que le premier problème est beaucoup plus important. Une réduction ou un coude qui génère des blocages peut être remplacé par un autre, moins sévère, qui posera moins de problèmes. Les phénomènes d'hétérogénéité qui apparaissent dans le béton en cours de pompage ont par contre des conséquences beaucoup plus graves. On a donc décidé de concevoir un essai qui nous permettra d'estimer l'aptitude du béton à rester homogène.

Les essais de BROWNE [11] et CHALIMO [12] semblent être très bien adaptés pour tester la pompabilité des bétons. Les résultats de ces deux tests sont complémentaires. En effet, l'essai de BROWNE [11] permet d'estimer l'aptitude du béton à rester homogène sous l'effet d'un gradient de pression et l'essai de CHALIMO [12] mesure sa capacité à supporter les sollicitations dynamiques. Malheureusement, l'utilisation de ces appareils est difficilement envisageable à l'extérieur du laboratoire. Il fallait donc chercher un essai plus simple, qui traduise la capacité du béton à retenir son eau sous l'effet de la pesanteur. Le phénomène de ressuage est lié à la structure flocculante de la pâte [47]. Lorsqu'on remplit un récipient avec une pâte fraîchement malaxée, les grains de ciment plus denses que l'eau ont tendance à descendre; en fait, n'étant pas libres mais intégrés dans une structure flocculée, ils contribuent au tassement de cette structure, par rupture de certaines liaisons, et réorganisation jusqu'à la création d'un équilibre stable. On distingue deux phases dans le phénomène de ressuage: la première, quand la vitesse de ressuage est constante et la deuxième, quand la vitesse de ressuage diminue progressivement jusqu'à 0 (cf. figure III.1). La capacité totale de ressuage est alors atteinte.

La vitesse de tassement est une fonction de l'aptitude de l'eau à circuler à travers le squelette granulaire, c'est-à-dire une fonction de la perméabilité du mélange. POWERS [47] propose d'utiliser la loi de Darcy pour estimer la vitesse de ressuage de la pâte.

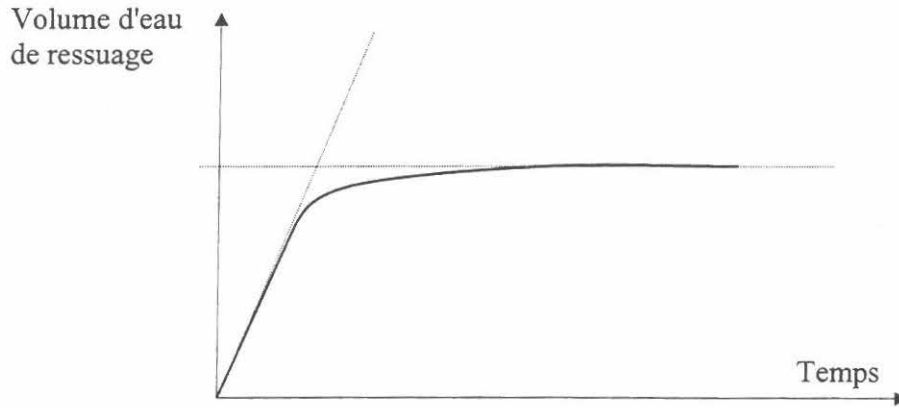


Figure III.1 – Cinétique de ressuage.

$$Q_p = K \frac{\Delta h}{L} \quad (\text{III.1})$$

où K est la perméabilité (en m/s), $\frac{\Delta h}{L}$ le gradient de pression, avec

$$K = \frac{\rho_w g}{k_c \eta s^2 (1-w)} \frac{(\varepsilon - w)^3}{(1-\varepsilon)^2} \quad (\text{III.2})$$

$$\frac{\Delta h}{L} = \left(\frac{\rho_c - \rho_w}{\rho_w} \right) (1 - \varepsilon) \quad (\text{III.3})$$

où ρ_w est la masse volumique de l'eau (en kg/m³), ρ_c celle du ciment (en kg/m³), g l'accélération de la pesanteur (en m/s²), k_c un coefficient empirique qui égal à 5, η la viscosité de la pâte (en Pa.s), s la surface spécifique du ciment (en m²/m³), ε le rapport E/C et w le rapport E/C de la consistance normalisé.

POWERS [47] propose ensuite d'estimer la vitesse de ressuage du béton Q_b par rapport à la vitesse de ressuage de la pâte

$$\frac{Q_p}{Q_b} = \left(\frac{p}{V} \right)^2 (1+M) \frac{(\rho_b - \rho_w)}{(\rho_c - \rho_w)} \frac{1}{\left(1 + M \frac{s_g}{s_c} \right)} \quad (\text{III.4})$$

où p est la teneur en pâte (en m³), V le volume de l'échantillon (en m³), M un coefficient caractéristique du mélange granulaire, s_g et s_c les surfaces spécifiques de granulats et du ciment (en m²/m³), ρ_b , ρ_c et ρ_w les masses volumiques du béton, du ciment et de l'eau (en kg/m³).

$$M = \frac{V_g + V_s}{V_c} \quad (III.5)$$

où V_g , V_s , V_c sont les volumes de gravillon, de sable et de ciment (en m^3).

Plus le béton resseue, moins il est stable. On peut supposer qu'un tel béton restera également moins homogène sous les différentes sollicitations en cours de pompage. On a donc décidé d'utiliser la vitesse de ressuage comme indice de pompabilité.

Il existe un essai normalisé de ressuage couramment utilisé pour les bétons: l'essai ASTM C 232-87 [3]. Toutefois cet essai est particulièrement délicat à réaliser. Chaque fois que l'on veut mesurer le volume d'eau de ressuage, il faut pencher le récipient pendant 5 minutes puis enlever l'eau ainsi accumulée sur un côté, avec une pipette. Cela demande une présence continue à côté de l'appareil pendant une heure. Il est donc lourd à réaliser alors que notre objectif consistait plutôt à développer un essai de ressuage, facilement utilisable sur chantier, afin de prévoir rapidement la pompabilité du béton. Un autre essai de ressuage sur mortier et pâte de ciment est décrit par la norme ASTM C 243-95 [4]. Dans cet essai, l'eau de ressuage est aspiré de la surface du mortier ou de la pâte dans une colonne graduée. Le dispositif d'essai présenté dans la norme semble cependant assez fragile.

Un essai de ressuage très simple et pratique est proposé par la norme suédoise B5 6.33 [40]. Le principe de l'essai est présenté sur la figure ci-dessous :

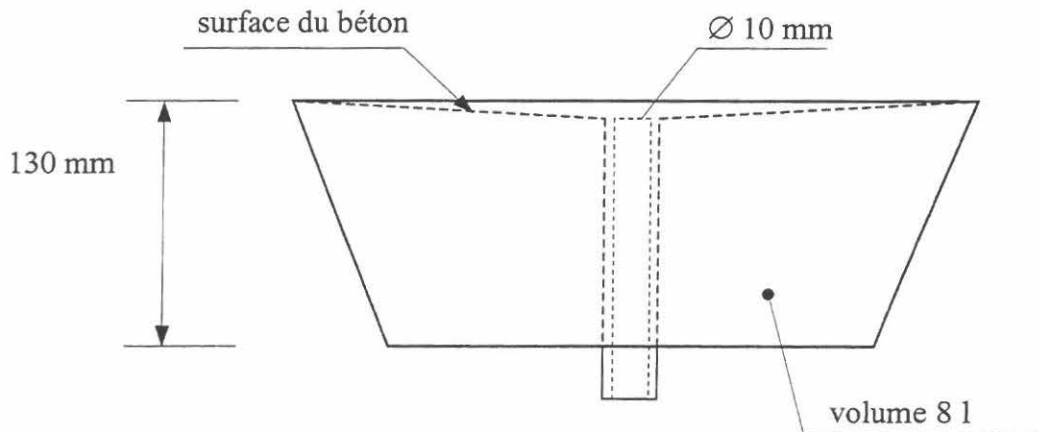


Figure III.2 – Appareil pour la mesure du ressuage du béton [40].

La surface du béton forme une pente qui permet à l'eau de ressuage de s'écouler dans un tube placé au milieu. On récupère donc l'eau de ressuage en dessous du récipient. Cependant, il est évident que cet essai ne convient pas aux bétons fluides.

SAWAIDE [51] propose le montage présenté sur la figure III.3 dans lequel du tétrachlorure de carbone de densité 1,6 force l'eau de ressuage à surnager dans la colonne de mesure, qui possède une petite section pour améliorer la précision des lectures. Cet appareil permet de faire des mesures en continu sans manipulation ; toutefois il présente deux inconvénients :

- le tétrachlorure de carbone est un liquide très nocif ;
- l'appareil utilisé n'est pas standardisé.

Pour pallier ces problèmes, nous avons décidé :

- d'utiliser du perchloréthylène à la place tétrachlorure de carbone. Ce liquide est beaucoup moins nocif, tout en conservant une densité suffisante de 1,59;
- d'utiliser l'aéromètre volumétrique à béton (NF P 18-353). Cet appareil est couramment utilisé sur les chantiers pour mesurer la teneur en air occlus du béton. Le volume du béton dans cet appareil est de 5l. La seule modification que nécessite cet appareil consiste à enlever le tube métallique qui se trouve à l'intérieur de la colonne de mesure. Ce tube permet d'évacuer l'air dans l'essai classique. Dans notre cas, il est gênant, car il peut cacher un certain volume d'eau de ressuage (cf. figure III.4).

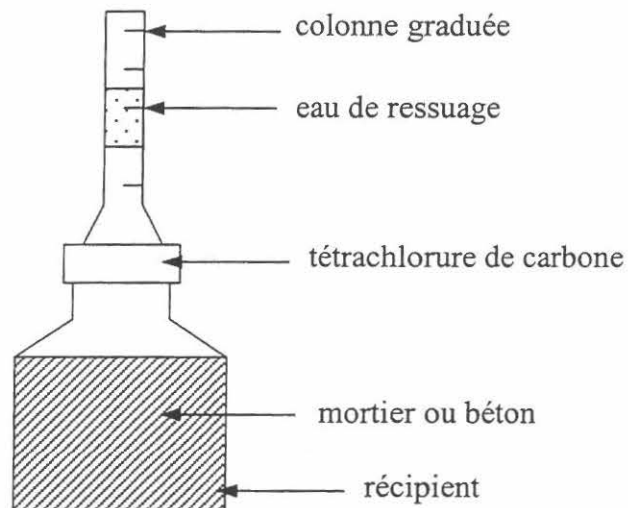


Figure III.3 – Schéma de l'appareil de SAWAIDE [51]

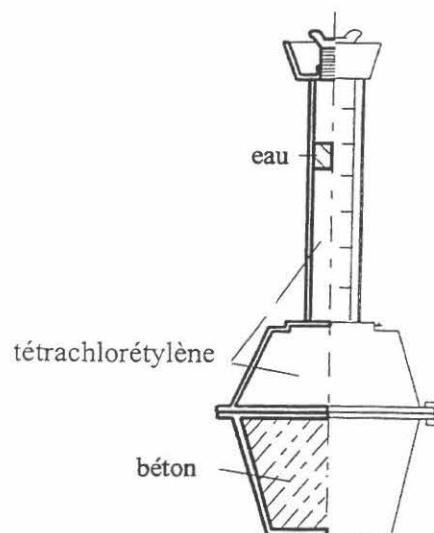


Figure III.4 – Schéma de l'aéromètre modifié.

Nous avons ensuite établi le mode opératoire suivant :

- humidifier les parois de l'appareil;
- peser le moule vide;
- remplir le moule en deux couches, en piquant chaque couche 25 fois;
- talocher la surface du béton;
- nettoyer les bords;
- peser le moule plein de béton;
- mettre en place la partie supérieure de l'appareil et serrer les vis;
- remplir l'appareil avec du tétrachloréthylène jusqu'au niveau « zéro »;
- fermer toutes les vannes;
- noter le niveau total et le niveau d'eau surnageant le tétrachloréthylène à: 3, 5, 10, 15, 30 et 60 min.;
- ouvrir les vannes et vider le tétrachloréthylène sur le plateau;
- verser le tétrachloréthylène dans un récipient en le filtrant avec du papier filtre pour réutilisation ultérieure ;
- vider et nettoyer l'appareil.

La première partie de la courbe de ressuaage obtenu est toujours linéaire (cf. figure III.5). On peut donc par exemple définir la vitesse de ressuaage par :

$$q = \frac{V_{15}}{t * S} \quad (\text{III.6})$$

où q est la vitesse de ressuaage (en cm/s), V_{15} le volume d'eau de ressuaage dans les 15 premières minutes (en cm³), t le temps de mesure (900 s), S la surface de l'échantillon (314 cm²).

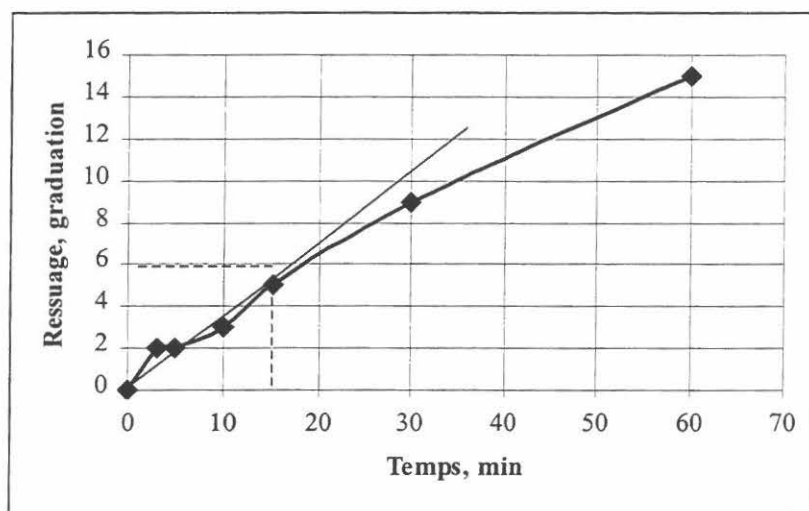


Figure III.5 – Courbe expérimentale de ressuaage.

On ne s'intéresse pas ici au volume total de ressuaage, ceci pour deux raisons :

- l'asymptote n'est atteinte qu'au bout d'un temps de l'ordre de 90 minutes (suivant les bétons). Or cet essai est destiné au chantier. Sa durée doit donc être limitée ;
- pour les pompages courants, le béton ne reste dans la tuyauterie que pendant 2 à 15 minutes; il est donc logique de s'intéresser au ressuaage pendant ce laps de temps.

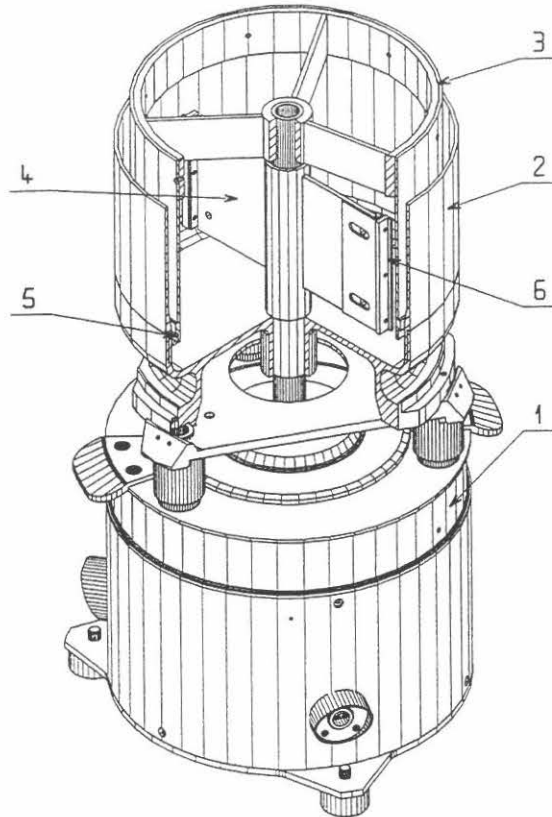
Lors du développement de cet essai, nous n'avons pas estimé sa répétabilité.

III.2 TRIBOMETRES ROTATIFS

Dans le paragraphe II.3.4, nous avons présenté les essais développés par différents auteurs pour mesurer le frottement entre le béton et la paroi métallique. Parmi ces essais, on peut distinguer deux conceptions. Le premier type d'appareil reproduit les conditions de pompage (MORINAGA [36], BEST [8]), en faisant passer le béton dans un tuyau circulaire. Dans le deuxième type d'appareil (tribomètres à mouvement rectiligne), on fait frotter un échantillon de béton mis sous pression contre une plaque métallique en déplaçant soit la plaque, soit l'échantillon (BLESNIK [9], DJELAL [20], WATANABE [62]). Le premier type d'appareils, en particulier celui de MORINAGA [36], semble être la solution idéale pour décrire les propriétés de l'interface acier-béton en cours de pompage. Malheureusement, il est impossible de rendre portable les appareils de ce type et leur utilisation reste donc assez limitée. Les appareils du deuxième type peuvent théoriquement être utilisés dans des conditions de chantier. Néanmoins, leur conception pose de sérieux problèmes que nous avons évoqués dans la conclusion de la recherche bibliographique. Pour contourner ces problèmes, nous avons envisagé un appareil basé sur un autre principe – le tribomètre à mouvement rotatif. Dans les paragraphes suivants on présente les différentes étapes de mis au point de cet appareil.

III.2.1 Première version

Le fait que les contraintes de frottement semblent être indépendantes de la pression permet de travailler à la pression atmosphérique. La meilleure solution pour appliquer des vitesses relatives de glissement suffisamment élevées consiste à faire tourner une pièce métallique autour d'un échantillon de béton immobile. On a donc construit l'appareil présenté sur la figure III.6. Pour cela, nous avons utilisé le bloc moteur ainsi que le système de pilotage et d'acquisition du rhéomètre BTRHEOM. L'essai consiste à mettre un échantillon de béton dans la gamelle et à faire pivoter la pièce tournante autour de l'échantillon de béton à différentes vitesses. On mesure ensuite le couple nécessaire pour maintenir une vitesse donnée pour en déduire les contraintes de frottement. Cette conception permet de résoudre le problème de la vitesse de glissement relative évoqué plus haut. Néanmoins, la nécessité de bloquer le béton à l'intérieur de l'appareil pour éviter un écoulement en bloc ne permet pas d'éviter la présence de joints. Une série d'essais a été effectuée avec cet appareil pendant la première campagne expérimentale sur le circuit-pilote (cf. chapitre IV). On a ensuite essayé de corrélérer les résultats de ces essais avec les pertes de pression enregistrées sur les mêmes bétons dans le circuit de pompage. Malgré une certaine corrélation "qualitative", la dispersion obtenue était trop élevée. Le frottement des joints, qui représentait environ 30 à 40% du couple mesuré, perturbait trop l'essai, même si les frottements parasites étaient retranchés des résultats bruts. Il a donc fallu envisager une autre conception pour minimiser l'utilisation de joints.



1 – bloc moteur du BTRHEOM, 2 – gamelle, 3 – pièce tournante, 4 – pales, 5 – joint horizontal, 6 – joint vertical.

Figure III.6 – Première version du tribomètre rotatif

III.2.2 Deuxième version

Afin d'éviter tout problème de joint, nous avons utilisé le montage présenté sur la figure III.8. L'idée sous-jacente (cf. figure III.7) était que tout créneau de vitesse de la gamelle tournante serait transmis avec une certaine inertie par l'intermédiaire des forces de frottement à l'échantillon de béton supposé glisser en bloc dans la gamelle. En suivant l'évolution de la vitesse de rotation de gamelle en fonction du couple imposé, il est théoriquement possible de remonter à la loi de frottement comme démontré ci-dessous.

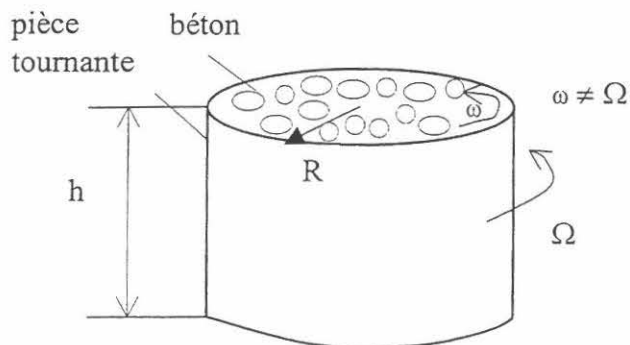
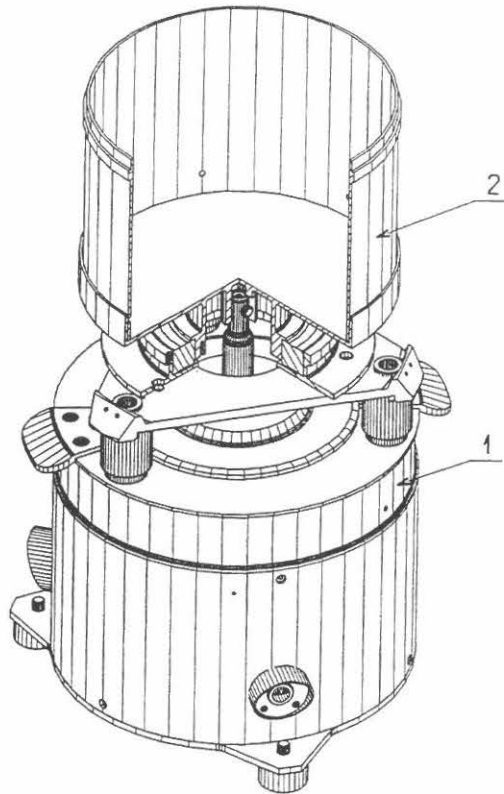


Figure III.7 – Principe de fonctionnement de la deuxième version du tribomètre.



1 – bloc moteur de BTRHEOM, 2 – gamelle tournante, 3 – roulement à billes

Figure III.8 – Deuxième version du tribomètre rotatif.

On peut écrire, en utilisant le principe fondamental de la dynamique :

$$\Gamma = I \frac{d\omega}{dt} \quad (\text{III.7})$$

où Γ est le couple mesuré (en N.m), I le moment d'inertie du béton (en kg.m^4), ω la vitesse de rotation du béton présumé se mouvoir en bloc (en rad/s).

En supposant une loi d'interface de type

$$\tau = \tau_{0i} + \eta V \quad (\text{III.8})$$

où τ est la contrainte de l'interface (en Pa), τ_{0i} le seuil de l'interface (en Pa), η la constante visqueuse de l'interface (en Pa.s/m), V la vitesse relative de glissement (en m/s),

on obtient l'équation suivante pour le couple

$$\Gamma = 2\pi R^2 h \cdot [\pm \tau_{0i} + \eta(\Omega - \omega)R] + \int_0^R 2\pi r^2 [\pm \tau_{0i} + \eta(\Omega - \omega)R] dr \quad (\text{III.9})$$

où R est le rayon de la pièce tournante (en m), h la hauteur de l'échantillon de béton (en m), Ω la vitesse de rotation de la pièce tournante (en rad/s).

Le premier terme de cette équation traduit le frottement sur la paroi verticale, et le deuxième terme, le frottement sur le fond de la pièce tournante. En remplaçant l'équation (III.7) dans l'équation (III.9), on obtient une équation de la forme

$$\Omega = \varphi(\Gamma, \tau_{0i}, \eta) \quad (\text{III.10})$$

Pour déterminer la loi de l'interface il suffit d'appliquer deux échelons de couples et de mesurer l'évolution de la vitesse de rotation qui correspond à chaque couple.¹ On obtient, donc deux équations avec deux inconnues : τ_{0i} , η .

L'avantage incontestable de cette conception est l'absence de joints d'étanchéité. Par contre, les inconvénients en sont les suivants:

- le temps durant lequel le béton glisse sur la paroi est extrêmement faible. Les mesures doivent alors être effectuées à des fréquences supérieures à 10 Hz ;
- il faut procéder à une série d'accélération préliminaires pour former une couche limite de glissement près de la paroi ;
- il est impossible de vérifier si le frottement au fond de la pièce tournante est le même que sur la paroi verticale ;
- les couples mesurés sont à la limite de la sensibilité de l'électronique du BTRHEOM ;
- on utilise le régime transitoire (accélération) pour établir une loi d'interface en régime permanent ;
- on suppose que le béton n'est pas cisailé, ce dont on n'est pas sûr.

Une série d'essai a montré que le moteur BTRHEOM ne permet pas de mettre en œuvre cette conception du tribomètre. En effet, le moteur a une certaine inertie mécanique et électrique. Cette inertie a empêché de mesurer des valeurs synchronisées de couples et de vitesses de rotation dans les régimes transitoires et donc d'établir correctement la relation III.10.

III.2.3 Version définitive

L'analyse des problèmes rencontrés dans les deux précédentes versions a permis de concevoir la version définitive du tribomètre à mouvement rotatif. La gamelle fixe 1 (cf. figure III.9 et III.10) contient 13 litres de béton. Son diamètre est de 350 mm et sa hauteur est de 200 mm. Un tapis en caoutchouc 2 est placé au fond de cette pièce; il permet d'assurer l'étanchéité entre la gamelle fixe 1 et la pièce tournante 3. Le diamètre de la pièce tournante est de 150 mm. La figure III.10 montre l'appareil monté et fixé sur le bloc moteur 4 assurant la rotation de la pièce tournante. Le béton est donc placé dans l'entrefer d'un cylindre immobile et d'un cylindre tournant (cf. figure III.11). Afin d'assurer un bon remplissage, on tape légèrement (environ 5 coups) sur la paroi extérieure de la gamelle fixe.²

¹ On peut également appliquer deux vitesses de rotation différentes et mesurer l'évolution des couples nécessaires pour établir ces vitesses.

² Il est évident que ce mode remplissage convient uniquement aux bétons très plastiques et fluides.



1 – gamelle fixe, 2 – tapis en caoutchouc, 3 – pièce tournante, 4 – bloc moteur
Figure III.9 – Tribomètre à cylindres coaxiaux démonté.



Figure III.10 – Tribomètre à cylindres coaxiaux vide.



Figure III.11 – Tribomètre à cylindres coaxiaux rempli de béton.

La rotation de la pièce tournante provoque la formation d'une couche limite de coulis à l'interface acier-béton qui permet un glissement entre la pièce en mouvement et l'échantillon de béton. On mesure alors le couple nécessaire pour maintenir différentes vitesses imposées dans une plage entre 0,2 et 1,6 tours/s. Nous imposons 5 vitesses différentes dans cet intervalle. Chaque valeur de la vitesse et du couple, étant calculée comme moyenne de 20 mesures (chaque mesure de couple étant déjà la moyenne de 30 mesures). Notons que le béton reste immobile tant que la contrainte de l'interface ne dépasse pas son propre seuil de cisaillement. Il s'agit finalement d'une géométrie classique - celle du viscosimètre à cylindres coaxiaux- mais utilisée de manière nouvelle (cylindre lisse pour limiter le cisaillement du béton dans la masse). Pour cette raison nous avons appelé la version définitive – tribomètre à cylindres coaxiaux. Les résultats bruts de l'essai se présentent sous la forme d'un diagramme couple vs. vitesse de rotation (cf. figure III.12).

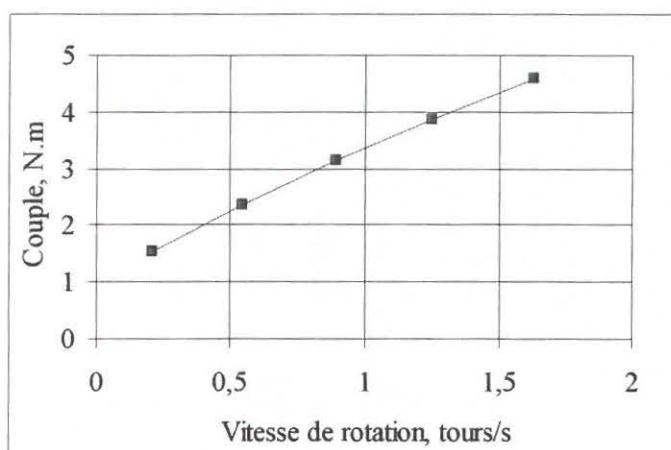


Figure III.12 – Essai au tribomètre à cylindres coaxiaux: diagramme couple vs. vitesse de rotation .

Dans la conception de cet appareil, nous n'avons pas pu éviter l'utilisation de joints. Le couple enregistré par l'appareil a donc deux composantes : le couple engendré par le frottement entre le béton et la pièce tournante (frottement utile) et le couple provoqué par le frottement entre la pièce tournante et le tapis en caoutchouc (frottement parasite). Contrairement à la première version du tribomètre, le frottement dû au joint ne dépasse pas 10 % du frottement utile. La valeur courante de frottement dû au joint est de l'ordre de 0,3 N.m. Lors du réglage de la position de la pièce tournante sur son axe, il faut s'assurer qu'elle ne pénètre dans le tapis que de 1 mm, car cette profondeur est suffisante pour assurer l'étanchéité et ne génère pas trop de frottements. Les deux trous dans la partie supérieure de la pièce tournante (cf. figure III.10) permettent de verser une petite quantité d'eau (30 – 50 ml) à l'intérieur. L'eau diminue le frottement¹ et permet de vérifier l'étanchéité de contact entre la pièce tournante et le tapis en caoutchouc lors des essais préliminaires de frottement de joint. Le couple dû au frottement de joint est ensuite retranché du couple total mesuré.

Lors des essais, on trouve deux cas de figure. Dans le premier cas, l'échantillon de béton reste immobile pendant l'essai et le cisaillement se localise uniquement dans la couche de l'interface acier-béton. Autrement dit, la pièce tournante glisse par rapport au béton qui reste immobile. On constate que l'on obtient une relation de la forme:

$$\Gamma_{tot} = \Gamma_0 + k\Omega_g \quad (III.11)$$

où Γ_{tot} est le couple total appliqué sur le cylindre tournant mesuré (en N.m), Γ_0 le couple à l'origine (en N.m), k le coefficient de régression linéaire (en N.m.s/rad), et Ω_g la vitesse angulaire relative de glissement (en rad/s), égale, dans ce cas, à la vitesse de rotation de la pièce tournante.

La prise en compte de la géométrie de l'appareil suffit alors pour déterminer les paramètres de la loi d'interface

$$\tau_{0i}^t = \frac{\Gamma_0}{2\pi R^2 h} \quad (III.12)$$

où τ_{0i}^t est le seuil de l'interface (en Pa), R le rayon de la pièce tournante (en m), h la hauteur de l'échantillon du béton (en m).

$$\eta^t = \frac{k}{2\pi R^3 h} \quad (III.13)$$

où η^t est la constante visqueuse de l'interface (en Pa.s/m).

Dans le deuxième cas, la vitesse de rotation est suffisamment élevée pour que le béton commence à être cisailé. Il existe toujours un glissement, mais le béton a également une certaine vitesse de rotation au voisinage de l'interface; la vitesse de rotation du cylindre intérieur est alors la somme de la vitesse de glissement paroi-béton et de la vitesse du béton au voisinage du cylindre:

$$\Omega_g = \Omega_{tot} - \Omega_{bét} \quad (III.14)$$

¹ Le frottement sans eau est de l'ordre de 0,6 N.m.

où Ω_{tot} est la vitesse angulaire de rotation de la pièce tournante (en rad/s), $\Omega_{bét}$ la vitesse angulaire de rotation du béton au voisinage du cylindre extérieur (en rad/s), Ω_g la vitesse angulaire relative de glissement (en rad/s).

En considérant le béton comme un fluide de Bingham, on obtient l'équation suivante [30]:

$$\Omega_{bét} = \frac{1}{2\mu} \left[\frac{\Gamma_{tot}}{2\pi h R^2} - \tau_0 \left(1 + \ln \frac{\Gamma_{tot}}{2\pi h R^2 \tau_0} \right) \right] \quad (III.15)$$

où $\Omega_{bét}$ est la vitesse de rotation du béton (en rad/s), Γ_{tot} le couple total mesuré (en N.m), τ_0 le seuil de cisaillement du béton (en Pa), μ la viscosité plastique du béton (en Pa.s), R le rayon de la pièce tournante (en m), h la hauteur de la pièce tournante en contact avec le béton (en m).

La connaissance des propriétés rhéologiques du béton, mesurées avec le rhéomètre à béton BTRHEOM [30], permet alors de déduire des équations (III.15) et (III.14), la relation entre Ω_g et Γ_{tot} et donc de retrouver les paramètres de la loi d'interface dans les équations (III.12) et (III.13). Notons que de façon générale, il faut effectuer le calcul suivant le deuxième cas. Si le béton n'est pas cisailé dans l'appareil, l'équation (III.15) n'a pas de sens physique et on trouve une vitesse de rotation négative. Cela prouve qu'on peut directement utiliser les formules (III.12) et (III.13).

Pour évaluer la répétabilité de l'essai au tribomètre à cylindres coaxiaux une série de 10 essais a été effectuée. A chaque fois, nous avons fabriqué 15 l de béton, ce qui correspond au volume de l'appareil. Le tableau III.1 présente la composition du béton utilisé pour les essais de répétabilité. Les caractéristiques des constituants sont données dans l'annexe XI.1

Tableau III.1 – Composition du béton utilisé pour les essais de répétabilité.

Constituants	kg/m ³
Gravillon de Boulonnais 12.5/20	509
Gravillon de Boulonnais 5/12.5	428
Sable de Seine 0/4	806
Ciment 52,5 HP de St Vigor	400
Eau	181,3

L'affaissement du béton au cône d'Abrams était égal à 16 cm à la sortie du malaxeur. Les résultats d'essais sont présentés dans le tableau ci-dessous.

Tableau III.2 – Résultats de l'essai de répétabilité au tribomètre à cylindres coaxiaux

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	moyenne	écart type	coef. de variation
τ_{0i} , Pa	122	141	151	109	140	124	118	103	132	133	127	14,2	0,11
η , Pa.s/m	390	390	364	412	404	357	390	403	364	386	386	17,7	0,05

L'intervalle de confiance pour un seuil de probabilité 95 % est de ± 18 % pour le seuil de l'interface et de ± 7 % pour la constante visqueuse de l'interface. La dispersion sur cette dernière valeur (paramètre essentiel de l'interface¹) est relativement faible. On peut donc juger ce résultat comme assez satisfaisant. La validation complète de l'essai, par rapport au pompage du béton dans un circuit réel, sera apportée dans le chapitre VII.

A ce stade de la recherche, nous disposons donc

- de l'essai à l'aéromètre modifié, censé prédire le risque de formation de bouchons par ségrégation du béton ;
- de l'essai au tribomètre à cylindres coaxiaux, pour la mesure du frottement de l'interface béton/tuyau.

¹ La loi de l'interface a deux paramètres : un terme constant appelé seuil de l'interface et un terme qui varie avec la vitesse et dépend de la constante visqueuse de l'interface (cf. formule III.8). On verra par la suite (paragraphe IV.1) que la part du terme dépendant de la constante visqueuse dans la valeur finale de contrainte de l'interface est de l'ordre de 70 - 90 %, pour les vitesses courantes de pompage.

IV ESSAIS SUR CIRCUIT-PILOTE

IV.1 CONCEPTION ET INSTRUMENTATION DU CIRCUIT

Pour répondre aux objectifs de la thèse, un site expérimental comprenant un circuit de pompage a été conçu et installé à la centrale à béton de Béton de Paris, à Roissy-en-France. Ce chapitre fait le point sur l'organisation et l'instrumentation du site, et présente les deux campagnes expérimentales de pompage.

IV.1.1 Organisation du site

Le premier problème qu'on rencontre quand on veut concevoir un site de pompage est un problème de place (on suppose que le problème de financement a été résolu bien avant !). Il est évident que plus la distance de pompage est importante, plus la pression de pompage est élevée et plus on a de possibilités de voir les problèmes de pompabilité apparaître. Compte tenu de la place disponible à la centrale à béton, nous avons décidé d'installer un circuit avec six sections droites de 23 m. La figure ci-dessous montre le schéma d'implantation du circuit.

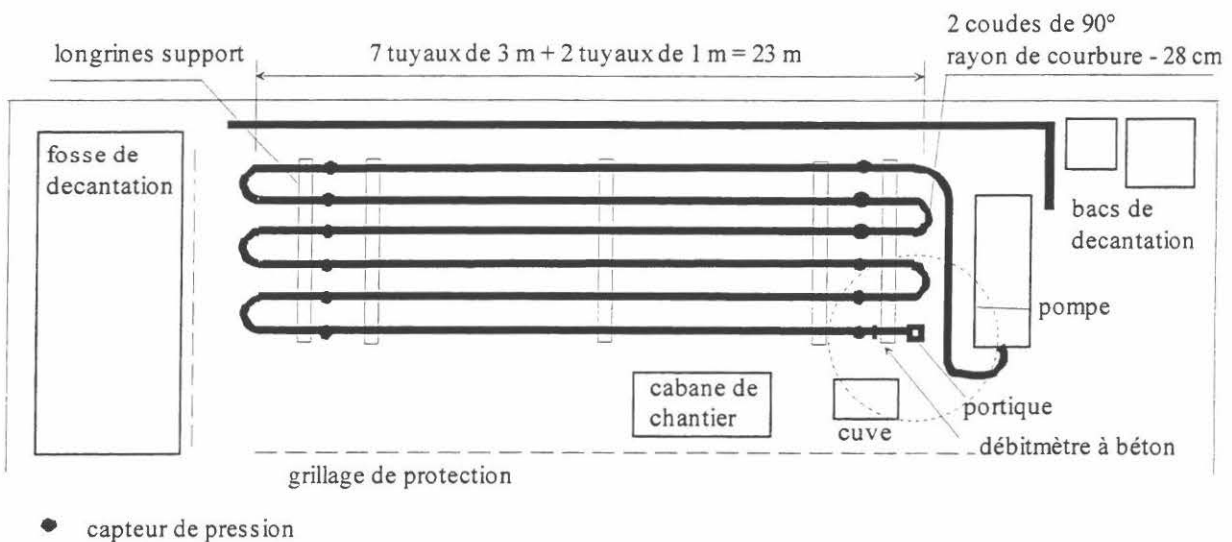


Figure IV.1 – Schéma d'implantation du circuit expérimentale.

Le circuit a été monté avec de la tuyauterie "haute pression" de 125 mm. La longueur totale horizontale du circuit était de 148 m. Les longrines support permettaient de surélever la tuyauterie et de la mettre à niveau. Le circuit se terminait par un portique de 3 m de hauteur et de 2 m de longueur, qui permettait de verser le béton soit dans le camion, soit dans la cuve de récupération, soit dans la trémie de la pompe. La cabane de chantier, installée dans le périmètre du site, abritait le système d'acquisition et les appareils de mesure. Une pompe automotrice BF 1405 de Putzmeister a été utilisée pour la première campagne expérimentale. La deuxième campagne a été effectuée avec une pompe stationnaire de Putzmeister BSA 2100H. Les caractéristiques techniques de ces pompes sont données dans l'annexe XI.3. La

photo ci-dessous montre l'ensemble du circuit monté pour la deuxième campagne expérimentale.



Figure IV.2 – Circuit-pilote (deuxième campagne expérimentale).

Le circuit a été instrumenté avec des capteurs de pression et un débitmètre à béton reliés au système d'acquisition. Le paragraphe suivant présente le travail de mise au point du système d'acquisition.

IV.1.2 Instruments de mesure et système d'acquisition

Pour contrôler les paramètres de pompage, il nous fallait mesurer en temps réel la pression et le débit de pompage. Il n'existe que deux solutions¹ pour mesurer la pression dans un circuit de pompage: des capteurs affleurants ou des jauges de déformation. Comme leur nom l'indique, la surface des capteurs affleure à l'intérieur du tuyau et vient en contact avec le béton en mouvement. La membrane extérieure transmet la pression à un pont d'extensométrie placé à l'intérieur du capteur. Le circuit électronique amplifie le signal qu'on peut ensuite enregistrer. La figure IV.3 montre le principe de montage d'un capteur affleurant.

Les jauges de déformation sont une solution universelle pour tous les problèmes de métrologie. Dans notre cas, on peut coller les jauges sur la paroi extérieure des tuyaux et mesurer les déformations, qui sont proportionnelles à la pression à l'intérieur des tuyaux. En étalonnant les jauges, on peut ensuite déterminer la pression. Les deux solutions présentent des avantages et des inconvénients. La simplicité d'utilisation des capteurs affleurants est leur plus grand avantage. En effet, il suffit de visser les capteurs sur les tuyaux, et on peut commencer à faire des mesures. Les capteurs sont faciles à contrôler et à étalonner. Ils sont également compensés dans notre gamme de température de travail. Par contre, l'usure rapide de la membrane extérieure est leur défaut majeur; elle conduit à une évolution de la sensibilité

¹ Il s'agit des solutions réalisables dans des conditions de chantier

du capteur à la pression. En changeant son épaisseur, la membrane extérieure se déforme différemment sous pression. On est donc obligé de réétalonner le capteur régulièrement.

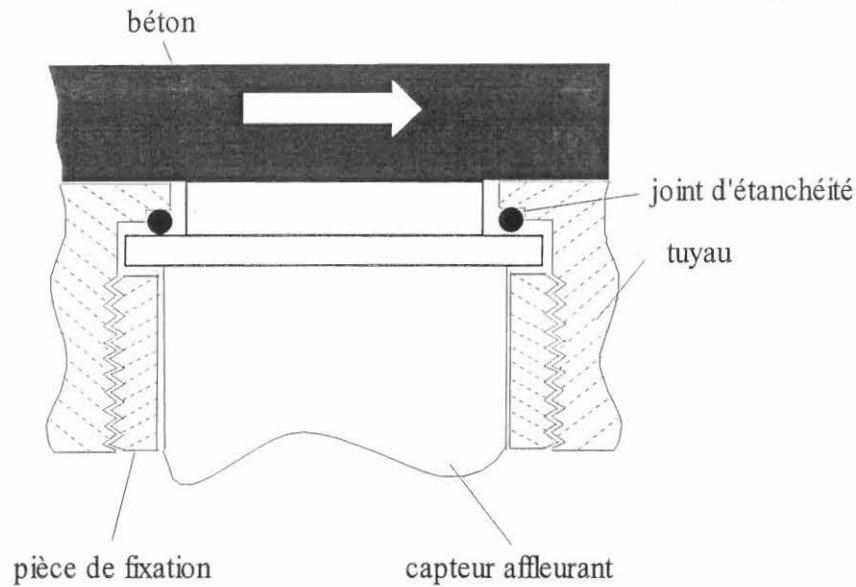


Figure IV.3 – Principe de montage du capteur affleurant.

De plus, cette usure permanente nécessite l'utilisation de membranes assez épaisses, ce qui diminue la sensibilité des capteurs.

Contrairement aux capteurs, les jauges de déformation ne posent pas de problème d'usure, car elles ne sont pas en contact avec le béton. Malheureusement, leur utilisation soulève d'autres problèmes :

- la tuyauterie haute pression a une épaisseur de paroi de 7 mm. La déformation de la paroi extérieure sous la pression de 1 bar est de l'ordre de $3\mu\text{m/m}$. Il faut donc être capable de mesurer une déformation de l'ordre de $1\mu\text{m/m}$ avec une fréquence d'acquisition d'environ 10 Hz dans les conditions de chantier. En plus, pour des raisons de sécurité, on ne peut pas usiner les tuyaux et ensuite coller les jauges dans la section réduite¹ ;
- des efforts normaux ou de flexion apparaissent dans la tuyauterie lors du pompage. Ces efforts provoquent les déformations longitudinales et radiales qu'il faut prendre en compte pour déterminer la pression. Autrement dit, il faut procéder à un étalonnage en pression et en effort normal ;
- l'utilisation des jauges pose nécessairement des problèmes de correction en température. A priori, les jauges de déformation sont compensées pour un support donné (dans notre cas, c'est l'acier ordinaire). En réalité, cette compensation n'est jamais parfaite. Il faut donc intégrer la mesure de température dans la chaîne d'acquisition.

Les capteurs affleurants s'avèrent donc une solution beaucoup plus simple à réaliser. Nous avons procédé à une série de tests préliminaires, en essayant deux types de capteurs affleurants. Les résultats des tests ont été catastrophiques : les capteurs avec une membrane souple n'ont pas supporté le passage du béton. Les 12 capteurs ont été mis hors d'usage au bout de 5 minutes d'essai (membrane perforée ou déformée). Le deuxième type de capteur possédait une membrane rigide. Néanmoins, après un essai de 15 minutes, le "zéro" du

¹ Le principe a été proposé par BROWNE [11].

capteur s'est décalé de 5 bars et son coefficient de linéarité a changé de 20%. Etant donné que deux campagnes expérimentales avaient été prévues pour une durée totale d'environ 30 heures de pompage, nous avons écarté la solution des capteurs affleurants. Il fallait donc revoir notre système d'acquisition pour l'adapter aux mesures de pression avec les jauges de déformation. Avant de passer aux tests grandeur nature, nous avons effectué une série de tests en laboratoire. Au cours de ces tests, nous avons vérifié la possibilité de mesurer la pression à l'intérieur du tuyau de pompage en faisant varier en même temps l'effort normal. Un tuyau de pompage de 1 m de longueur a été instrumenté avec 4 jauges de déformation: deux jauges dans le sens radial et deux jauges dans le sens longitudinal dans la même section (cf. figure IV.4).

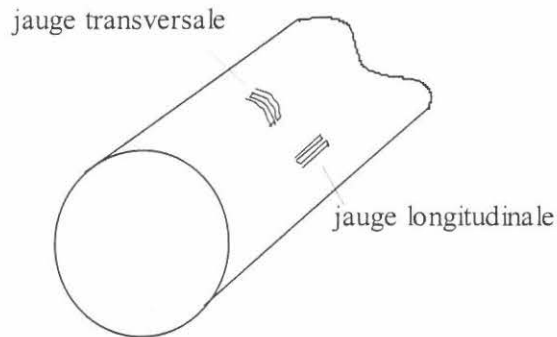


Figure IV.4 – Jauges transversale et longitudinale.

Le tuyau a été fermé de deux côtés et rempli d'huile de circuit hydraulique. Une prise spéciale au milieu de tuyau permettait le branchement d'une pompe hydraulique. L'ensemble a été placé entre les plateaux d'une presse pour pouvoir appliquer un effort normal. Le dispositif d'essai est présenté sur la figure IV.5

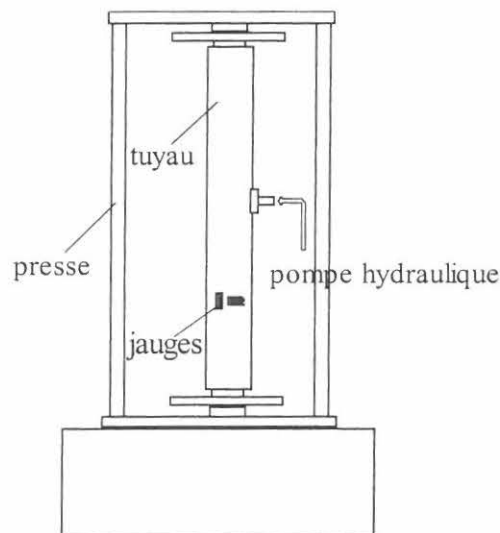


Figure IV.5 – Dispositif d'essai (effort normal et pression interne).

On a également testé la possibilité d'effectuer une correction thermique sur les déformations mesurées. Nous avons placé le même tuyau instrumenté avec les thermocouples

à l'intérieur d'une étuve, en faisant varier la pression et la température au même temps. La figure IV.6 montre le tuyau placé dans l'étuve pour un essai de température.

Les résultats des tests se sont avérés satisfaisants. Dans les conditions de laboratoire, nous avons mesuré la pression avec une erreur moyenne de 0,4 bar. Les deux tests nous ont permis d'établir les fonctions d'étalonnage pour les efforts normaux et la température. Nous étions donc prêt pour effectuer un test de pompage grandeur nature. Le même tuyau instrumenté a été inséré dans la première longueur du circuit de pompage. Les figures IV.7 et IV.8 montrent les efforts normaux et la pression de pompage calculés à partir des déformations enregistrées par les jauges transversales et longitudinales. La courbe rouge sur la figure IV.8 représente la pression de pompage calculée à partir des déformations mesurées uniquement par les jauges transversales.



Figure IV.6 – Dispositif d'essai avec contrôle de la température et de la pression interne.

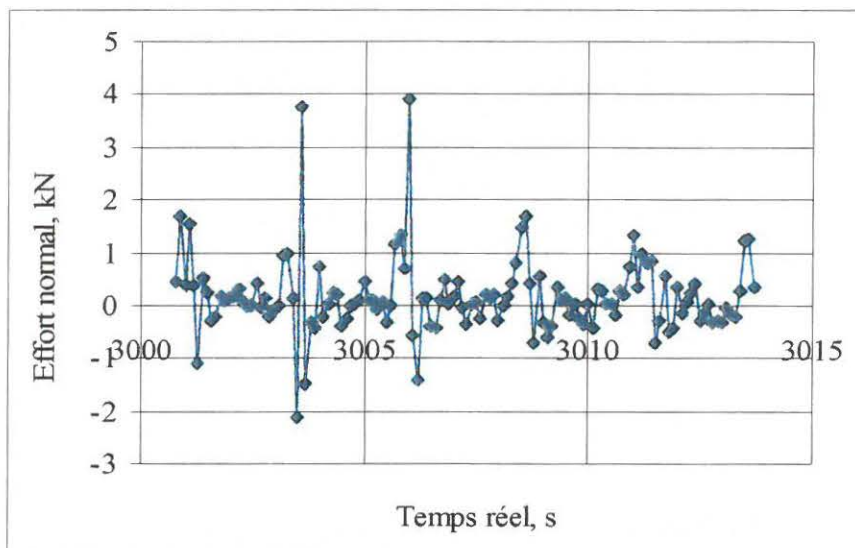


Figure IV.7 – Effort normal en cours de pompage.

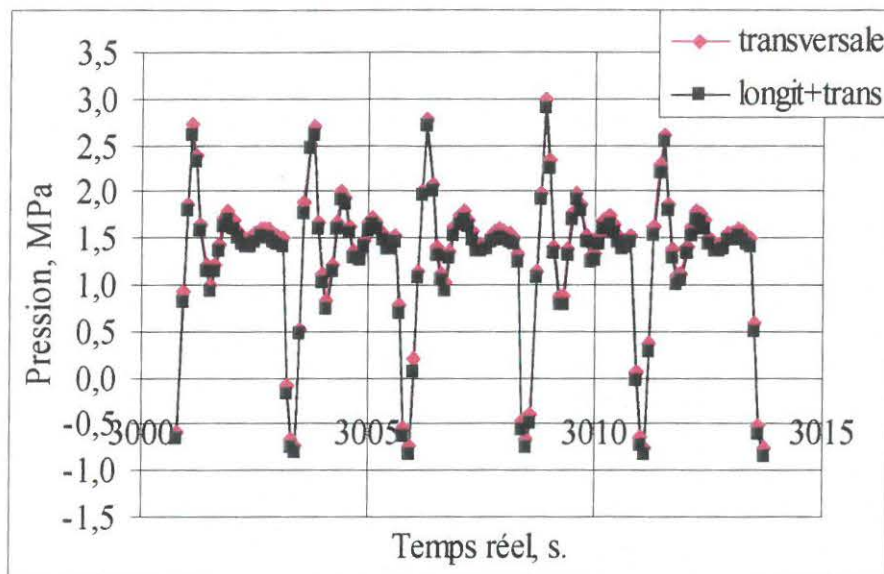


Figure IV.8 – Pression en cours de pompage.

L'analyse de ces graphiques nous permet d'avancer la conclusion suivante: les jauges longitudinales ne sont pas nécessaires pour mesurer la pression. En effet, les efforts normaux en cours de pompage sont très faibles et ne perturbent pas les mesures de déformations radiales. Autrement dit, deux jauges transversales collées à l'opposé¹ dans la même section sont suffisantes pour mesurer la pression en cours de pompage. La figure ci-dessous montre le schéma de montage en demi-pont.²

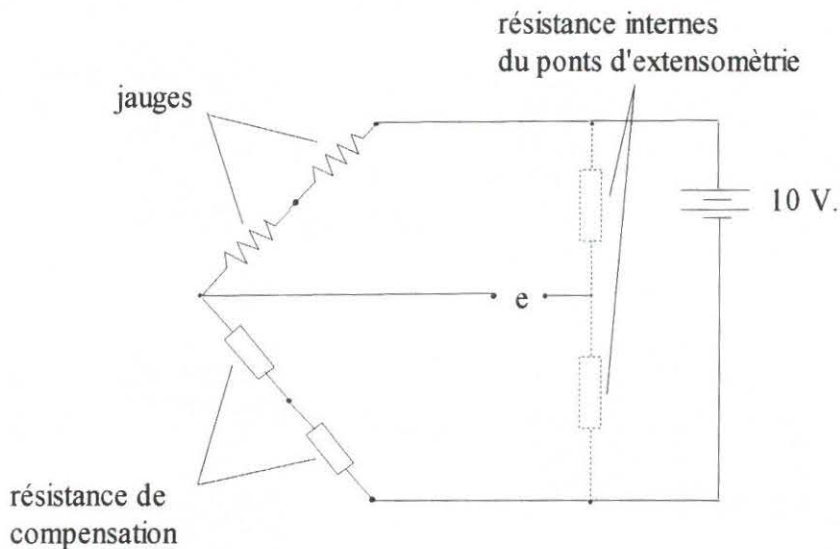


Figure IV.9 – Schéma de branchement des jauges.

¹ Les jauges collées à l'opposé dans la même section permettent d'annuler les déformations de flexion.

² Le montage en pont complet n'est pas intéressant dans notre cas, car les déformations transversales et longitudinales ont le même signe.

Toutes les jauges ont été branchées sur un pont d'extensométrie SEDEM Euro 1000. Les caractéristiques techniques des jauges, des résistances de compensation et du pont d'extensométrie sont données dans l'annexe XI.3. Les jauges collées sur les tuyaux ont été ensuite protégées mécaniquement et thermiquement par une couche d'isolant, deux couches de papier aluminium et deux demi-coques en plastique. Un thermocouple de type T (fil bleu sur les photos) a été placé dans la même section pour pouvoir effectuer les corrections en température. La figure IV.10 montre les différentes étapes de confection. Pour simplifier, on appellera par la suite les points de mesure "capteurs de pression". Le pont d'extensométrie a été relié avec une carte d'acquisition *Computer Boards* DAS 1400. Les thermocouples ont été branchés sur une carte d'acquisition *Keithley* DAS TC/B. Les caractéristiques de ces deux cartes sont présentées dans l'annexe XI.3.

Les mesures de débit ont été effectuées avec un débitmètre électromagnétique MAG – SM série 300 de *Bailey Fischer & Porter* (caractéristiques techniques: cf. annexe XI.3). Comme son nom l'indique, cet appareil utilise un champ électromagnétique pour mesurer le débit. Il mesure la conductivité du béton au repos et prend cette valeur comme "zéro". Quand le béton se met en mouvement, le champ magnétique change. Ce changement est proportionnel à la vitesse moyenne dans la section. La pression maximale que cet appareil peut supporter est de 40 bars. En cas de bouchon dans le portique (derrière le débitmètre), on risque de dépasser cette valeur. Une soupape de sécurité avec les vis fusibles a donc été installée juste devant le débitmètre. La photo du débitmètre branché sur le circuit est présentée sur la figure IV.11. Le débitmètre à béton a été également connecté à la carte d'acquisition DAS 1400.

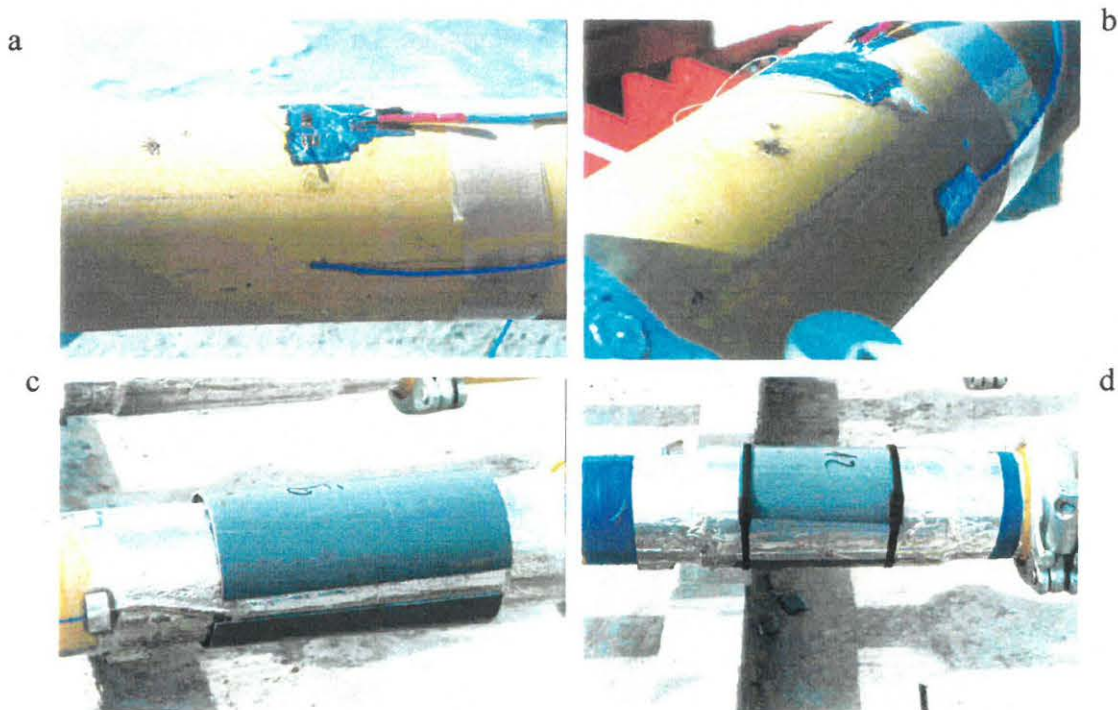


Figure IV.10 – Etapes de confection d'un capteur de pression :

a – collage des jauges et du thermocouple, b – vue finale des jauges et de thermocouple collés sur le tuyau, c – protection mécanique et thermique, d – vue finale du capteur de pression.



Figure IV.11 – Vue du débitmètre à béton branché sur le circuit.

L'ensemble du système a été piloté par le logiciel d'acquisition des données *LABTECH pro*. La figure IV.12 montre l'organigramme du système d'acquisition.

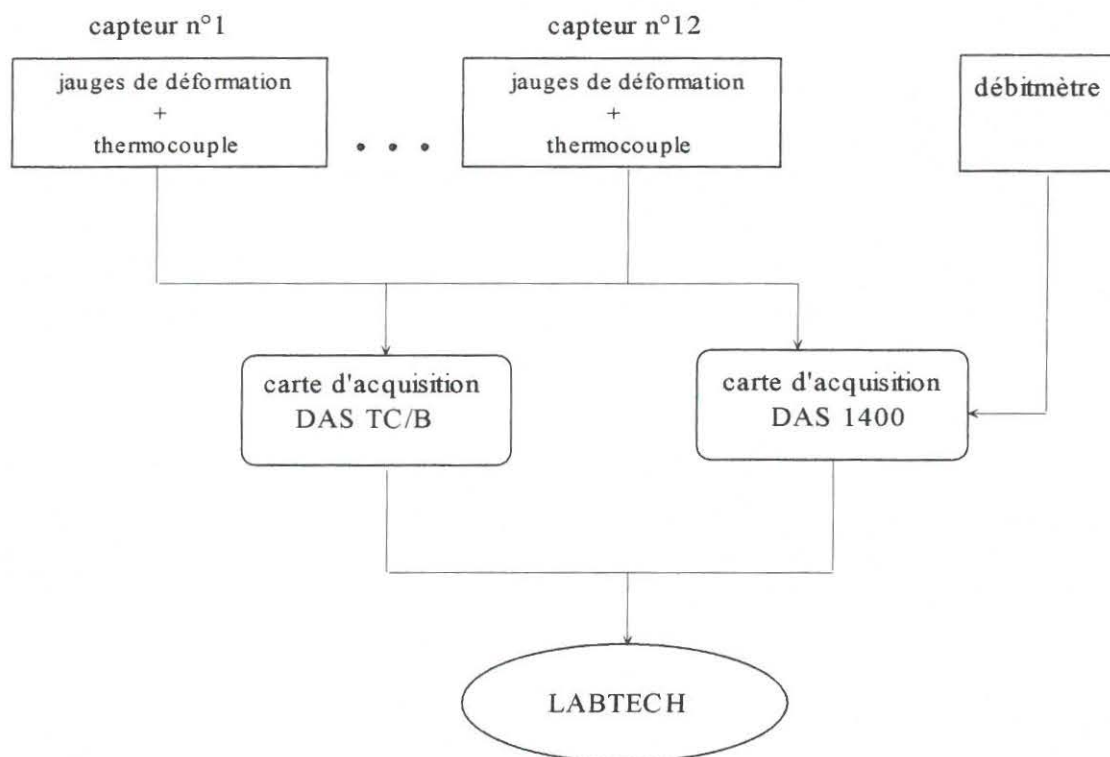


Figure IV.12 – Organigramme du système d'acquisition.

Une question importante se pose vis-à-vis des mesures de pression effectuées avec les jauges de déformations. La contrainte radiale qu'on détermine à partir des déformations radiales enregistrées en cours de pompage n'est pas a priori la même que la contrainte *axiale* utilisée pour déterminer les paramètres de pompage. Il est donc nécessaire de déterminer le rapport entre les deux pour pouvoir utiliser les mesures de pression dans les calculs. Pour un fluide classique, newtonien et incompressible:

$$\bar{\sigma} = -p\bar{l} + 2\mu\bar{D} \quad (IV.1)$$

où $\overline{\sigma}$ est le tenseur des contraintes, \overline{I} le tenseur unitaire, p la pression scalaire (en Pa), μ la viscosité (en Pa.s), \overline{D} la partie symétrique du gradient de vitesse

avec

$$D = \frac{1}{2}(\text{grad}\vec{v} + \text{grad}^T\vec{v}) \quad (\text{IV.2})$$

Comme le fluide est incompressible,

$$\text{div}D = \text{tr}D = 0 \quad (\text{IV.3})$$

Par conséquent, $2\mu D$ est le déviateur \overline{s} de $\overline{\sigma}$, d'où

$$\overline{D} = \frac{1}{2\mu}\overline{s} \quad (\text{IV.4})$$

Pour passer d'un fluide newtonien au fluide à seuil de Bingham, il faut introduire un critère d'écoulement portant sur \overline{s} . On fait l'hypothèse selon laquelle si $D \neq 0$, le matériau s'écoule; on a, alors :

$$\overline{D} = \frac{1}{2\mu}(\overline{s} - \overline{s}_0) \quad (\text{IV.5})$$

où \overline{s}_0 est le déviateur de la forme $\lambda\overline{s}$ ($\lambda > 0$) vérifiant le critère et pour lequel λ est minimal

En utilisant le critère de Von Mises $\tau_0 = \sqrt{\frac{1}{2}\text{Tr} s_0^2}$, on trouve $\lambda = \frac{\tau_0}{\sqrt{\frac{1}{2}\text{Tr} s^2}}$, d'où

$$\overline{D} = \frac{1}{2\mu} \left\langle 1 - \frac{\tau_0}{\sqrt{\frac{1}{2}\text{Tr} s^2}} \right\rangle \overline{s}, \quad \text{avec } \langle x \rangle = \frac{x + |x|}{2} \quad (\text{IV.6})$$

Supposons un écoulement de fluide de Bingham dans une conduite rectiligne de section circulaire de rayon constant et d'axe Oz . Il est logique d'admettre, en prenant en compte les conditions de symétrie, que le vecteur de vitesse a deux composantes:

$$\vec{v} = v_r(r, z)\vec{i} + v_z(r, z)\vec{k} \quad (\text{IV.7})$$

Les conditions aux limites imposent la vitesse $v_r = 0$ sur les parois de la conduite, la condition de symétrie donne $v_r = 0$ sur l'axe. La figure II.13 montre un exemple de champ de vitesse en régime permanent permettant de satisfaire les deux conditions.

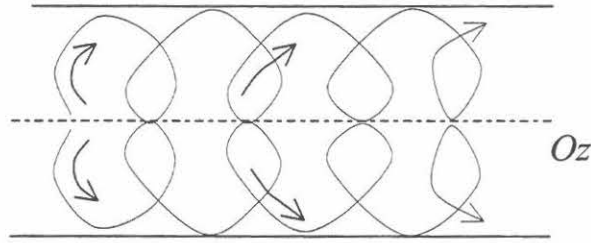


Figure II.13 – Champ de vitesse.

Il est évident, que ce champ de vitesse provoquera des blocages lors d'un écoulement de béton au travers de la tuyauterie. En supposant, que globalement le champ de vitesse est identique dans chaque tranche, on peut admettre que v_r est nulle partout. Il est donc plus réaliste de supposer que le vecteur de vitesse n'a qu'un seul composant

$$\vec{v} = v_z(r, z)\vec{k} \quad (\text{IV.8})$$

Comme le fluide est incompressible

$$\text{div } \vec{v} = \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0 \quad (\text{IV.9})$$

On calcul la partie symétrique du gradient de vitesse

$$\overline{\overline{D}} = \frac{\partial v_r}{\partial r} \vec{i} \otimes \vec{i} + \frac{v_r}{r} \vec{j} \otimes \vec{j} + \frac{\partial v_z}{\partial z} \vec{k} \otimes \vec{k} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r} \right) (\vec{i} \otimes \vec{k} + \vec{k} \otimes \vec{i}) = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_z}{\partial r} \right) (\vec{i} \otimes \vec{k} + \vec{k} \otimes \vec{i}) \quad (\text{IV.10})$$

Cela implique, également, $d_{rr} = d_{zz}^1$ et $s_{rr} = s_{zz}^2$. En analysant l'équation (IV.10), on constate, que si $s_{rr} = s_{zz}$, alors $\sigma_{rr} = \sigma_{zz}$. Autrement dit, la pression radiale est égale à la pression axiale.

IV.1.3 Etalonnage

L'étalonnage en pression est nécessaire pour déterminer la pression de pompage à partir des mesures de déformation. Le mode opératoire d'étalonnage était le suivant:

- branchement du capteur d'étalonnage dans le circuit³;
- fermeture du circuit avec un bouchon avant le débitmètre;
- remplissage du circuit avec de l'eau;

¹ d_{ii} est une composante de $\overline{\overline{D}}$.

² s_{ii} est une composante de $\overline{\overline{s}}$.

³ Les caractéristiques techniques de capteur d'étalonnage sont données dans l'annexe XI.2.

- application de la pression.

L'application de la pression est le moment délicat dans la procédure d'étalonnage. Il est impossible d'appliquer une pression *statique* dans un circuit rempli d'eau avec une pompe à béton. Les pièces d'usure à la sortie de la pompe sont conçues pour être étanches avec du béton, mais elles ne le sont pas avec de l'eau. La pompe à béton peut donc permettre d'appliquer une pression qui varie très rapidement. Ceci est très gênant pour l'étalonnage, car le temps de réponse des jauges et du capteur d'étalonnage est légèrement différent. Le compresseur monté sur la pompe automotrice était le seul moyen dont nous disposions pendant la première campagne expérimentale pour appliquer une pression statique. La pression maximale d'étalonnage a été, ainsi, limitée à 10 bars. Une pompe à injection, installée pour la deuxième campagne, nous a permis d'effectuer des étalonnages à 30 bars. Ces valeurs sont inférieures aux valeurs de pression de pompage atteintes pendant les deux campagnes expérimentales. Du point de vue théorique, on ne peut pas procéder à un étalonnage dans une plage inférieure à celle de la plage de mesure. Les deux constatations suivantes nous ont tout de même permis d'effectuer les étalonnages sans engager des surcoûts considérables¹:

- même pour une pression de l'ordre de 200 bars, la tuyauterie reste toujours dans le domaine des déformations élastiques. Le rapport entre la pression et les déformations reste le même pour tout le domaine élastique;
- la valeur du coefficient d'étalonnage² obtenu en laboratoire pour la pression de 60 bars et le même que celui obtenu dans le circuit (pour le même tuyau) à 10 bars: 0,292 et 0,289, respectivement.

Nous avons procédé à des étalonnages au rythme d'un par semaine, avec une fréquence de 5 à 6 essais de pompage par semaine. Pour chaque étalonnage, on effectuait 2 montées en pression jusqu'à la valeur maximale. La pente de la droite de régression nous donnait ensuite le coefficient d'étalonnage. L'ensemble des données d'étalonnage pour les deux campagnes expérimentales est présenté dans l'annexe XI.4.1.

Nous n'avons pas pu effectuer l'étalonnage du débitmètre à béton. Le problème vient du fait, qu'on ne connaît le coefficient de remplissage des pistons que de façon approximative. Nous avons donc utilisé les données du certificat d'étalonnage (fourni avec l'appareil) dans les calculs d'erreur.

IV.1.4 Calcul d'erreur

Dans ce paragraphe, nous allons calculer l'erreur de mesure sur les paramètres de pompage. Nous allons également déterminer avec quelle erreur on détermine les paramètres de l'interface à partir des essais de pompage.

Supposons une fonction quelconque sous forme

$$G = H(G_1, G_2, \dots, G_n) \quad (IV.11)$$

¹ Une centrale hydraulique très coûteuse et encombrante aurait été nécessaire pour appliquer une pression statique de 100 bars dans les conditions de chantier.

² Le coefficient d'étalonnage est égal à la pente de la droite de régression tracée dans les axes pression (bars) et déformation ($\mu\text{m}/\text{m}$).

où G_i sont les variables élémentaires, et G la variable dépendante.

La recommandation RM.Aéro 8000 01B [44] établit la loi de propagation d'erreur : si les erreurs élémentaires sont indépendantes, l'écart-type du résultat final est représenté par:

$$S_G^2 = A_1^2 S_{G_1}^2 + \dots + A_i^2 S_{G_i}^2 + \dots + A_p^2 S_{G_p}^2 \quad (\text{IV.12})$$

avec

$$A_i = \frac{\partial H}{\partial G_i} \quad (\text{IV.13})$$

où S_G^2 est l'estimateur de la variance de G , $S_{G_i}^2$ la variance de G_i , A_i la dérivé partielle de H par rapport à G_i ;

d'où

$$S_G = \sqrt{A_1^2 S_{G_1}^2 + \dots + A_p^2 S_{G_p}^2} \quad (\text{IV.14})$$

Le calcul de la pression de pompage pour un capteur donné se résume à la formule suivante:

$$P_t = \left[D_t + \frac{(D_1 - D_2)(T_t - T_1)}{T_1 - T_2} \right] k \quad (\text{IV.15})$$

où P_t est la pression de pompage à l'instant t (en bars), D_t la déformation mesurée à l'état initial (en $\mu\text{m/m}$, cf. paragraphe IV.2.2), D_2 la déformation mesurée à l'état final (en $\mu\text{m/m}$), T_1 la température mesurée à l'état initial (en $^\circ\text{C}$), T_2 la température mesurée à l'état final (en $^\circ\text{C}$), D_t la déformation mesurée à l'instant t (en $\mu\text{m/m}$), T_t la température mesurée à l'instant t (en $^\circ\text{C}$), k le coefficient d'étalonnage (en bars/ $\mu\text{m/m}$).

Pour simplifier les notations on peut récrire cette équation

$$P_t = \left[D_t + \frac{\Delta D_1}{\Delta T_1} \Delta T_2 \right] k \quad (\text{IV.16})$$

En remplaçant les formules (IV.11 - IV.14) dans la formule (IV.16), on obtient l'expression pour l'écart-type de pression de pompage.

$$S_P = \sqrt{\left(\frac{\partial P}{\partial D_t}\right)^2 S_{D_t}^2 + \left(\frac{\partial P}{\partial \Delta D_1}\right)^2 S_{\Delta D_1}^2 + \left(\frac{\partial P}{\partial \Delta T_1}\right)^2 S_{\Delta T_1}^2 + \left(\frac{\partial P}{\partial \Delta T_2}\right)^2 S_{\Delta T_2}^2 + \left(\frac{\partial P}{\partial k}\right)^2 S_k^2} \quad (\text{IV.17})$$

En écrivant cette formule, on fait les deux hypothèses suivantes:

- toutes les variables dans la formule (IV.16) sont indépendantes;
- la loi de distribution de toutes les erreurs élémentaires est normale.

Dans quelle mesure peut-on utiliser ces hypothèses dans notre calcul? Pour répondre à cette question, il faut procéder à quelques calculs intermédiaires.

Nous avons effectué des étalonnages réguliers tout au long des deux campagnes expérimentales pour déterminer le coefficient d'étalonnage k (rapport entre la pression et les déformations mesurées) de chaque capteur. Les données complètes sont présentées dans l'annexe XI.4.1. Chaque étalonnage permettait de déterminer la valeur de k avec une certaine dispersion. La première constatation qu'on peut faire en examinant les résultats d'étalonnages est la suivante: le coefficient d'étalonnage ne diminue pas au long des essais. C'est-à-dire que les tuyaux n'ont pas subi une usure significative. En effet, le volume total de béton pompé peut être estimé à 200 m³. Autrement dit, la valeur vraie du coefficient d'étalonnage peut être estimée comme la moyenne de toutes les valeurs trouvées. L'écart-type de cette valeur moyenne peut être calculée avec la formule IV.14. Les écart-types des coefficients d'étalonnage élémentaires sont très faibles (cf. annexe XI.4.1), car à chaque fois la pente de la droite de régression a été déterminée à partir de plus de 3000 points. L'intervalle de confiance pour le seuil de probabilité de 95 % est égal à $\pm 0,0002$ bars/ $\mu\text{m}/\text{m}$, pour une valeur moyenne de l'ordre de 0,315. On peut considérer que le coefficient d'étalonnage est une constante pour un capteur donné.

La chaîne de mesure des déformations comporte 3 éléments: une jauge, un pont d'extensométrie et la carte d'acquisition. Admettons que la jauge est parfaitement bien collée sur le support. Alors, l'erreur de mesure vient des deux appareils. Le facteur d'échelle dans notre chaîne de mesure (rapport entre la tension mesurée et la déformation) est de 500 $\mu\text{m}/\text{m}/\text{V}$. La précision du pont d'extensométrie *SEDEM Euro 1000* est de ± 1 mV (0,5 $\mu\text{m}/\text{m}$). On peut considérer l'erreur de mesure de cet appareil analogique comme une incertitude de type B [44]¹. Pour estimer son écart-type, on divise la valeur caractérisant l'incertitude par 3.

$$S_{sedem} = 0,5/3 = 0,167 \quad (\text{IV.18})$$

La carte d'acquisition *DAS 1400* est précise à $\pm 1,2$ mV (0,6 $\mu\text{m}/\text{m}$) dans la plage de mesure $\pm 1,25$ V. Pour calculer l'écart-type sur cette carte numérique, on divise la valeur caractérisant l'incertitude par $\sqrt{12}$.

$$S_{DAS\ 1400} = 0,6/\sqrt{12} = 0,173 \quad (\text{IV.19})$$

L'erreur globale que l'on fait sur la mesure de déformation est la somme de ces deux erreurs élémentaires

$$S'_D = \sqrt{(S_{sedem})^2 + (S_{DAS1400})^2} = \sqrt{0,167^2 + 0,173^2} = 0,24 \quad (\text{IV.20})$$

Dans tous les calculs, la déformation est déterminée comme une moyenne de 20 valeurs (au moins). Autrement dit, on peut calculer l'écart-type de la valeur moyenne S_D comme

¹ Les incertitudes de type B sont appréciées en se basant sur toutes sortes d'éléments qui sont en général extérieurs à la mesure de la grandeur et qui échappent au traitement statistique des résultats de mesure.

$$S_D = \frac{S'_D}{\sqrt{20}} = \frac{0,24}{\sqrt{20}} = 0,054 \quad (\text{IV.21})$$

Comme la valeur de ΔD_I est calculée à partir de deux mesures de déformation, on attribue à $S_{\Delta D_I}$ l'écart-type de $0,054 * \sqrt{2} = 0,076$. L'intervalle de confiance pour la mesure de déformation au seuil de probabilité de 95 % est $\pm(0,076 * 1,96) = \pm 0,15 \mu\text{m/m}$. En prenant en compte la valeur maximale 0,32 du coefficient d'étalonnage (rapport entre la pression interne et la déformation de la tuyauterie), on trouve pour l'intervalle de confiance de pression de pompage une valeur de $\pm 0,048$ bar. Pour simplifier le calcul d'erreur globale, on peut négliger l'erreur provoquée par la chaîne de mesure des déformations. Autrement dit, les valeurs de D_I et de ΔD_I vont être considérées comme constantes dans la formule (IV.17). On peut donc simplifier cette formule et admettre que les termes restants sont indépendants:

$$S_P = \sqrt{\left(\frac{\partial \mathcal{P}}{\partial \Delta T_1}\right)^2 S_{\Delta T_1}^2 + \left(\frac{\partial \mathcal{P}}{\partial \Delta T_2}\right)^2 S_{\Delta T_2}^2} = \sqrt{\left(\frac{\Delta D_I}{\Delta T_1} k\right)^2 S_{\Delta T_1}^2 + \left(\frac{\Delta D_I \Delta T_2}{\Delta T_1^2} k\right)^2 S_{\Delta T_2}^2} \quad (\text{IV.22})$$

La carte *DAS TC/B* a une précision relative de mesure¹ égale à $\pm 0,1^\circ\text{C}$. L'écart-type peut être estimé comme $0,1/\sqrt{12}$, car c'est une valeur numérique. En analysant la formule ci-dessus, on constate que l'écart-type sur la pression n'est pas une constante. Il dépend des valeurs de ΔD_I , ΔT_1 , ΔT_2 et k . Pour calculer S_p nous allons prendre les valeurs les plus défavorables observées: $\Delta D_I = 15 \mu\text{m/m}$; $\Delta T_1 = 2^\circ\text{C}$; $\Delta T_2 = 1,5^\circ\text{C}$; $k = 0,315 \text{ bars}/\mu\text{m/m}$; Ces valeurs donnent $S_p = 0,5$. L'intervalle de confiance de la pression au seuil de probabilité 95 % est égal à $\pm 1 \text{ bar}$ pour le pire des cas. L'intervalle de confiance pour des cas courants est de l'ordre de $\pm 0,75 \text{ bar}$.

Dans la suite de ce mémoire, on sera amené à comparer les propriétés de l'interface acier-béton calculées à partir de l'essai de pompage et déterminées à l'aide du tribomètre à cylindres coaxiaux (cf. paragraphe VI.1). La répétabilité de l'essai au tribomètre a été testée dans le paragraphe III.2.3. Pour pouvoir effectuer une comparaison correcte, nous allons déterminer l'erreur qu'on fait sur les paramètres de l'interface calculés à partir de l'essai de pompage. La droite de régression tracée dans les axes (débit, pression) a la forme suivante:

$$P = P_0 + a D \quad (\text{IV.23})$$

où P est la pression de pompage (en bars), P_0 l'ordonné à l'origine (en bars), a la pente de la droite de régression (en bars.h/m³), D le débit de pompage (en m³/h).

Les variances de la pente et de l'ordonné à l'origine peuvent être calculées comme suit [45]:

¹ On distingue deux types d'erreurs pour une carte thermique: absolue et relative. L'erreur absolue est une erreur de mesure par rapport à la vraie température. L'erreur relative est une erreur par rapport à une mesure effectuée sur la même voie.

$$\sigma_a^2 = \frac{\sigma^2}{\sum_{i=1}^n (D_i - \bar{D})^2} \quad (IV.24)$$

$$\sigma_{P_0}^2 = \frac{\sigma^2}{n} + \frac{\sigma^2 \bar{D}^2}{\sum_{i=1}^n (D_i - \bar{D})^2}$$

où σ_a^2 est la variance de la pente (en (bars.h/m³)²), $\sigma_{P_0}^2$ la variance de l'ordonnée à l'origine (en bars²), σ^2 la variance résiduelle à n-2 degrés de liberté (en bars²), D_i le débit de pompage (en m³/h), \bar{D} le débit moyen (en m³/h), n le nombre de points de mesure (5).

$$\sigma^2 = \frac{\sum_{i=1}^n e_i^2}{n-2} \quad (IV.25)$$

où e_i est l'écart résiduel du à la dispersion des résultats par rapport à la droite de régression (en bars²).

Dans notre cas, nous connaissons l'écart-type de chaque valeur de pression mesurée. Cet écart-type peut être considéré comme un écart résiduel e_i . En remplaçant $e_i = 0,5 \text{ bar}$ et $n = 5$ dans les formules (IV.24 et IV.25), on trouve $\sigma_a^2 = 0,000417$ et $\sigma_{P_0}^2 = 0,47$

En connaissant la variance de a et en prenant en compte la géométrie du circuit (cf. paragraphe VI.1), on trouve l'intervalle de confiance au seuil de probabilité 95 % pour la constante visqueuse de l'interface déterminée à partir d'un essai de pompage

$$\eta = \bar{\eta} \pm 1,96 \sqrt{\sigma_a^2} \cdot 956 = \bar{\eta} \pm 40 \quad (IV.26)$$

où η est l'intervalle de confiance de la constante visqueuse de l'interface (en Pa.s/m) et $\bar{\eta}$ la valeur moyenne.

En connaissant les variance de P_0 et en prenant en compte la géométrie du circuit (cf. paragraphe VI.1), on trouve l'intervalle de confiance au seuil de probabilité 95 % pour la constante visqueuse de l'interface déterminé à partir d'un essai de pompage:

$$\tau_{0i} = \bar{\tau}_{0i} \pm 1,96 \cdot \sqrt{\sigma_{P_0}^2} \cdot 21,66 = \bar{\tau}_{0i} \pm 30 \quad (IV.27)$$

où τ_{0i} est l'intervalle de confiance du seuil de l'interface (en Pa), $\bar{\tau}_{0i}$ la valeur moyenne.

Après avoir décrit le circuit-pilote et son instrumentation, on va à présent relater les essais effectués.

IV.2 PREMIERE CAMPAGNE EXPERIMENTALE

La première campagne expérimentale a démarré au mois de novembre 1997 et s'est terminée au mois d'avril 1998. 44 essais de pompage ont été effectués durant cette période. Dans ce paragraphe, on présente les objectifs, le plan expérimental et le mode opératoire adoptés pour la première campagne d'essai.

IV.2.1 Objectifs

Rappelons, que les deux objectifs principaux de notre travail sont les suivants:

1. Fournir une méthodologie pratique permettant de statuer sur la pompabilité d'un béton donné, dans une installation donnée.
2. Proposer une méthode de calcul de la relation débit/pression, valable dans le même contexte.

Pendant la première campagne expérimentale, l'accent a été porté sur les problèmes de pompabilité. Le plan expérimental et le mode opératoire ont été établis pour explorer au mieux les problèmes de formation des bouchons.

IV.2.2 Plan expérimental

Le plan expérimental comportait 3 étapes principales: mise au point du mode opératoire, essais de répétabilité et essais de pompage proprement dits. Le tableau ci-dessous présente le nombre d'essais relatif à chaque phase.

Tableau IV.1 – Nombre d'essais de pompage (première campagne expérimentale).

Objectif d'essai	Nombre d'essais
Mise au point de mode opératoire	8
Test de répétabilité	4
Pompabilité	32 ¹

La phase de mise au point de mode opératoire a été prévue pour répondre à deux questions principales:

- peut-on effectuer les essais en circuit fermé, pour minimiser le coût de l'essai?
- si les essais en circuit fermé sont possibles, peut-on dans une phase d'amorçage du circuit, séparer le béton et la barbotine avec une balle de nettoyage pour ne pas polluer le béton ?

Pour des raisons évidentes, le pompage ne se fait jamais en circuit fermé sur les chantiers. C'est-à-dire qu'on ne remet pas le béton pompé dans la trémie de la même pompe. Dans notre cas, le pompage en boucle permettait d'utiliser 3 m³ de béton au lieu de 6, et d'immobiliser un camion au lieu de deux. Le gain économique, ainsi obtenu, permettait de doubler le nombre d'essais. En outre, pendant la durée de l'essai en boucle, on pouvait à volonté modifier la

¹ Il y avait 30 compositions différentes pompées lors de la troisième phase. De plus, les essais de pompage ont été répétés pour deux bétons.

puissance de pompage et par conséquent parcourir toute la courbe (débit, pression). Il fallait donc s'assurer que les paramètres de pompage mesurés lors du premier et deuxième passage du béton dans le circuit étaient identiques.

Dans la phase d'amorçage du circuit, on pompe le béton directement derrière la barbotine. Les premiers mètres de béton se mélangent donc avec la barbotine. Si les essais en circuit fermé sont possibles, il faut évacuer le béton "pollué" avant de commencer le pompage en circuit fermé. Une autre solution consiste à séparer la barbotine et le béton. Il suffit, donc, de récupérer la barbotine (qu'on peut ensuite réutiliser, car elle n'est pas polluée par le béton) et la balle de séparation pour établir le circuit fermé. La solution est d'autant plus intéressante que le coût de la barbotine est loin d'être négligeable.

Les essais de la première phase ont montré que le pompage en circuit fermé ne modifie pas les paramètres de pompage par rapport au circuit ouvert. Par contre, la séparation du béton et de la barbotine provoque des bouchons en phase d'amorçage pour les bétons qui sont pompables avec le mode opératoire sans séparation. Les conclusions de cette phase ont donc été les suivantes:

- il est possible d'effectuer les essais de pompage en circuit fermé;
- il est impossible de séparer le béton et la barbotine. Avant d'établir le circuit fermé, il faut récupérer la barbotine et le béton pollué. La barbotine n'est utilisable qu'une seule fois;
- une phase d'homogénéisation de température est nécessaire pour effectuer par la suite les corrections en température.

La troisième conclusion concerne le dépouillement des données. Comme nous l'avons mentionné dans le paragraphe IV.1.2, les déformations enregistrées par les jauges sont, en partie, provoquées par le changement de la température par rapport à l'état initial. Pour déterminer la pression de pompage, il faut donc soustraire cette partie de la déformation totale. Dans le cas général, on étalonne les capteurs en température en traçant une courbe déformation vs. température. Il suffit de mesurer la température pour effectuer la correction. Notre cas est plus complexe, car le circuit de pompage est un système hyperstatique à plusieurs degrés. Les déformations provoquées par un changement de température sur un des capteurs se répercutent sur tous les capteurs. Il est donc impossible d'étalonner le système pour tous les cas de figures. La figure IV.14 montre l'évolution de la température dans le circuit de pompage en cours d'essai. Cette évolution est contrôlée par trois processus:

- échanges thermiques transversaux par conduction entre le béton, le tuyau et le milieu environnant;
- échanges thermiques longitudinaux du fait de la circulation du béton;
- échauffements dus au frottement du béton sur le tuyau.

Dans un premier temps (3-5 min), la température oscille très fortement, puis le système converge vers une homogénéisation de la température sur tous les capteurs. La correction en température est pratiquement impossible dans la première phase. En revanche, les essais préliminaires ont montré que quand la température est homogène dans le circuit, on peut effectuer les corrections thermiques. Après une phase d'homogénéisation, on arrête le pompage et on enregistre l'état initial. On reprend le pompage et on effectue l'essai. La température augmente de façon homogène sur tous les capteurs. A la fin de l'essai, on enregistre l'état final à l'arrêt. La différence entre les deux états est due à l'augmentation de la température. On obtient le coefficient de correction en divisant les déformations par la différence de température.

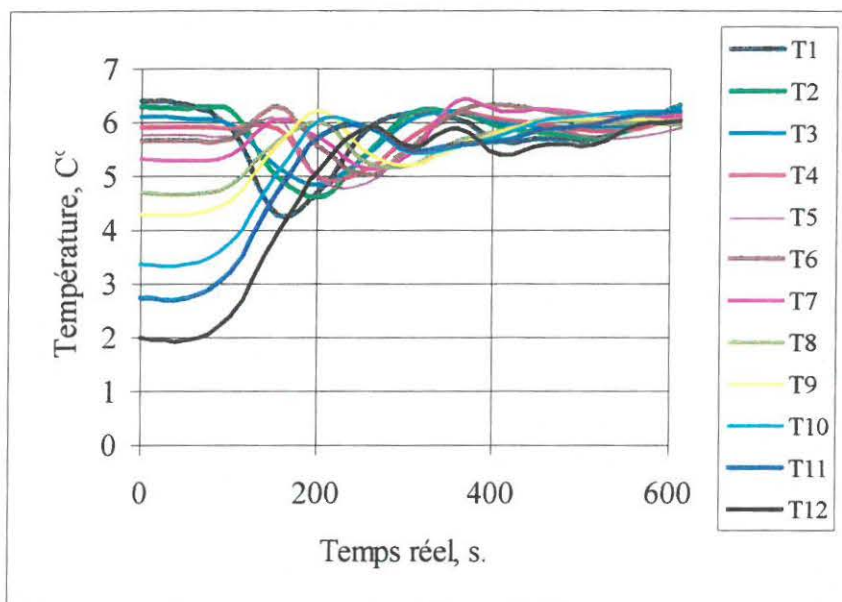


Figure IV.14 – Evolution de la température pour les capteurs de pression en cours de pompage (T1 le plus près de la pompe, T12 en fin de circuit).

La formule (IV.28) montre le principe de correction en température.

$$D_{pt} = D_{tot_t} - \frac{D_2 - D_1}{T_2 - T_1} \cdot T_t \quad (\text{IV.28})$$

où D_{pt} est la déformation à l'instant t due à la pression (en $\mu\text{m/m}$), D_{tot_t} la déformation totale (pression + température) à l'instant t (en $\mu\text{m/m}$), D_1 et T_1 la déformation et la température à l'état initial (après la phase d'homogénéisation) en $\mu\text{m/m}$ et $^{\circ}\text{C}$, D_2 et T_2 la déformation et la température à l'état final (en $\mu\text{m/m}$ et $^{\circ}\text{C}$), T_t la température à l'instant t (en $^{\circ}\text{C}$).

Après une phase de mise au point, nous avons procédé à une série de tests de répétabilité. Les résultats de cette série se sont révélés satisfaisants. L'erreur maximale ne dépassait pas 5 % pour la pente et 12 % pour la pression initiale dans la courbe (débit, pression). L'intervalle de confiance prévu par le calcul d'erreur dans le paragraphe IV.1.4 est de ± 8 % pour la pente et de ± 23 % pour la pression initiale. La composition du béton utilisée pour les tests est donnée dans l'annexe XI.2. Les résultats d'essais sont présentés dans l'annexe XI.4.1.

Les essais de pompage effectués après les deux phases préliminaires comportaient 4 types de bétons:

- bétons du programme principal;
- bétons contenant des granulats roulés (censés donner des bétons plus facilement pompables);
- bétons contenant un sablon correcteur (dont l'usage, lorsque le sable manque d'éléments fins, ce qui était le cas, est réputé améliorer la pompabilité);
- bétons fortement adjuvantés (dont les praticiens constatent que le pompage demande en général des pressions plus élevées pour un débit donné).

Les bétons du programme principal ont été formulés avec le gravillon de Poses 6,3/20, le sable de Poses 0/4 et le ciment CEM I 52,5 CP2 de l'usine de Cormeilles. Les caractéristiques de tous les constituants sont données dans l'annexe XI.1. Le diagramme ci-dessous montre le principe de formulation de ces bétons.

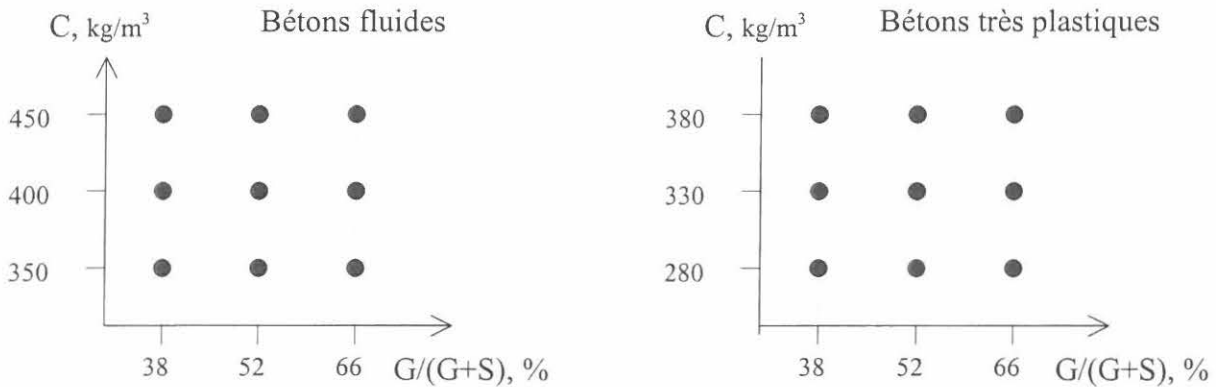


Figure IV.15 – Principe de formulation des bétons du programme principal.

Nous avons donc formulé les bétons dans deux gammes de consistance: fluide et très plastique. Neuf bétons de chaque consistance ont été formulés à partir de 3 teneurs en ciment et trois rapports gravillon/sable (G/S). L'idée consistait à se placer de part et d'autre de la limite de pompabilité, sachant que cette caractéristique diminue quand on réduit le dosage en ciment ou lorsqu'on diminue la proportion de sable. Le mélange central a été formulé à partir d'un mélange optimisé par le logiciel *Rene-LCPC* [52] légèrement décalé vers les teneurs en ciment plus fortes et un rapport G/S légèrement plus faible. Les bétons fluides avec une teneur élevée en ciment (450 kg) ont été adjuvantés avec le superplastifiant *Chrysofluid GT*¹. Les bétons à teneur en ciment moyenne ont été adjuvantés avec le plastifiant *Cerplast*. Tous les bétons adjuvantés ont été retardés avec *Chrysotard*. La teneur en eau a été ajustée dans toutes les compositions pour obtenir la consistance souhaitée. Les compositions théoriques et les compositions réelles² sont présentées dans l'annexe XI.2.

Les 5 bétons à base de granulats roulés ont été formulés avec le gravillon de Chelles 8/20 (cf. l'annexe XI.1). Nous avons formulé ces bétons à partir des 5 compositions du programme principal qui avaient occasionné la formation de bouchons. L'objectif était donc de tester l'influence de la nature des granulats sur la pompabilité. Dans ces bétons, le gravillon semi-concassé de Poses 6,3/20 a été remplacé, volume par volume, par le gravillon roulé de Chelles 8/20. La figure IV.16 montre l'emplacement de ces bétons dans les grilles de formulation.

¹ Les fiches techniques de tous les produits cités sont présentées dans l'annexe XI.1.

² Les compositions réelles sont établies à partir des fiches des pesées et de la mesure des teneurs en eau réelles.

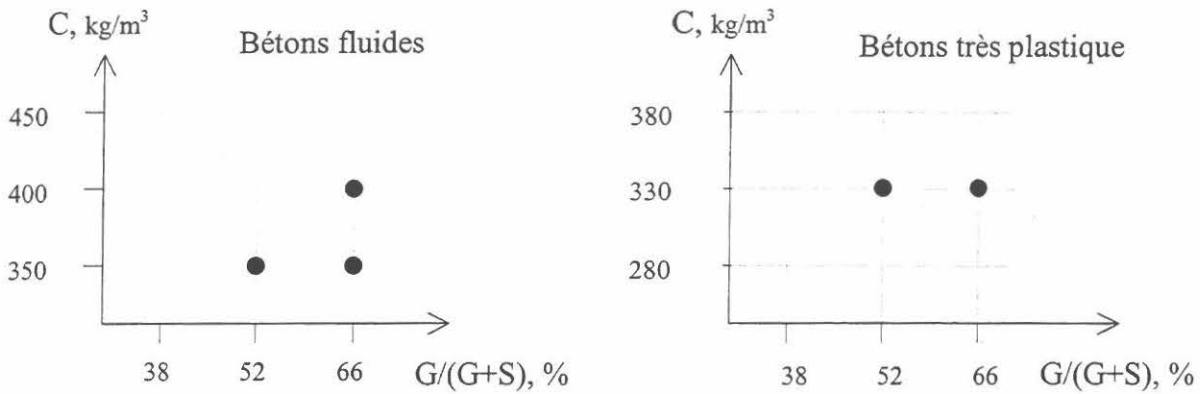


Figure IV.16 – Principe de formulation des bétons avec du gravillon roulé.

Pour mettre en évidence l'influence du sablon correcteur sur la pompabilité, nous avons là encore formulé 5 bétons. Le principe de leur formulation est présenté sur la figure IV.17. Dans les compositions du programme principal, 140 kg de sable ont été remplacés par 140 kg de sablon (dosage couramment utilisé pour le sable et le sablon en question).

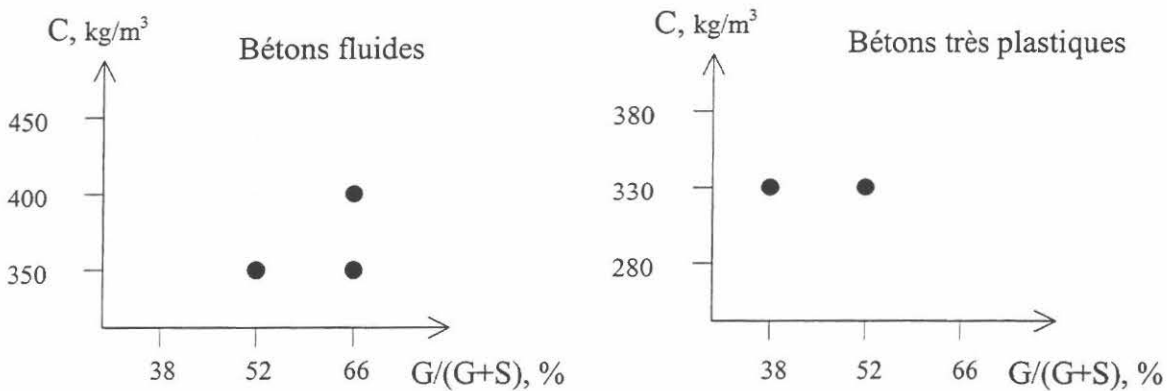


Figure IV.17 – Principe de formulation des bétons avec le sablon correcteur.

Pour tester le comportement des bétons ségrégeants, 2 bétons ont été formulés. Les compositions de ces deux bétons sont données dans l'annexe XI.2.

IV.2.3 Mode opératoire

Les essais de pompage de la première campagne expérimentale sur le site de Roissy-en-France se sont déroulés selon le mode opératoire suivant:

1. Vérification de l'heure sur tous les ordinateurs.
2. Branchement du rhéomètre à béton BTRHEOM et du tribomètre à cylindres coaxiaux, essais de joints pour les deux appareils.
3. Prélèvement des granulats dans la bascule avant chaque essai; prélèvement du ciment à chaque livraison.
4. Réception du béton par un essai au cône d'Abrams (*jeter la première brouette*).

5. Fabrication de la barbotine dans la trémie de la pompe (*5 sacs de ciment et 150 l d'eau*).
6. Versement du béton dans la trémie de la pompe, début du pompage; *le moteur est à 1780 tours/min, le robinet du débit est à 12 bars*.
7. Début d'essai pour le rhéomètre, le tribomètre et l'aéromètre modifié.
8. Récupération de la barbotine et du béton pollué dans la cuve.
9. Détournement de la flèche dans la trémie de la pompe.
10. Phase d'homogénéisation en température (*environ 3 min*).
11. Arrêt du pompage.
12. Calibration du débitmètre.
13. Redémarrage du pompage.
14. Réglage de la puissance (*moteur - 1780 tours/min, vanne de débit - 14 bars*).
15. Début de l'acquisition des données.
16. Changements de la puissance (*6 palliers de puissance de 2 min; temps total – 12 min*).
17. Fin de l'essai : versement du béton dans la toupie, mesure de l'affaissement.
18. Nettoyage du circuit et lavage de la pompe.
19. Nettoyage des appareils.

La durée totale d'un essai était de l'ordre de 2 heures 30 min pour les pompages sans bouchon. La durée d'essai avec blocage(s) variait de 3 heures pour des "petits bouchons" jusqu'à 8 heures pour le cas les plus difficiles.

Comme le mode opératoire l'indique, 4 essais matériaux ont été réalisés en parallèle avec les essais de pompage:

- essai à l'aéromètre modifié;
- essai au cône d'Abrams;
- essai au tribomètre à cylindres coaxiaux;
- essai au rhéomètre BTRHEOM.

En présentant la conception du tribomètre à cylindres coaxiaux (cf. paragraphe III.2), nous avons mentionné que la version définitive a été développée après la première campagne expérimentale. Nous avons donc refait tous les essais de frottement des bétons de la première campagne, en les reproduisant en laboratoire.

IV.3 DEUXIEME CAMPAGNE EXPERIMENTALE

La deuxième campagne expérimentale a démarré au mois de novembre 1998 et s'est terminée au mois de février 1999. 24 essais de pompage ont été effectués durant cette période. Dans ce paragraphe, on présente l'objectif, le plan expérimental et le mode opératoire adoptés pour la deuxième campagne d'essai.

IV.3.1 Objectifs

L'analyse des données de la première campagne expérimentale a permis de proposer une hypothèse sur le mécanisme de formation des bouchons en phase d'amorçage du circuit. (cf. chapitre V: "Analyse des phénomènes de formation de bouchons"). Une partie des bétons de la deuxième campagne a été destinée à valider cette hypothèse. Néanmoins, l'objectif principal de la deuxième campagne d'essais était d'étudier les paramètres de pompage sur une large gamme de bétons. Deux questions particulières ressortaient de l'analyse des résultats de la première campagne. Premièrement, il fallait vérifier la validité des mécanismes proposés pour expliquer l'écoulement du béton dans une tuyauterie, dans une gamme de vitesses élevées. Deuxièmement, on souhaitait valider la loi d'interface proposée, dans les cas de pompage à haute pression.

IV.3.2 Modifications du circuit-pilote

La pompe BSA 2100H de Putzmeister utilisée pour la deuxième campagne permettait d'avoir des débits de pompage allant jusqu'à 71 m³/h. Le problème des vitesses élevées était donc résolu. Par contre, l'analyse des résultats de la première campagne a montré que même pour les bétons les plus difficiles à pomper, la pression de pompage n'a pas dépassé 60 bars sur béton, pour un débit de 30 m³/h. La pression de pompage a été de l'ordre de 35 bars pour un débit de 50 m³/h, pour la majorité des bétons testés. Autrement dit, la longueur de circuit limitait la pression qu'on pouvait espérer exercer sur le béton¹. Etant donné que l'augmentation de la longueur de la tuyauterie n'était pas possible, nous avons envisagé un dispositif d'essai pour augmenter artificiellement la pression de pompage. La figure IV.18 montre ce dispositif d'essai "haute pression". Il comprend trois éléments principaux²:

- une réduction;
- une vanne à boisseau sphérique;
- un débitmètre électromagnétique à eau.

Le principe de fonctionnement est simple. On branche le dispositif à la fin du circuit, juste avant le débitmètre à béton et on ferme la vanne. Ensuite, on remplit le circuit avec de l'eau,

¹ En augmentant le débit de pompage, on augmente la pression de pompage. Toutefois, une pompe à piston n'est pas capable d'assurer la pression maximale pour le débit maximal, car le produit de ces deux grandeurs correspond à la puissance maximale de la pompe. Même les pompes très puissantes ne sont pas capables de propulser un béton à 100 bars pour un débit de 100 m³/h.

² Les caractéristiques techniques de tous les éléments sont présentées dans l'annexe XI.3.

en mettant à la fin un bouchon de séparation. Ce bouchon sert à séparer l'eau et la barbotine qu'on va envoyer, ensuite, dans le circuit. On ouvre partiellement la vanne et on pompe la barbotine. Le béton est envoyé dans le circuit après la barbotine comme pour les pompages



Figure IV.18 – Dispositif d'essai "haute pression".

ordinaires. Il suffit de fermer la vanne plus ou moins pour augmenter la pression de pompage de façon considérable. La vanne étant capable de supporter des chutes de pression de l'ordre de 60 bars, simule une longueur supplémentaire de tuyauterie. Le débit de pompage est mesuré avec le débitmètre à eau. En effet, le débit d'eau est égal au débit de béton, tant qu'il n'y a pas de blocage.

Les problèmes posés par ce mode opératoire sont les suivants:

- il faut que le bouchon de séparation entre l'eau et la barbotine soit suffisamment étanche. Le fait que la barbotine soit mélangée avec de l'eau peut provoquer des bouchons assez graves;
- le temps d'essai "haute pression" est limité. Pour commencer les mesures, il faut remplir au moins les deux premières longueurs avec du béton et quand le bouchon de séparation arrive vers la réduction l'essai est terminé.

Il fallait prévoir dans notre plan expérimental une phase de mise au point de mode opératoire "haute pression" pour faire face à ces problèmes.

IV.3.3 Plan expérimental

Le plan expérimental de la deuxième campagne contient 3 phases principales. Le tableau IV.2 présente les différentes phases et le nombre d'essais de pompage dans chacune de ces phases:

Tableau IV.2 – Plan expérimental de la deuxième campagne

Objectif des essais	Nombre d'essais
Mise au point du mode opératoire	4
Pompabilité	3
Paramètres de pompage	17

Comme nous l'avons déjà mentionné, la première phase a été nécessaire pour mettre au point le mode opératoire "haute pression". Les trois essais suivants ont été prévus pour une vérification du mécanisme de formation des bouchons proposé à l'issu de la première campagne expérimentale. Dans la dernière partie ("Paramètres de pompage"), nous avons formulé 4 séries de bétons:

1. Bétons de différentes viscosités à partir du même squelette granulaire

Pour une composition avec un squelette granulaire optimisé, nous avons fait varier la teneur en superplastifiant¹ (0,5, 1, 1,5, 2 %) en ajustant à chaque fois la teneur en eau pour garder la même consistance. Nous avons formulé 4 bétons fluides dont la viscosité variait de 88 Pa.s/m à 270 Pa.s/m. L'objectif de cette série d'essais a été de regarder l'influence de la viscosité sur les paramètres de pompage.

2. Bétons à la fumée de silice

Pour deux teneurs (5 % et 10 %) en fumée silice, nous avons fait varier la teneur en superplastifiant (1,5 %, 2,5 %) en ajustant à chaque fois la teneur en eau pour garder la même consistance. La teneur totale en fines a été constante pour les 4 bétons. L'objectif de cette série a été de répondre à la question suivante: l'effet positif de la fumée de silice sur le pompage vient-il du fait qu'elle participe à l'augmentation de la compacité du squelette granulaire, ou existe-il un autre phénomène qui se produit en cours de pompage?

3. Bétons avec une teneur en air entraîné variable à partir du même squelette granulaire

Les problèmes de pompage des bétons à air entraîné ont été beaucoup étudiés par les auteurs des pays nordiques. Dans ces recherches, l'accent est surtout porté sur deux types de questions:

- la pompabilité;
- la prévision des propriétés mécaniques et de la résistance au gel-dégel après le pompage.

Par contre, la prévision des paramètres de pompage est toujours en retrait par rapport à ces deux questions. Pour étudier ce problème, nous avons formulé 4 bétons. Ces bétons avaient exactement la même composition, à part la teneur en agent entraîneur d'air qui variait. Les

¹ Les adjuvants utilisés pour la deuxième campagne expérimentale ont été les mêmes que pour la première. Les fiches techniques de ces produits sont présentées dans l'annexe XI.1.

teneurs en air obtenues furent les suivantes: 2 % (béton de base sans adjuvant), 6,7 %, 7,1 %, 10 %.

4. Bétons autoplaçant (ou autonivelants)

Cette nouvelle génération de béton pose beaucoup de problèmes vis-à-vis du pompage. Le seuil de cisaillement très faible et la viscosité souvent assez élevée provoquent en cours d'écoulement des processus qu'on n'observe pas pour les autres types de béton. Nous avons testé trois compositions de béton autoplaçant.

Les granulats utilisés pour la deuxième campagne ont été les mêmes que pour la première. Nous avons utilisé également le ciment CEM I 52,5 CP2 de l'usine du Havre, la fumée de silice d'Anglefort mécaniquement densifiée et les cendres volantes de Carling. Les caractéristiques détaillées de ces matériaux sont données dans l'annexe XI.1. Les compositions théoriques et les compositions réelles de tous les bétons de la deuxième campagne expérimentale sont présentées dans l'annexe XI.2.

IV.3.4 Mode opératoire

1. Vérification de l'heure sur tous les ordinateurs.
2. Branchement du débitmètre à eau.
3. Remplissage du circuit avec de l'eau.
4. Branchement de rhéomètre à béton BTRHEOM et du tribomètre à cylindres coaxiaux, essais de joints pour les deux appareils.
5. Prélèvement des granulats dans la balance avant chaque essai; prélèvement du ciment à chaque livraison.
6. Réception du béton par un essai au cône d'Abrams (*après avoir jeté la première brouette*).
7. Fabrication de la barbotine dans la trémie de la pompe (*5 sacs du ciment et 150 l d'eau*).
8. Mise en place du bouchon de séparation entre la barbotine et l'eau.
9. Versement du béton dans la trémie, fermeture de la vanne, début du pompage "haute pression" (*débit $\approx 10 \text{ m}^3/\text{heure}$*).
10. Début de l'acquisition à partir du moment où le béton a dépassé le capteur n°4.
11. Début d'essais pour le rhéomètres, le tribomètre et l'aéromètre modifié.
12. Arrêt du système d'acquisition quand le bouchon de séparation arrive au niveau de la vanne.
13. Branchement du débitmètre à béton.
14. Récupération de la barbotine et du béton pollué dans la cuve.
15. Détournement de la flèche dans la trémie de la pompe.
16. Phase d'homogénéisation en température (*environ 3 min*).
17. Arrêt du pompage.
18. Calibration du débitmètre.
19. Redémarrage du pompage.
20. Réglage de la puissance.
21. Début de l'acquisition des données.
22. Changements de la puissance (*6 palliers de puissance de 2 min; temps total – 12 min*).
23. Fin de l'essai : versement du béton dans la toupie, mesure de l'affaissement.
24. Nettoyage du circuit et lavage de la pompe.
25. Nettoyage des appareils.

L'essai "haute pression" durait environ 3 min. Le débit de pompage était assez faible (entre 8 et 15 m³), car pour les débits élevés, l'écoulement de l'eau dans la vanne (cf. figure IV.18) devenait instable et perturbait le fonctionnement du débitmètre à eau.

V ANALYSE DES PHENOMENES DE FORMATION DE BOUCHONS

Dans le paragraphe II.3.1 de la synthèse bibliographique, nous avons défini *la pompabilité* comme l'aptitude du béton à être plus ou moins facilement mis en place avec une pompe. Dans ce mémoire, on considère la pompabilité comme une notion relative à la formation de bouchons et on n'intègre pas dans cette caractéristique les paramètres de pompage (débit, pression). Pour nous, un béton facilement pompable est un béton qui ne forme pas de bouchons lors du pompage (et non pas celui qui se pompe à faible pression). Dans ce chapitre, nous allons donc étudier les problèmes de formation des bouchons.

V.1 TYPES DE BOUCHONS

Tous les auteurs que nous avons évoqués dans le paragraphe II.3 de la synthèse bibliographique considèrent la pompabilité comme une propriété intrinsèque au béton. Le raisonnement est simple: soit le béton passe dans le circuit et il est pompable, soit il forme des bouchons, alors, il n'est pas pompable. Pourtant, cette approche présente quelques limites:

- le processus technologique de pompage comporte différentes phases. Les phénomènes qui provoquent les bouchons ne sont pas identiques d'une phase à l'autre. Par exemple, les propriétés du béton nécessaires pour redémarrer sans problème un pompage après une pause ne sont pas forcément les mêmes que celles nécessaires pour passer dans une réduction;
- le processus technologique de pompage est très complexe. On sait en effet, qu'une erreur de l'opérateur de la pompe peut provoquer de graves bouchons, même avec un béton bien formulé et considéré comme pompable. Il est donc impossible de définir un béton comme pompable sans évoquer l'ensemble de paramètres qui ont été favorables au pompage: mode opératoire, composition du béton, etc. L'inverse est vrai également: chaque bouchon est une réponse du béton à une sollicitation particulière.

On propose donc d'étudier les problèmes de pompabilité en fonction du type de bouchon. On va distinguer 4 types principaux de bouchons:

- bouchons au démarrage;
- bouchons en cours de pompage;
- bouchons en phase de redémarrage;
- bouchons en phase de nettoyage.

Nous n'abordons pas ici les bouchons liés aux erreurs humaines (mauvais raccordement de la tuyauterie, utilisation de matériel mal réglé ou mal adapté, etc.). Néanmoins, il faut préciser, que les 4 types mentionnés sont actuellement majoritaires pour les pompages courants.

V.1.1 Bouchons au démarrage

Le démarrage (on dit également amorçage) est une phase très importante dans le processus technologique de pompage. Cette phase est un régime transitoire: on passe d'une tuyauterie vide à une tuyauterie remplie de béton. Les bouchons sont très courants au démarrage du pompage, et apparaissent régulièrement, même pour les bétons qui ne posent aucun problème par la suite, en régime permanent.

De façon générale, avant de mettre le béton dans la tuyauterie, on pompe une certaine quantité de barbotine. La barbotine est un mélange de ciment et d'eau avec un rapport E/C qui varie très largement suivant les besoins réels du chantier et le savoir-faire de l'opérateur de la pompe. A titre indicatif, on peut dire que $(E/C)_{\text{barbotine}}$ varie entre 0,5 et 0,8. Les règles de l'art préconise un sac de ciment (50 kg) pour 20 m de circuit à amorcer. Le rôle de la barbotine évoqué par les ouvrages relatifs au pompage [1, 23, 60] est celui de graissage de la tuyauterie. Lors de son passage, la barbotine laisserait une pellicule de coulis sur la paroi, et, ainsi, le béton qui passe derrière ne se dessècherait pas. Cette opinion est largement partagée par les praticiens.

Lors des deux campagnes expérimentales, nous avons observé 15 bouchons en phase d'amorçage. Les bouchons se sont formés soit dans les coudes, soit au niveau de la soupape de sécurité ou du débitmètre. A chaque fois, le bouchon a pu être dégagé et on reprenait le pompage suivant le mode opératoire initialement prévu. L'analyse des bouchons durcis a montré qu'ils sont formés de gros granulats liés par la barbotine. Les gravillons devançaient la barbotine et formaient un bloc, qui, n'étant pas capable de se cisailer, provoquait un bouchon. Les figures ci-dessous montrent deux échantillons de béton prélevés directement à la sortie des tuyaux, et sciés par la suite (coupes longitudinale et transversale).

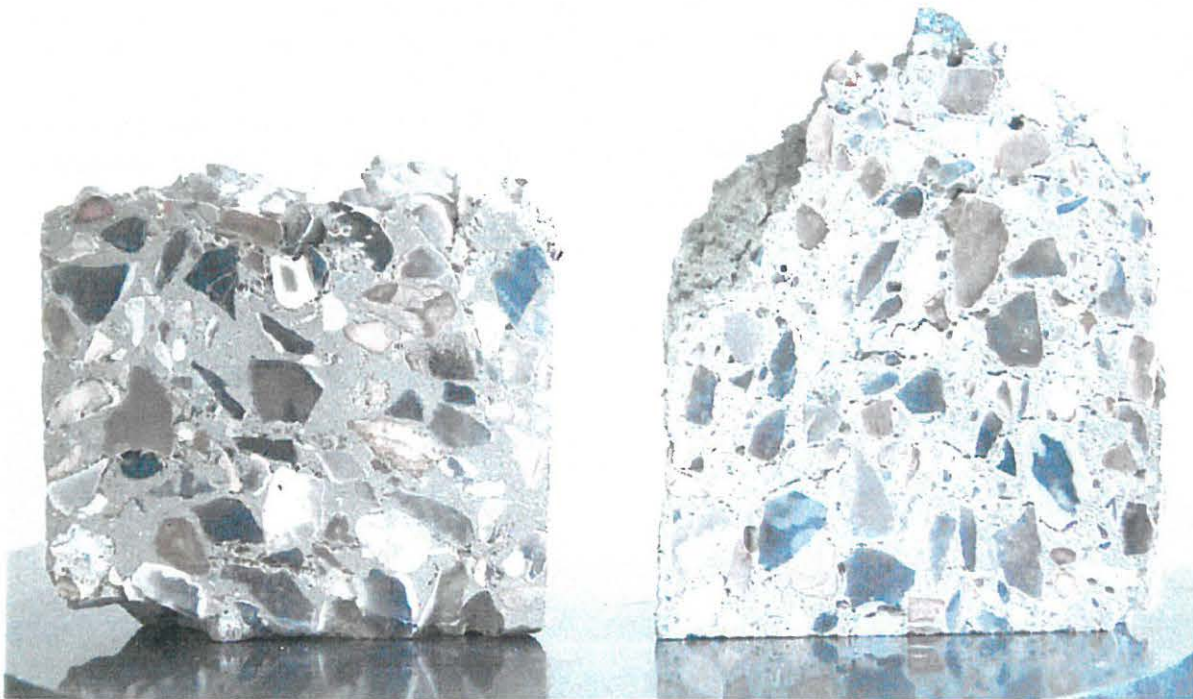


Figure V.1 – Coupe longitudinale (à gauche : bouchon ; à droite : béton s'écoulant).



Figure V.2 – Coupe transversale (à gauche : bouchon ; à droite : béton s'écoulant)..

L'échantillon de droite sur chaque photo représente un béton qui s'écoulait librement dans la tuyauterie. On constate une couche limite de glissement et une répartition homogène des gravillons et du sable. L'échantillon de gauche montre un bouchon formé lors de l'amorçage du circuit avec la même composition. On constate la concentration élevée en gravillons. et l'absence quasi total du sable. La couche limite de glissement est, également, absente. Les figures ci-dessous montrent les compositions qui ont provoqués des bouchons (compositions avec les croix) en phase de démarrage, pendant la première campagne expérimentale.

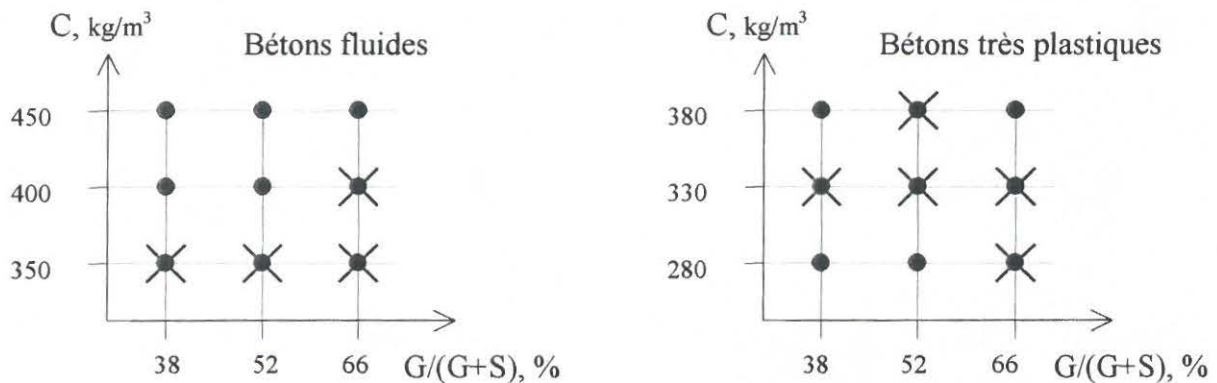


Figure V.3 – Bouchons en phase d'amorçage (première campagne expérimentale, programme principal).

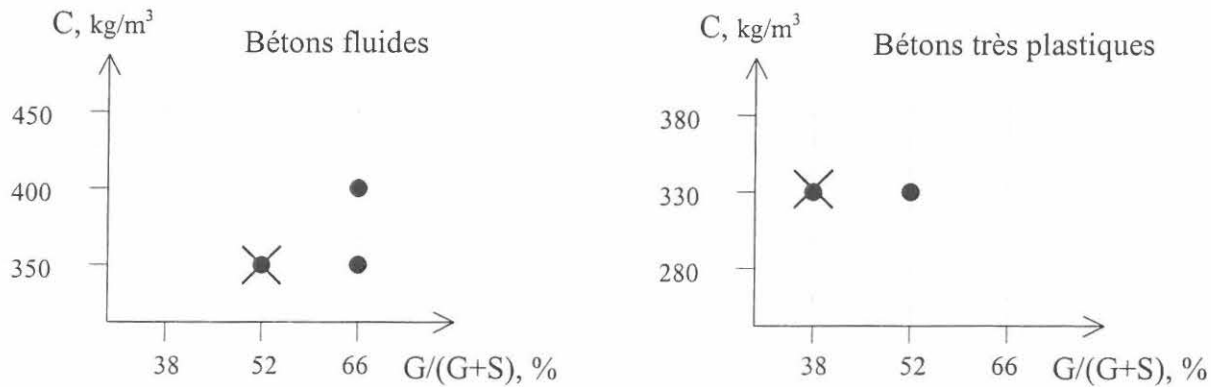


Figure V.4 – Bouchons en phase d'amorçage (première campagne expérimentale, sablon correcteur).

En analysant les bouchons, nous avons constaté que la concentration des gros granulats dans un bouchon est toujours à peu près la même (pour un type de granulats donné). On peut supposer qu'une fois cette concentration maximale atteinte, les gravillons provoquent le blocage. Cela explique très bien pourquoi les compositions avec des granulats roulés n'ont pas formé de bouchons. En effet, leur compacité propre est plus élevée (cf. annexe XI.1)¹. Autrement dit, on peut mettre plus de gravillons dans un volume donné, sans bloquer le système.

En résumant tout ce que nous avons dit, nous constatons que:

- les bouchons qui se forment en phase d'amorçage sont provoqués par les gros granulats qui devancent la barbotine. Les bouchons sont formés dans les endroits où il peut y avoir du cisaillement (coudes, réductions);
- la concentration critique (celle qui provoque un blocage) semble être une propriété intrinsèque des gros granulats: les granulats ayant la compacité la plus faible forment des bouchons plus facilement.

Il existe donc un mécanisme qui provoque l'avancement d'une partie des gros granulats dans la barbotine. Il est logique de supposer que plus le béton est homogène, plus les gravillons auront du mal à "sortir du béton" pour progresser ensuite dans la barbotine. Autrement dit, le risque de bouchon sera plus faible. L'essai à l'aéromètre modifié, que nous avons présenté dans le paragraphe III.1, avait pour objectif de mesurer le ressuage des bétons. En quelque sorte, le ressuage du béton caractérise son instabilité vis-à-vis de la pesanteur. Plus le béton est stable, moins il ressuage. Nous avons donc essayé de corréler la formation des bouchons et la vitesse de ressuage. La figure V.5 montre les vitesses de ressuage pour tous les bétons de la première campagne expérimentale². Les bétons sont partagés en deux groupes: ceux qui ont formé des bouchons en phase d'amorçage ("non" sur l'axe pompabilité) et ceux qui n'ont pas provoqué de blocage ("oui" sur l'axe pompabilité). Ce diagramme permet les constats suivants:

1. Les bétons stables vis-à-vis du ressuage forment beaucoup moins de bouchons. On distingue trois zones:
 - les bétons qui ne ressuagent pas et ne forment pas de bouchons;

¹ En analysant la concentration des granulats dans un plan (en 2D) on ne peut pas calculer, de façon rigoureuse, la concentration volumique (en 3D). Néanmoins, on suppose qu'ils sont corrélés.

² Les résultats complets des essais à l'aéromètre modifié sont présentés dans l'annexe XI.4.2.

- les bétons avec vitesses de ressues moyennes qui forment des bouchons dans 50 % des cas;
 - les bétons qui ressuent beaucoup et provoquent des blocages dans 100 % des cas;
2. Les granulats roulés améliorent la pompabilité et diminuent le ressuage (cela rejoint les conclusions concernant leur meilleure compacité);
 3. Le sablon correcteur rend les bétons plus homogènes (plus stable vis-à-vis du ressuage) et améliore également la pompabilité;

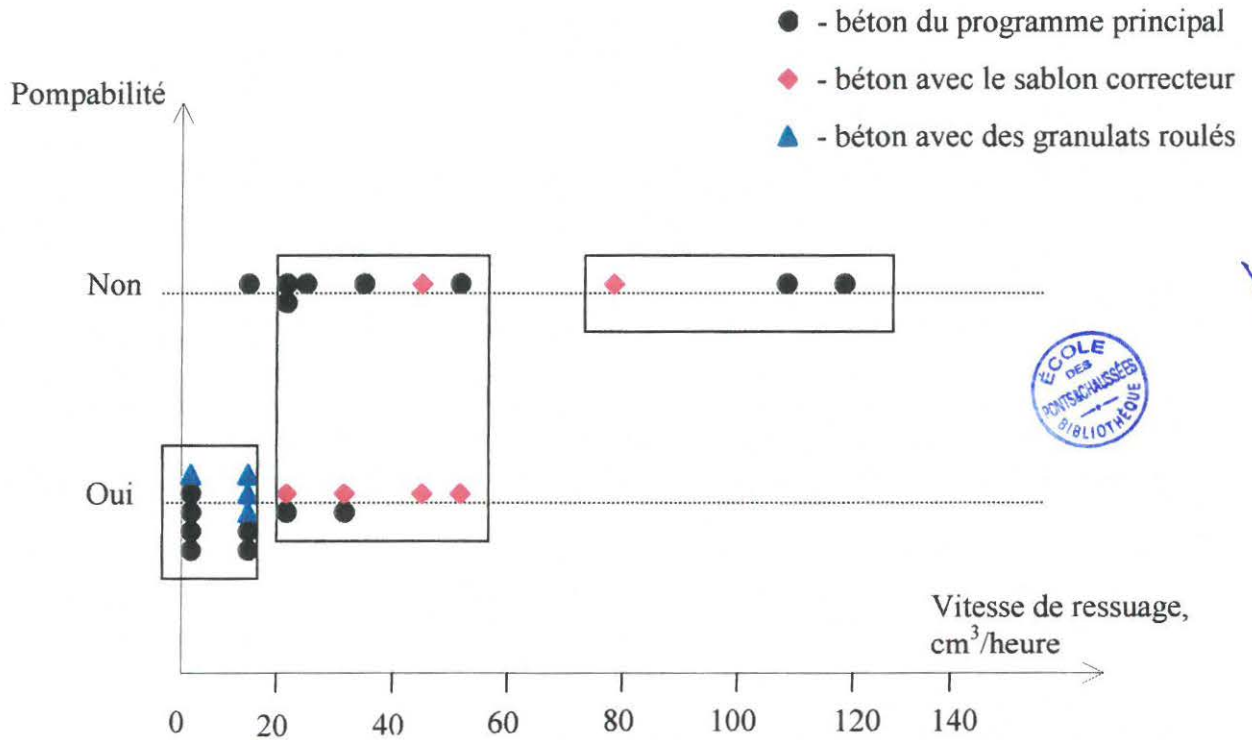


Figure V.5 – Corrélation entre l'essai à l'aéromètre modifié et la pompabilité.

Tous les essais de pompage ont été effectués suivant un mode opératoire précis mais particulier. Les bouchons que nous avons obtenus sont donc relatifs à notre mode opératoire et à la configuration de notre circuit. On peut très bien supposer que dans un circuit en ligne droite de la même longueur, on n'aurait eu aucun bouchon avec le même mode opératoire. On peut également supposer, qu'en utilisant une quantité différente de barbotine, on aurait sensiblement modifié le nombre de bouchons. Tout cela traduit le fait, que l'essai à l'aéromètre modifié (comme d'ailleurs n'importe quel d'autre essai) ne peut pas être considéré comme un test de pompabilité susceptible de fournir une réponse valable dans tous les contextes¹. La raison en est très simple: la pompabilité n'est pas une propriété intrinsèque du béton. Par contre, pour les conditions de pompage similaires (mode opératoire, géométrie du circuit), l'essai à l'aéromètre modifié permet de classer les bétons suivant leur pompabilité: les bétons qui ressuent moins poseront moins de problèmes vis-à-vis du pompage. L'analyse des données montre que la maîtrise des problèmes de blocage passe par la compréhension des phénomènes qui se produisent en cours de pompage. La question

¹ Il faut également préciser que l'essai à l'aéromètre modifié ne permet pas de détecter les bétons qui présentent une forte ségrégation mais qui ne ressuent pas. Ces bétons sont néanmoins susceptibles de provoquer des bouchons en phase de démarrage.

principale est la suivante: quels sont les mécanismes qui provoquent la concentration des gros granulats devant la barbotine dans une phase d'amorçage? Pour répondre à cette question, il faut prendre en compte le mode de fonctionnement d'une pompe à piston. La figure V.6 montre la vitesse appliquée sur le béton dans ce type de pompe. A cause du remplissage partiel et de l'asservissement¹ des pistons, le béton est mis progressivement en mouvement: il atteint la vitesse maximale quand l'espace entre le piston et la sortie du cylindre est complètement rempli. En fin de course, le piston s'arrête brutalement et le béton subit une décélération importante.

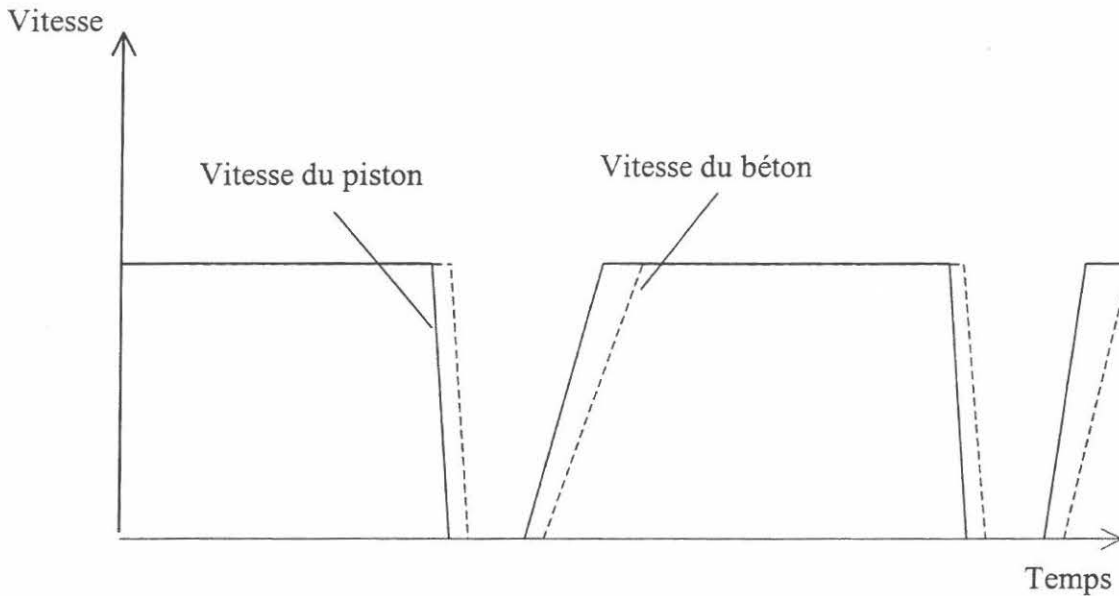


Figure V.6 – Vitesse du piston et du béton en fonction du temps (schéma de principe).

Toutes les particules dans le béton n'ont pas la même taille, par conséquent, elles parcourent une distance différente avant de s'arrêter. Imaginons un front du béton derrière la barbotine. Juste avant, la décélération, toutes les particules ont la même vitesse, sauf si le débit est très important (cf. figure VI.10, chapitre VI). Après la première décélération, des particules se retrouvent dans la barbotine. Leur avancement par inertie est "freiné" par la barbotine. Supposons qu'une particule avance dans la barbotine suivant la loi de Stokes. La masse d'un gravillon est beaucoup plus importante que celle d'un grain du sable. D'autre part, il est davantage freiné par la barbotine, car son rayon est plus important. Pour déterminer la force qui s'oppose à l'avancement d'un gravillon dans la barbotine, il faut connaître le nombre de Reynolds [19].

$$Re = \frac{Rv\rho}{\eta} \quad (V.1)$$

où Re est le nombre de Reynolds, R le rayon du gravillon (en m), v la vitesse d'avancement (en m/s), ρ la densité de la barbotine (en kg/m^3), η la viscosité de la barbotine (en Pa.s).

¹ Dans certaines pompes modernes, le mouvement des pistons est asservi pour réduire les pics de pression en régime permanent.

En prenant $R = 0,008 \text{ m}$, $v = 0,5 \text{ m/s}$, $\rho = 1500 \text{ kg/m}^3$, $\eta = 0,1 \text{ Pa.s}$, on trouve $Re = 60$. Pour trouver la force résistante, on utilise la loi de Newton¹ quand $Re > 1$ [19]:

$$F_r = \frac{1}{2} C \pi R^2 \rho_l v^2 \quad (\text{V.2})$$

où F_r est la force résistante qui s'oppose à l'avancement de la particule (en N), C le coefficient dépendant de la forme de la particule (égal à 1 pour une sphère), R le rayon moyen de la particule (en m), ρ_l la masse volumique du liquide (en kg/m^3), v la vitesse de la particule (en m/s).

L'équation du mouvement d'une particule s'écrit :

$$v = v_0 - \frac{F_r}{m} t \quad (\text{V.3})$$

où v_0 est la vitesse initiale (en m/s), m la masse de la particule (en kg).

La masse d'une sphère est

$$m = \frac{4}{3} \pi R^3 \rho_g \quad (\text{V.4})$$

où ρ_g est la masse volumique de la particule (en kg/m^3).

En introduisant les équations (V.2 et V.4) dans (V.3), on obtient l'équation différentielle du mouvement d'une particule dans la barbotine après chaque coup de piston

$$S''(t) = - \frac{\frac{1}{2} C(R) \pi R^2 \rho_l [S'(t)]^2}{\frac{4}{3} \pi R^3 \rho_g} = - \frac{\frac{3}{8} \rho_l [S'(t)]^2}{R \rho_g} \quad \left. \begin{array}{l} S(0) = 0 \\ S'(0) = v_0 \end{array} \right\} \quad (\text{V.5})$$

où $S(t)$ est le déplacement d'un gravillon par rapport à la barbotine (en m), $S'(t)$ la vitesse de déplacement par rapport à la barbotine (en m/s), $S''(t)$ l'accélération d'un gravillon par rapport à la barbotine (en m/s^2).

On en déduit que: plus le rayon de la particule est important, moins elle est freinée.² La solution analytique de cette équation a la forme suivante:

$$S(t) = \frac{\ln(kt + \frac{1}{V_0})}{k} - \frac{\ln(\frac{1}{V_0})}{k}, \quad \text{avec} \quad k = \frac{\frac{3}{8} \rho_l}{R \rho_g} \quad (\text{V.6})$$

¹ Quand $Re < 1$, on utilise la loi de Stokes

² On fait l'hypothèse que la densité de toutes les particules est identique. Pour les bétons de granulats originaires, cette hypothèse n'est pas loin de la réalité.

t - temps que la particule reste en mouvement par rapport à la barbotine;

En posant $S'(t)=0$, on peut espérer trouver le temps t nécessaire pour que la particule s'arrête. Le calcul théorique montre que la vitesse tend vers 0 quand t tend vers l'infini. Cependant, la distance parcourue tend également vers l'infini. En réalité, la progression d'une particule est freinée par les parois du tuyau et les autres particules. D'autre part, la barbotine présente un seuil de cisaillement, qui finira par arrêter le mouvement des particules. On peut supposer que le temps de mouvement relatif de gravillon par rapport à la barbotine est égal au temps d'inversion¹ ($t \approx 2 \text{ sec}$). Pour une particule de 20 mm, on trouve alors $S(2) = 0,2 \text{ m}$. Pour remplir une tuyauterie de 150 m de long et de 125 mm de diamètre avec une pompe ayant des pistons de 36 litres (pompe BF 1400 de la première campagne expérimentale), il faut environ 74 coups de piston². Au rythme de 0,2 m par coup de piston, un gravillon parcourra environ 15 m dans la barbotine. Or, le volume de barbotine injecté dans la tuyauterie suivant le mode opératoire de la première campagne était d'environ 250 l (6 sacs de ciment et 150 l d'eau). Cela correspond à 20 m de tuyau rempli de la barbotine. La distance parcourue par un gravillon moyen est donc sensiblement identique (vu toutes les simplifications du calcul) à la longueur remplie par la barbotine. Autrement dit, les gravillons qui ont pu "s'échapper" du béton au départ se retrouvent devant la barbotine au bout de 150 m de tuyauterie. La distance parcourue par un gravillon après chaque coup de pompe permet d'estimer la quantité de barbotine nécessaire pour amorcer le circuit.

$$V_{\text{barbotine}} = s_0 n_c \pi R^2 \quad (\text{V.7})$$

où $V_{\text{barbotine}}$ est le volume de barbotine (en m^3), s_0 l'avancement d'un gravillon dans la barbotine après chaque coup de pompe (en m), R le rayon des tuyaux (en m), n_c le nombre de coups de pompe nécessaires pour remplir le circuit, calculé par :

$$n_c = \frac{\pi R^2 L}{V_p k_r} \quad (\text{V.8})$$

où L est la longueur de la tuyauterie (en m), V_p le volume du piston (en m^3), k_r le coefficient de remplissage des pistons.

Le mécanisme proposé permet de comprendre les règles de l'art, trouvées depuis longtemps par les praticiens pour éviter les bouchons au démarrage:

- l'amorçage du circuit avec un débit faible permet de minimiser le risque de bouchon, car avec une vitesse initiale plus faible les gravillons progressent moins dans la barbotine après chaque coup de pompe;
- les pompages en hauteur posent rarement des problèmes, car la gravité s'oppose à l'avancement des gravillons. Ce phénomène permet d'effectuer parfois un démarrage sans barbotine;
- les pompes à rotor provoquent beaucoup moins de bouchon au démarrage, car la décélération que le béton subit dans ce type de pompe est beaucoup plus faible. La vitesse imposée au béton diminue de façon progressive à la fin de chaque cycle;

¹ Dans le sens propre du terme, l'inversion est pratiquement instantanée. Il s'agit ici du temps qui passe entre le début d'inversion et le moment où la vitesse du béton se stabilise.

² Le coefficient de remplissage est égal à 0,7.

- la qualité de la barbotine a une influence primordiale, car plus elle est dense, plus les gravillons sont freinés. Pour des pompages de longue distance, on utilise du mortier qu'on envoie derrière la barbotine et avant le béton pour mieux freiner la progression des gravillons. La quantité est également importante, car plus il y a de la barbotine, plus il faut de temps pour que les gravillons la devancent;

Il reste, néanmoins, une question importante: comment les gravillons sortent-ils du béton? En effet, une fois que le gravillon se retrouve dans la barbotine, il va la dépasser si le nombre de coups de pompe est suffisant. Cependant, le calcul montre que les gravillons ne peuvent pas progresser dans le béton, car sa densité est trop importante. En d'autres termes, d'après le calcul, les gravillons qui se trouvent à 10 cm derrière le front ne peuvent pas "se rendre" dans la barbotine. Le mode opératoire d'amorçage du circuit utilisé pour les essais sur le site à Roissy correspond au mode opératoire pratiqué couramment sur chantier. Suivant ce mode, le béton est versé dans la trémie de la pompe quand il reste encore une quantité importante de barbotine. Le premier béton se trouve donc mélangé avec la barbotine. Les praticiens considèrent que cela a un effet positif, car on "graisse bien le béton au départ". Si le mécanisme proposé pour expliquer la formation des bouchons est juste, cette action favorise au contraire les bouchons au démarrage.

Nous avons procédé à un essai qui nous a permis de vérifier ce phénomène. Une composition ayant provoqué un bouchon au démarrage pendant la première campagne a été pompée suivant deux modes opératoires différents. La première fois, nous avons procédé suivant le mode opératoire habituel. Nous avons versé le béton tout de suite derrière la barbotine, en mélangeant ainsi les deux dans la trémie. Pour aggraver le phénomène nous avons augmenté le débit de pompage au démarrage et diminué la quantité de barbotine. Le bouchon s'est produit à l'avant-dernier virage, soit environ à 100 m de la pompe. La deuxième fois, avant de verser le béton, nous avons nettoyé la trémie, en effectuant ensuite exactement le même mode opératoire (débit de pompage, quantité de barbotine). Nous avons alors établi le circuit sans problème. Cet essai a donc permis de confirmer l'hypothèse sur le mécanisme de formation des bouchons en phase d'amorçage du circuit.

Ce mécanisme permet de comprendre dans quelle mesure les essais ont été perturbés par le mode opératoire. Il suffisait de mélanger le béton avec une quantité plus ou moins importante de barbotine pour que le résultat de l'essai soit complètement modifié. La qualité de la barbotine variait également, car sa fabrication dans la trémie de la pompe reste toujours très délicate. Néanmoins, ces essais ont permis d'aboutir aux conclusions suivantes:

- les bouchons dans une phase d'amorçage se forment par accumulation des gros granulats devant la barbotine. Les gros granulats progressent dans la barbotine à chaque coup de pompe. Le blocage se produit quand la concentration critique est atteinte;
- le rôle principal de la barbotine est de maintenir les granulats en suspension et de freiner leur avancement. Le rôle secondaire est le graissage des tuyaux;
- l'asservissement de la vitesse du piston dans une pompe agit dans le mauvais sens et favorise la formation de bouchons au démarrage. En effet, pour éviter les pics de pression au début du cycle de refoulement, la vitesse augmente progressivement. Par contre, l'arrêt du piston est instantané. Pour éviter les bouchons, il faut asservir une pompe en phase de démarrage de façon différente: l'application de la vitesse¹ doit être quasi-instantanée et la diminution progressive en fin de cycle. Autrement dit, il faut avoir deux types d'asservissement: un pour la phase d'amorçage et un pour le régime continu;

¹ Cela permet au béton de "rattraper" les gravillons.

- il faut absolument éviter de mélanger le béton et la barbotine dans la trémie de la pompe. La trémie doit être vidée après le pompage de la barbotine¹;
- il faut diminuer au maximum le débit de pompage dans la phase de démarrage;
- il faut privilégier les pompes avec des pistons à longue course, car pour un volume pompé égal, le nombre de coups de pompe est plus faible;
- les bétons sableux poseront moins de problèmes au démarrage, car il aura moins de gravillons susceptibles de provoquer des bouchons;
- il est évident qu'on ne pourra pas effectuer de calculs précis suivant la loi de Newton vu l'incertitude que nous avons sur tous les paramètres. Néanmoins, cette loi permet d'établir une loi d'échelle permettant d'effectuer les calculs à partir des données existantes. En se basant sur le mécanisme d'avancement des gros granulats dans la barbotine et sur cette loi on peut résoudre deux types de problèmes:
 - connaissant la quantité de barbotine nécessaire pour amorcer le circuit dans une configuration donnée (pompe utilisée, débit d'amorçage, D_{max} , géométrie du circuit), quelle est la quantité de la barbotine nécessaire pour amorcer le circuit dans une autre configuration?
 - connaissant la longueur du circuit qu'on peut amorcer dans une configuration donnée (pompe utilisée, débit d'amorçage, D_{max} , géométrie du circuit), avec une quantité de barbotine donnée, quelle est la longueur du circuit qu'on peut amorcer avec la même quantité de barbotine dans une autre configuration?

Notons que les bouchons se forment quand les granulats accumulés devant la barbotine atteignent une concentration critique, qui dépend de leur nature. Autrement dit, la quantité donnée des granulats devant la barbotine n'est pas une condition suffisante pour former un bouchon. Pour cette raison, le calcul qu'on effectue suivant la loi de Newton a un sens seulement si le béton utilisé dans les deux configurations est le même.

¹ Ceci est difficilement acceptable sur les chantiers pour des raisons pratiques: on salit le site avant de commencer à pomper.

V.1.2 Bouchon en cours de pompage

Dans le paragraphe précédent, nous avons évoqué les mécanismes de formation des bouchons dans une phase initiale de pompage: l'amorçage du circuit. Une fois le circuit établi, le pompage entre dans sa deuxième phase: le régime permanent. En régime permanent, le béton est déversé en continu dans la trémie de la pompe, pour être ensuite refoulé avec une cadence soutenue. Le nombre de bouchons rencontré durant cette phase est très faible par rapport à tous les autres types de bouchons. Sur 64 charges pompées lors des deux campagnes expérimentales, nous avons constaté un seul bouchon au niveau du débitmètre en régime continu. Il est évident qu'à chaque fois qu'un blocage se produit en cours de pompage, il existe un phénomène perturbateur. Autrement dit, pour que le béton forme un bouchon dans un endroit où il est déjà passé, il faut que quelque chose provoque ce blocage. Les causes de blocage citées plus bas ont été identifiées grâce aux observations pratiques menées sur les différents chantiers et tout au long des deux campagnes expérimentales:

- le non respect de la taille maximale des granulats ($\frac{D_{tuyau}}{4}$) peut provoquer des bouchons en régime continu;
- une augmentation significative de la vitesse de pompage provoque parfois les bouchons dans les réductions. Il semble que la dilatance due au cisaillement en soit la cause;
- une petite perturbation locale (deux tuyaux avec des niveaux d'usure différents branchés ensemble, tuyau en caoutchouc, débitmètre, etc.) peut favoriser la formation des bouchons;
- la ségrégation du béton dans la trémie de la pompe peut augmenter de façon significative le rapport G/S (gravillons/sable) pour le béton aspiré. Ceci peut modifier les paramètres de pompage et provoquer des bouchons;
- les bétons de rapport G/S élevé peuvent former des "voûtes" dans la trémie de la pompe. Ceci provoque l'aspiration d'une grande quantité d'air. L'air est ensuite comprimé et refoulé dans la tuyauterie avec le béton. La pression diminue tout au long de la tuyauterie et l'air se décomprime. Cette décompression forme des poches d'air et crée des mouvement non-contrôlés du béton dans la tuyauterie, qui peuvent ensuite provoquer des blocages;
- un élément étranger dans le béton (gros caillou, morceau de fil, etc.) peut être également une cause de bouchons.

Il est impossible d'établir une règle générale de formulation ou un mode opératoire permettant d'éviter à 100% les bouchons en cours de pompage. Cependant, la connaissance (même partielle) des causes de ces bouchons réduit considérablement les risques de leur apparition et rend les conséquences beaucoup moins importantes en cas de blocage.

V.1.3 Bouchons en phase de redémarrage

Dans les paragraphes précédents, nous avons présenté les problèmes de pompabilité relatifs aux deux premières phases de pompage (amorçage et pompage en régime continu). Le processus technologique de pompage comporte une troisième phase inévitable: l'arrêt du pompage. Différentes causes peuvent être à l'origine de cet arrêt: le détournement de la flèche de répartition, le nettoyage du circuit, le retard du camion toupie, etc. Le béton reste donc immobile pendant un temps qui peut varier de quelques minutes à quelques heures. Le premier souci est d'éviter la prise du béton dans les tuyaux, car le redémarrage du pompage devient alors très problématique (on n'est plus dans le cadre de la mécanique des fluides). Supposons que le béton soit suffisamment retardé. La seule force, agissant sur le béton durant cette période, est la force de gravité. Cette force provoque la sédimentation et, par conséquent, les phénomènes de ségrégation et de ressuage dans le béton. Les granulats qui sédimentent viennent en contact avec la paroi et modifient la nature du frottement. En effet, dans les zones de contact (partie inférieure de la tuyauterie), la couche limite de glissement n'existe plus. On se trouve donc dans le cas du frottement solide-solide, qui est beaucoup plus élevé. Ce phénomène explique les pics de pression au redémarrage du pompage, car pour mettre le béton en mouvement, il faut vaincre ce frottement. Quand le béton entre en mouvement, les granulats s'écartent des zones les plus cisailées, la couche limite se forme de nouveau et la pression de pompage redevient normale. Les problèmes au redémarrage apparaissent quand le béton présente une grande instabilité vis-à-vis de la pesanteur. La surface de contact entre les granulats et la paroi devient importante et, de plus, le béton se compacte dans la zone inférieure de la section du tuyau. La figure ci-dessous montre la photo d'un béton fortement ségrégué (cf. annexe XI.2, composition *base2*) dans la tuyauterie après 15 minutes de pause.



Figure V.7 – Ségrégation du béton dans la tuyauterie.



Figure V.8 – Nettoyage du circuit après un bouchon dû à la ségrégation.

On constate que le béton s'est compacté dans la partie inférieure du tuyau. La reprise de pompage dans ces conditions a été impossible. La puissance de la pompe BF 1400 de la première campagne a été insuffisante pour dégager ne serait-ce qu'un seul tuyau de 3 m de longueur. Le nettoyage a été donc effectué à la main. La figure V.8 montre le circuit expérimental en cours de nettoyage après le bouchon provoqué par la ségrégation. Les bouchons de ce type sont extrêmement problématiques, car la tuyauterie entière se trouve bouchée. La seule solution est le démontage total du circuit. Il faut également préciser que la durée possible de nettoyage est limitée, car si le béton n'est pas retardé, il fait prise au bout de 3-4 heures.

La ségrégation du béton dans la tuyauterie crée donc des problèmes très difficiles à résoudre. Les bétons ségrégeants peuvent provoquer de graves bouchons, mais tant que le béton reste en mouvement, il s'écoule normalement. Si le pompage se passe dans de bonnes conditions (pas d'arrêt de pompage; nettoyage rapide), les problèmes n'apparaissent pas¹. Par contre, il suffit d'avoir un arrêt de pompage plus ou moins long, et le redémarrage devient impossible. Dans notre cas, nous avons poussé le phénomène à l'extrême: la ségrégation a rendu le redémarrage impossible au bout de 10 min, mais les bouchons au bout de 30-40 min de pause sont assez courants.

A notre connaissance, il n'existe pas actuellement de théorie permettant de décrire de façon précise et quantitative les phénomènes de ségrégation et de ressuage. Néanmoins, certains auteurs proposent les indices qui permettent de relier la composition et l'aptitude du béton à la ségrégation [15, 53]. En utilisant ces indices, on pourrait essayer de classer les bétons vis-à-vis de leur pompabilité en phase de redémarrage de pompage.

¹ Ceci prouve, encore une fois, à quel point la notion de pompabilité est relative.

V.1.4 Bouchons en phase de nettoyage

Le nettoyage du circuit est la phase finale du pompage. Dans le paragraphe II.2.5, nous avons présenté deux techniques de nettoyage actuellement utilisées sur les chantiers: le nettoyage à l'air comprimé et le nettoyage à l'eau. Le nettoyage à l'air comprimé pose souvent des problèmes de sécurité (cf. paragraphe II.2), mais provoque rarement des bouchons. Les seuls problèmes qui peuvent apparaître sont ceux évoqués dans le paragraphe V.1.2 "Bouchons en cours de pompage". A causes des problèmes de sécurité et de puissance, l'utilisation de l'air comprimé est limitée. On considère qu'au delà de 100-200 m, il faut utiliser le nettoyage à l'eau, car cette technique est beaucoup plus sûre et la puissance est toujours suffisante¹. Malheureusement, le nettoyage à l'eau peut parfois provoquer la formation des bouchons.

Pour nettoyer le circuit à l'eau, on introduit un bouchon de séparation derrière le béton, ensuite, l'eau est pompée dans le circuit derrière le bouchon. Ce bouchon est fabriqué avec du papier "kraft" mouillé² placé entre les deux balles en caoutchouc. La longueur totale du bouchon (environ 1 m) dépend de la distance et de la pression de pompage. Pendant le nettoyage, l'eau sous pression est séparée du béton par le bouchon de séparation. Si l'étanchéité du bouchon de séparation n'est pas suffisante, l'eau le dépasse et commence à se mélanger avec le béton. Le béton se trouve donc délavé et provoque un blocage. Le bouchon formé par les granulats délavés est très difficile à évacuer, car on le compacte au fur et à mesure du nettoyage.

La qualité de bouchon de séparation est donc primordiale pour éviter les blocages en phase de nettoyage.

¹ La puissance est suffisante pour une simple raison: le nettoyage est effectué avec la même pompe, alors que pour l'air on utilise un compresseur.

² On peut, également, utiliser l'emballage des sacs du ciment.

VI. ANALYSE DES PARAMETRES DE POMPAGE

Dans le paragraphe précédent, nous avons abordé les problèmes de formation de bouchons. Admettons que l'ensemble des facteurs liés au matériau et au mode opératoire dans le processus technologique de pompage soient tels que le béton s'écoule à travers la tuyauterie sans provoquer de blocages. Une deuxième question se pose alors: quelle pompe faut-il choisir pour refouler le béton avec le débit demandé. La figure VI.1 montre la représentation graphique de ce problème.

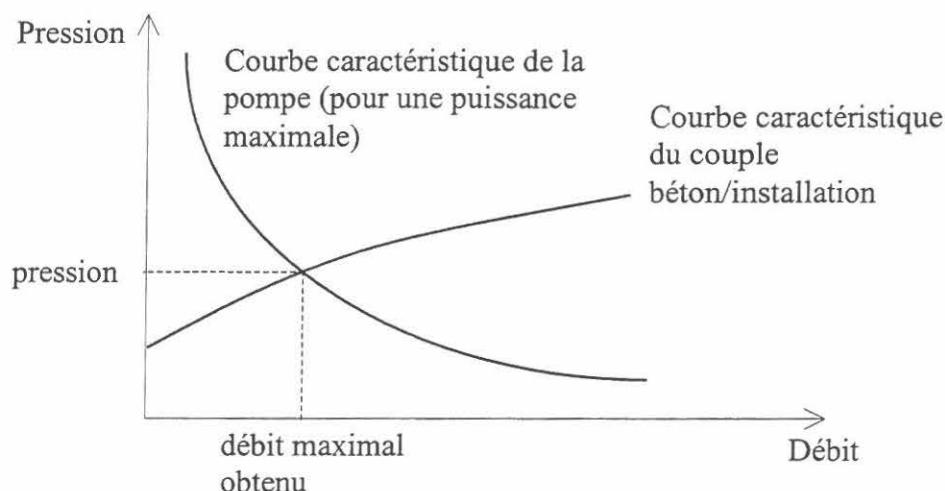


Figure VI.1 – Paramètres de pompage.

Le point d'intersection entre la courbe caractéristique de la pompe et la courbe béton/installation définit le débit maximal que la pompe peut assurer dans une configuration donnée. Autrement dit, la courbe béton/installation permet de déterminer le débit et la pression de pompage.¹

VI.1 PERTES DE PRESSION, INTERFACE ACIER-BETON

Lors des deux campagnes expérimentales, 68 charges de bétons ont été testées sur le circuit-pilote à Roissy-en-France. Les paramètres de pompage ont été enregistrés pour 53 compositions. Le fichier de données de chaque essai contient les déformations des tuyaux enregistrées avec une fréquence de 10 Hz, l'évolution de la température des tuyaux (0,02 Hz) et le débit de pompage (10 Hz). Tous les bétons ont été réceptionnés par un essai au cône d'Abrams. Les essais au rhéomètre BTRHEOM et au tribomètre à cylindres coaxiaux ont été menés en parallèle sur chacune des compositions pompées.

La figure VI.2 montre un exemple de fichier d'acquisition avec les déformations enregistrées sur chacun des 12 capteurs en fonction de temps.

¹ On considère que la courbe caractéristique de la pompe est fournie par le constructeur.

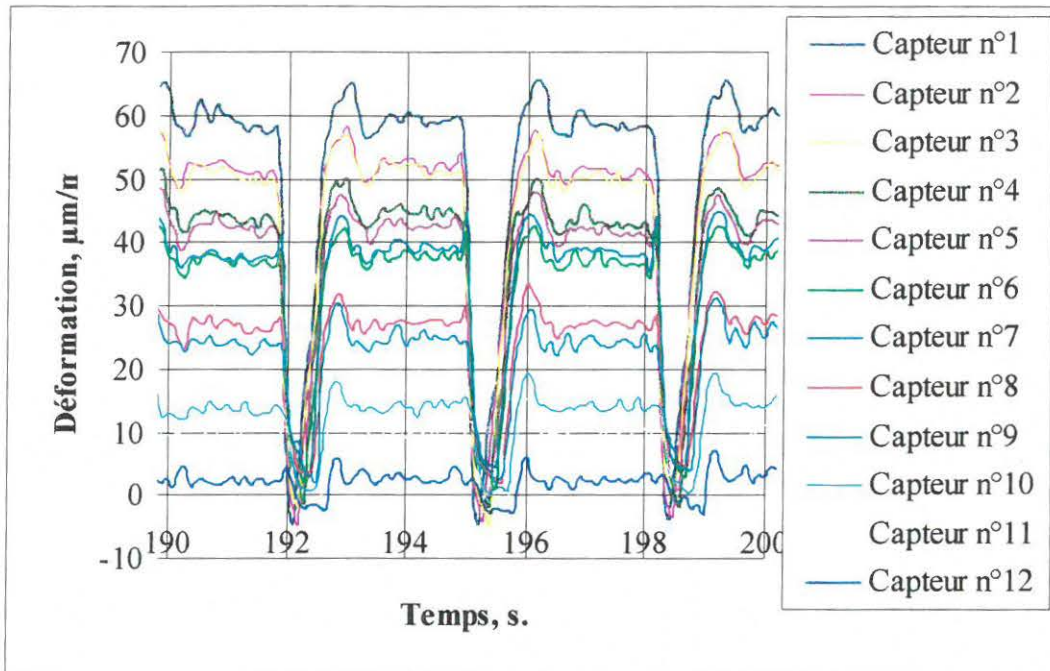


Figure VI.2 – Déformations enregistrées en cours de pompage.

L'échauffement des tuyaux en cours d'essai provoque des déformations thermiques. A partir des mesures de la température et des déformations à l'état initial et à l'état final (cf. paragraphe IV.2.2), on effectue la correction en température à tout instant t

$$D_p = D_t + \frac{(D_1 - D_2)(T_t - T_1)}{T_1 - T_2} \quad (VI.1)$$

où D_1 est la déformation mesurée à l'état initial (en $\mu\text{m/m}$), D_2 la déformation mesurée à l'état final (en $\mu\text{m/m}$), T_1 la température mesurée à l'état initial (en $^\circ\text{C}$), T_2 la température mesurée à l'état final (en $^\circ\text{C}$), D_t la déformation mesurée à l'instant t (en $\mu\text{m/m}$), T_t la température mesurée à l'instant t (en $^\circ\text{C}$).

La déformation corrigée permet de déterminer la pression de pompage au niveau de chacun des capteurs:

$$P_i = D_{pi} \cdot k_i \quad (VI.2)$$

où P_i est la pression de pompage à l'instant t sur le capteur i (en bars), D_{pi} la déformation due à la pression à l'instant t sur le capteur i (en $\mu\text{m/m}$) et k_i le coefficient d'étalonnage du capteur i (en bars/ $\mu\text{m/m}$).

La pression enregistrée sur les différents capteurs permet de tracer le profil de pression tout au long du circuit. La figure ci-dessous montre les profils de pression qui correspondent aux différents débits de pompage, pour un béton donné.

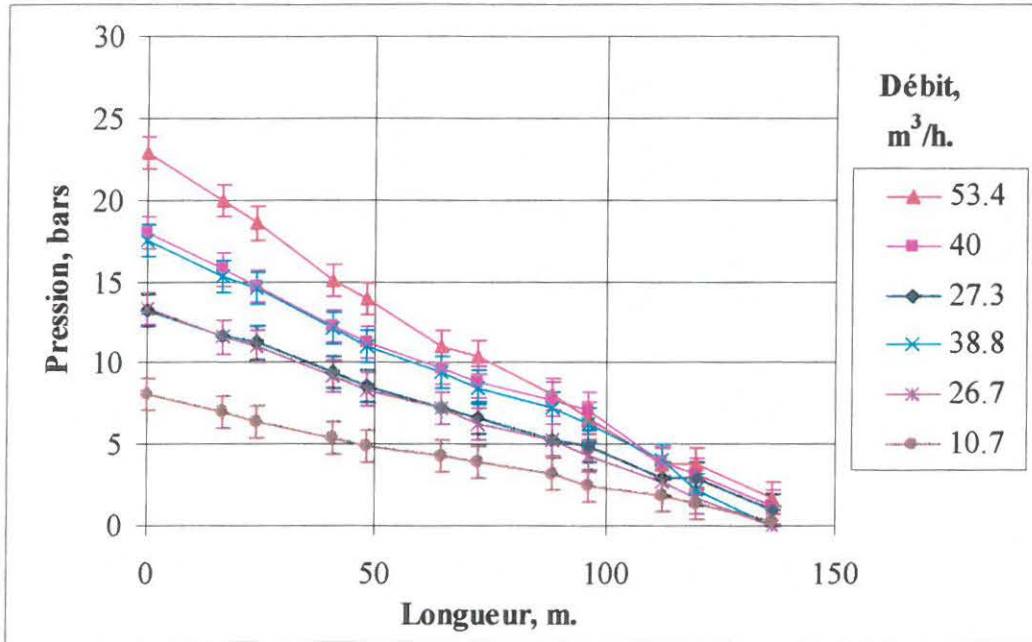


Figure VI.3 – Profils de pression pour les différents débits.

L'analyse des profils de pression permet de constater deux phénomènes importants:

- les profils de pression sont à peu près *linéaires* pour l'ensemble des bétons pompés dans le circuit ;
- les pertes de pression dans les coudes sont identiques aux pertes dans les parties droites. (cf. figure ci-dessous).

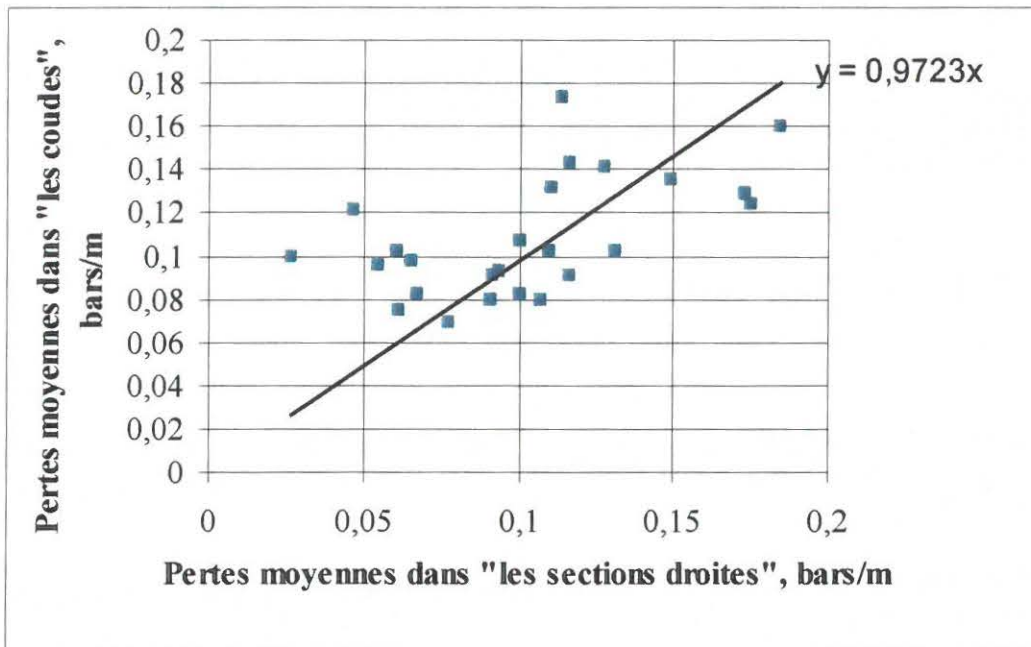


Figure VI.4 – Pertes moyennes enregistrées pour les bétons de la première campagne expérimentale pour un débit de 30 m³/h.

La première constatation signifie que les contraintes de frottement ne dépendent que de la vitesse. En effet, en reprenant les équations présentées dans le paragraphe II.3.1, on trouve la relation entre la pression axiale dp et les contraintes de frottement τ_f pour un élément dx (cf. figure ci-dessous)

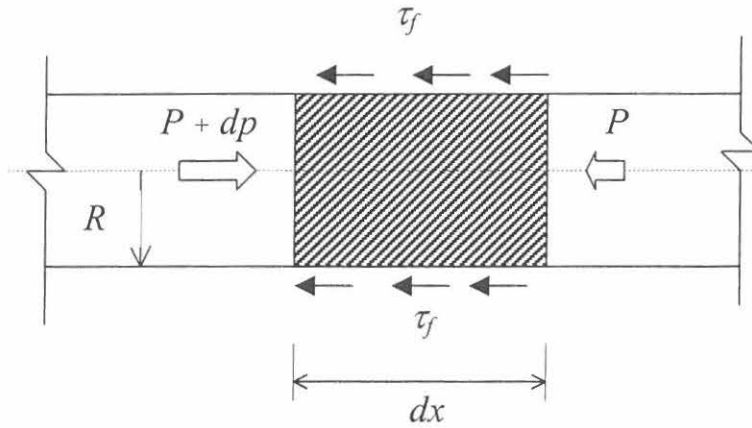


Figure VI.5 – Glissement du béton dans la tuyauterie

$$\pi R^2 dp + \tau_f 2\pi R dx = 0, \quad 2\tau_f = R \left(-\frac{dp}{dx} \right) \quad (\text{VI.3})$$

Comme les profils de pression sont linéaires, $dp/dx = \text{constante}$ pour un débit donné. Par conséquent, les contraintes de l'interface τ_f ne dépendent pas de la pression et dépendent uniquement de la vitesse. On se trouve donc dans le cas du frottement de type "liquide", par opposition au frottement de type "solide" où les contraintes de frottement dépendent de la pression normale. Cette constatation correspond très bien aux observations pratiques et confirme l'hypothèse de MORINAGA [36] et BROWNE [11] sur la loi de frottement. La présence d'une couche limite de glissement explique parfaitement la nature des contraintes de frottement. En effet, les pertes de pression sont dues au cisaillement localisé dans cette couche de coulis. L'épaisseur de cette couche (1-5 mm) est petite par rapport au diamètre du tuyau (80-150 mm). On peut donc parler d'une interface acier-béton.

Pour vérifier la linéarité des profils de pression dans le domaine des hautes pressions, nous avons procédé à une série d'essais à haute pression pendant la deuxième campagne expérimentale (cf. paragraphe IV.3.2). Les mêmes bétons ont été également testés suivant le mode opératoire normal. La figure VI.6 montre les valeurs de pertes de pression obtenus dans l'essai "haute pression" et dans un essai normal pour les bétons de la deuxième campagne expérimentale. Pour chaque essai, la comparaison est effectuée pour le même débit de pompage. Notons, que les valeurs de pertes sont assez faibles, car les essais "haute pression" se sont déroulés à des débits de pompage assez faibles (cf. paragraphe IV.3.2). La pression moyenne sur le béton lors de ces essais a été de l'ordre de 85 bars. L'analyse des données montre que la pression ne modifie pas la nature du frottement, et que les pertes restent identiques pour les différentes valeurs de pression. Autrement dit, on constate que l'hypothèse sur la nature des contraintes de frottement se vérifie dans la gamme de pression 0-100 bars.

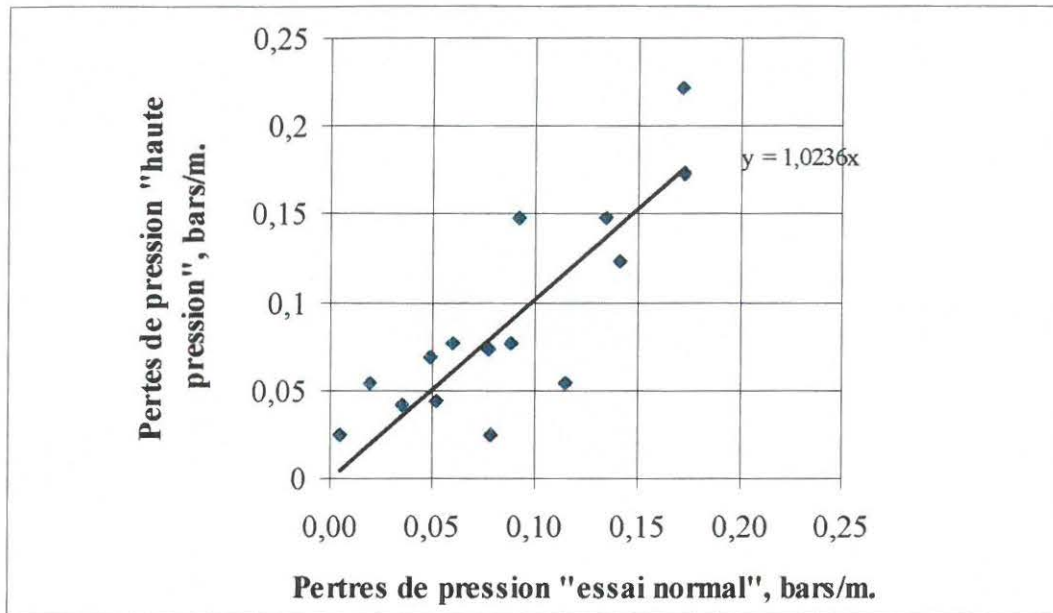


Figure VI.6 – Comparaison entre les pertes de pressions dans un "essai normal" et un "essai haute pression".

Nous avons donc constaté que les pertes de pression sont constantes tout au long du circuit et ne dépendent que de la vitesse. Pour déterminer la fonction mathématique reliant les contraintes de l'interface et la vitesse, on trace la courbe débit/pression¹. En prenant la pression mesurée sur le capteur n°1 (au début du circuit) comme pression de pompage, on obtient un point pour chaque valeur de débit (cf. figure VI.7)

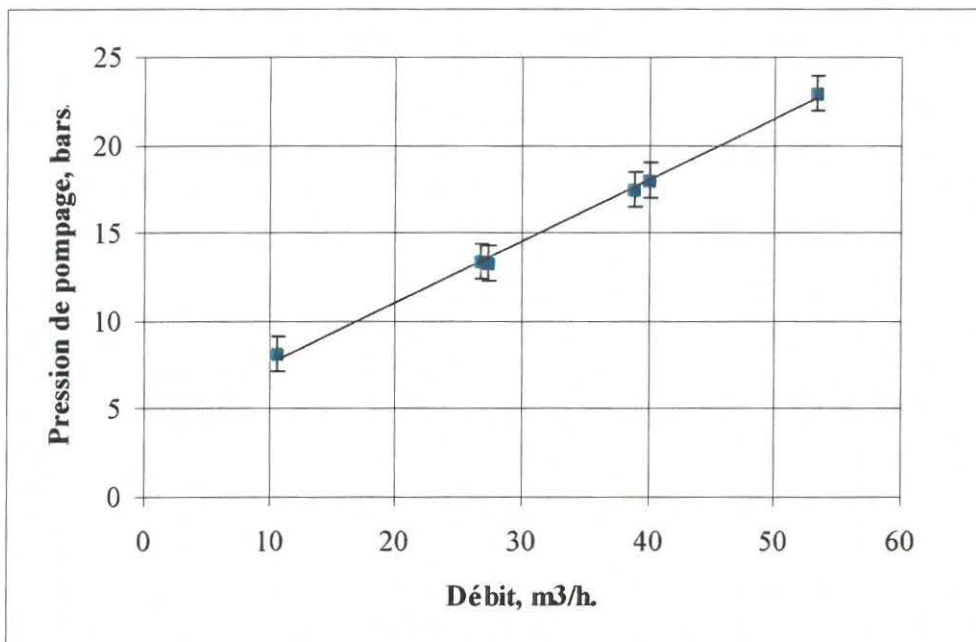


Figure VI.7 – Courbe débit/pression.

¹ Nous avons, également, appelé cette relation "courbe caractéristique béton/installation"

Pour la plupart des bétons, la relation est linéaire. Une régression linéaire permet de trouver les paramètres de la droite:

$$P = P_0 + k \cdot D \quad (\text{VI.4})$$

où P est la pression de pompage (en bars), P_0 l'ordonnée à l'origine¹ (en bars), k la pente de la droite de régression (en bars.h/m³), D le débit de pompage (en m³/h).

L'équation VI.4 impose la forme suivante pour la loi d'interface:

$$\tau = \tau_{0i} + \eta \cdot v \quad (\text{VI.5})$$

où τ est la contrainte de l'interface (en Pa), τ_{0i} le seuil de l'interface (en Pa), η la constante visqueuse de l'interface (en Pa.s/m), v la vitesse relative de glissement (en m/s).

Notons que le sens physique de la constante visqueuse de l'interface se traduit par l'équation suivante:

$$\eta = \frac{\mu_{\text{coulis}}}{e} \quad (\text{VI.6})$$

où μ est la viscosité plastique de la couche limite du glissement (en Pa.s), e l'épaisseur de la couche limite² (en m). Dans le même cadre, τ_{0i} correspond au seuil de cisaillement du coulis.

La prise en compte de la géométrie du circuit permet de retrouver les paramètres de l'équation (VI.5) à partir de l'équation (VI.4)

$$\begin{aligned} \tau_{0i}^p &= \frac{P_0 \pi R^2}{2 \pi R L} g \cdot 10^4 = \frac{P_0 R}{2 L} g \cdot 10^4 \\ \eta^p &= \frac{k R}{2 L} g \pi R^2 \cdot 3600 \cdot 10^4 = \frac{18 k \pi R^3}{L} g \cdot 10^6 \end{aligned} \quad (\text{VI.7})$$

où τ_{0i}^p est le seuil de l'interface déterminé à partir d'un essai de pompage (en Pa), η^p la constante visqueuse de l'interface déterminée à partir d'un essai de pompage (en Pa.s/m), P_0 l'ordonnée à l'origine (en bars), k la pente de la droite de régression (en bars.h/m³), R le rayon de la tuyauterie (en m), L la longueur de la tuyauterie (en m), g l'accélération de la pesanteur (en m/s²).

Les résultats des dépouillements de tous les essais effectués sur le circuit-pilote sont présentés dans l'annexe XI.4.4.

Comme nous l'avons mentionné dans le chapitre IV "Essai sur circuit-pilote", les essais au tribomètre à cylindres coaxiaux ont été menés en parallèle avec les essais de pompage. La

¹ L'ordonnée à l'origine est égale à la pression nécessaire pour mettre le béton en mouvement

² Pour écrire cette équation on fait une hypothèse qu'il existe une couche bien délimitée, de composition homogène dans l'épaisseur.

description complète de cet appareil, qui permet de caractériser le comportement tribologique de l'interface acier-béton, est présentée dans le paragraphe III.2.3. Les résultats d'essais au tribomètre à cylindres coaxiaux sont présentés dans l'annexe XI.4.4. Les figures VI.8 et VI.9 ci-dessous montrent la comparaison entre les paramètres de l'interface déduits à partir d'un essai de pompage (τ_{0i}^p et η^p) et les paramètres de l'interface mesurés au tribomètre à cylindres coaxiaux (τ_{0i}^t et η^t).

Malgré une certaine dispersion, on constate que les données sont alignées sur la droite $y = x$. L'essai au tribomètre à cylindres coaxiaux permet de prévoir la pression de pompage avec une incertitude qui peut être calculée comme

$$P = P' + 1,96 \cdot \sigma_p = P' \pm 1,96 \cdot \frac{2L}{10^5 R} \cdot \sqrt{\sigma_{\tau_{0i}}^2 + \nu \cdot \sigma_{\eta}^2} = P' \pm \frac{3,92L}{10^5 R} \sqrt{30^2 + \nu \cdot 50^2} \quad (VI.8)$$

où P est l'intervalle de confiance de la pression de pompage au seuil de probabilité de 95 % (en bars), P' la pression de pompage calculée avec les paramètres de l'interface déterminés au tribomètre à cylindres coaxiaux (τ_{0i}^t et η^t) (en bars), σ_p l'écart-type de P' (en Pa), L la longueur de pompage (en m), R le rayon de la tuyauterie (en m), $\sigma_{\tau_{0i}}^2$ la variance de τ_{0i} (en Pa²), σ_{η}^2 la variance de η (en (Pa.s/m)²) et ν la vitesse relative de glissement (en m/s).

La formule VI.8 donne un intervalle de confiance au seuil de probabilité de 95 % de l'ordre de ± 16 % de la valeur de P' .

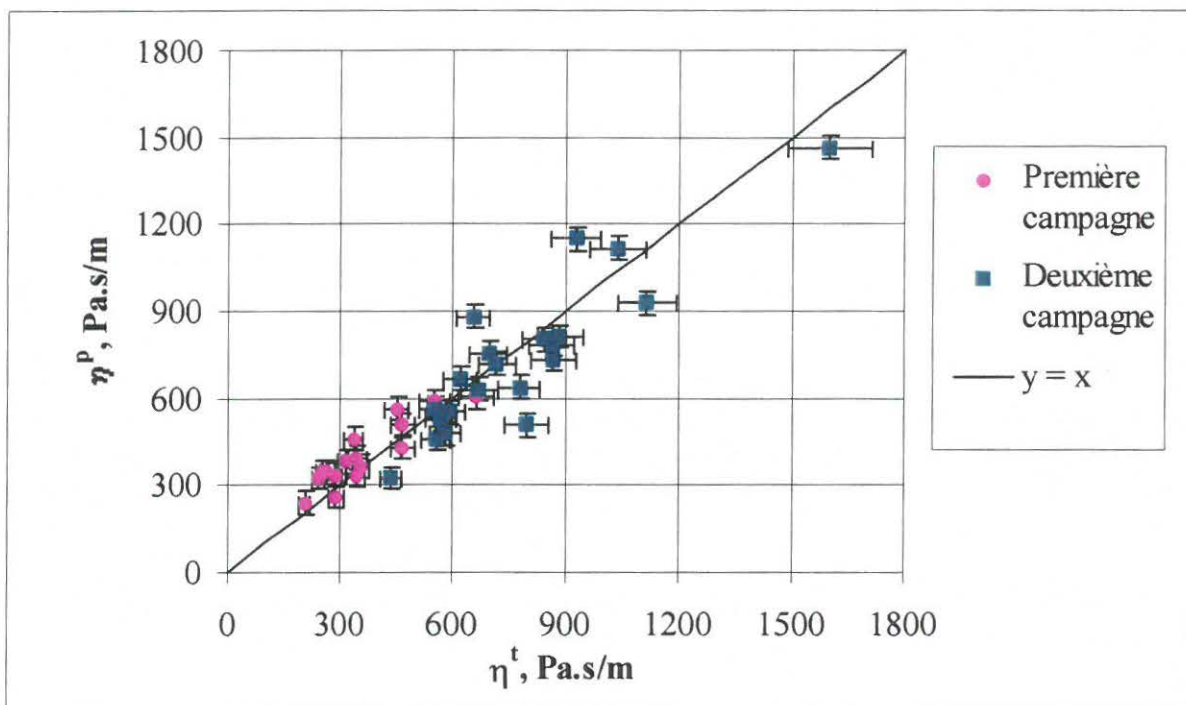


Figure VI.8 – Comparaison entre la constante visqueuse de l'interface déduite d'un essai de pompage (η^p) et celle mesurée au tribomètre à cylindres coaxiaux (η^t).

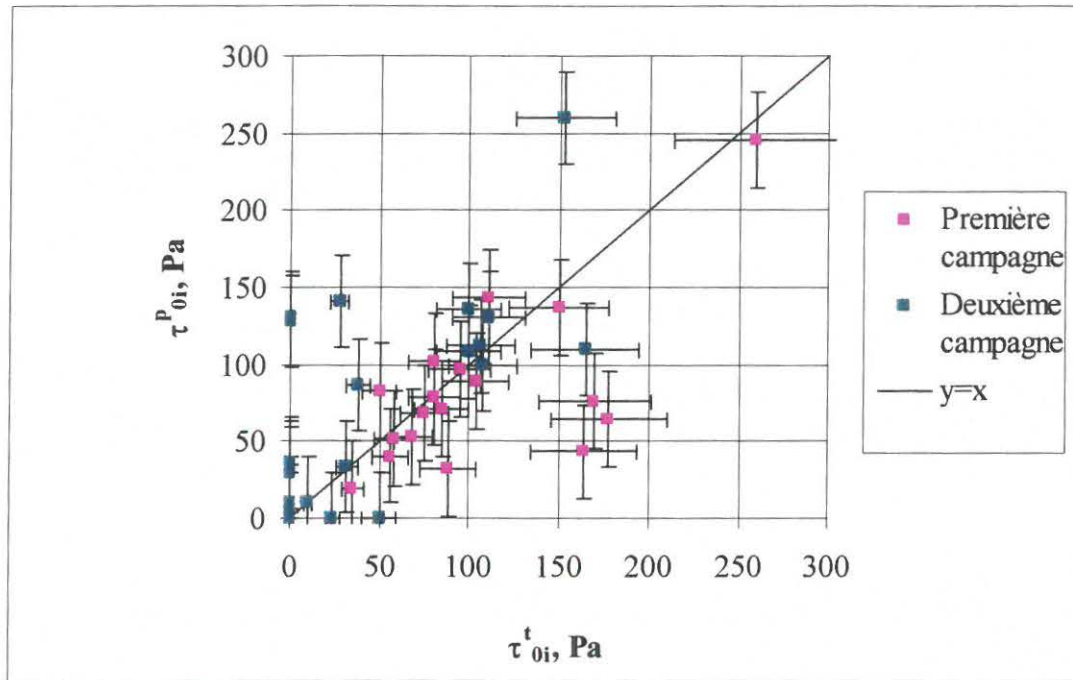


Figure VI.9 – Comparaison entre le seuil de l'interface déduits à partir d'un essai de pompage (τ_{oi}^p) et le seuil de l'interface mesuré au tribomètre à cylindres coaxiaux (τ_{oi}^t).

Nous disposons, donc, d'une méthode de prévision des paramètres de pompage à partir d'un essai au tribomètre à cylindres coaxiaux. Néanmoins, il reste une question que nous n'avons pas abordée jusqu'à présent. Les contraintes de l'interface augmentent linéairement avec de la vitesse de glissement. A partir d'une certaine vitesse v_{g0} , elles atteignent le seuil du cisaillement du béton τ_0 . Alors, le béton commence à être cisailé. Il existe donc deux débits: le débit par glissement Q_g et le débit par cisaillement Q_c . Dans son article, TANIGAWA [56] propose de faire une somme des deux pour retrouver le débit total Q_{tot} . La prise en compte des conditions aux limites montre que le problème est plus complexe. La figure ci-dessous montre le champ de vitesse dans la tuyauterie à partir de moment où le béton commence à être cisailé

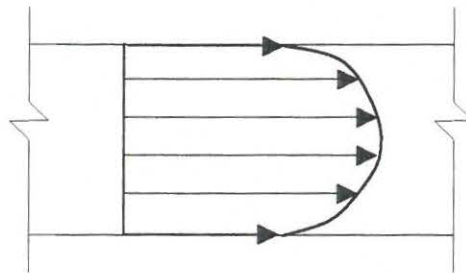


Figure VI.10 – Champ de vitesse dans la tuyauterie.

Le même champ de vitesse se crée dans les cylindres de la pompe devant le piston. Si on additionne les deux débits, il faut admettre soit l'existence de vide devant le piston qui refoule le béton dans la tuyauterie, soit la rupture du front du béton quelque part dans la tuyauterie.

Les deux hypothèses sont peu probables. Il faut donc considérer que le débit total est toujours égal au volume du béton expulsé par le piston dans la tuyauterie par unité de temps. Il existe, donc un phénomène de régulation: le débit par cisaillement est compensé par la diminution du débit par glissement. Autrement dit, le piston "râcle" les parois du cylindre pour amener le béton au centre, là où le béton avance plus rapidement grâce au cisaillement. La formule (VI.9) illustre ce processus

$$Q_{total} = \begin{cases} Q_g & , \text{ si } \tau_i \leq \tau_0 \\ Q_g + Q_c & , \text{ si } \tau_i > \tau_0 \end{cases} \quad (\text{VI.9})$$

où Q_{total} est le débit réelle la pompe (en m^3/h), Q_g le débit par glissement (en m^3/h), Q_c le débit par cisaillement (en m^3/h).

$$Q_{total} = v_p \cdot \pi R_p^2 \cdot k_r \cdot 3600 \quad (\text{VI.10})$$

où v_p est la vitesse imposée par le piston (en m/s), R_p le rayon du piston (en m), k_r le coefficient de remplissage;

$$Q_g = v_g \cdot \pi R^2 \cdot k_r \cdot 3600 \quad (\text{VI.11})$$

où v_g est la vitesse de glissement (en m/s), R le rayon de la tuyauterie (en m).

$$Q_c = \frac{\pi R^4}{8\mu} \frac{dp}{dx} \left\{ 1 - \frac{4}{3} \left(\frac{2\tau_0 dx}{R dp} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{2\tau_0 dx}{R dp} \right)^4 \right\} k_r \cdot 3600 \quad (\text{VI.12})$$

où μ est la viscosité plastique du béton (en $\text{Pa}\cdot\text{s}$), τ_0 est le seuil de cisaillement du béton (en Pa), $\frac{dp}{dx}$ les pertes de pression (en Pa/m).

La formule (VI.12) est l'équation de Buckingham-Reiner, permettant de calculer le débit pour un écoulement sans glissement.

En connaissant la loi de l'interface et la vitesse de glissement v_g on peut déterminer les pertes de pression:

$$-\frac{dp}{dx} = \tau_f \frac{2}{R} = \left[v_g \eta + \tau_{oi} \right] \frac{2}{R} \quad (\text{VI.13})$$

où τ_f est la contrainte de l'interface (en Pa).

Rappelons que le débit par cisaillement apparaît seulement quand la contrainte de l'interface τ_{int} dépasse le seuil de cisaillement du béton τ_0 . On peut donc calculer la vitesse de glissement v_{g0} à partir de laquelle le débit par cisaillement apparaît

$$v_{g0} = \frac{\tau_0 - \tau_{0i}}{\eta} \quad (\text{VI.14})$$

En remplaçant l'équation (VI.13) dans l'équation (VI.12) et en négligeant le terme en puissance 4 dans l'équation (VI.12) on trouve¹:

$$Q_c = \frac{\pi R^4}{8\mu} \left\{ [v_g \eta + \tau_{0i}] \frac{2}{R} - \frac{4}{3} \frac{2}{R} \tau_0 \right\} k_r \cdot 3600 \quad (\text{VI.15})$$

En remplaçant les expressions pour chaque débit dans la formule (VI.9) on obtient

$$v_p R_p^2 = v_g R^2 + \frac{R^4}{8\mu} \left\{ [v_g \eta + \tau_{0i}] \frac{2}{R} - \frac{4}{3} \frac{2}{R} \tau_0 \right\} \quad (\text{VI.16})$$

d'où

$$v_g = \frac{v_p R_p^2 - \frac{R^3}{4\mu} \tau_{0i} + \frac{R^3}{3\mu} \tau_0}{R^2 + \frac{R^3}{4\mu} \eta} \quad (\text{VI.17})$$

En connaissant v_g avec la formule (VI.13) on peut calculer la pression de pompage P pour le débit imposé Q_{total}

$$P = \frac{2L}{R} [v_g \eta + \tau_{0i}] = \frac{2L}{R} \left[\frac{v_p R_p^2 - \frac{R}{4\mu} \tau_{0i} + \frac{R}{3\mu} \tau_0}{R^2 + \frac{R}{4\mu} \eta} \eta + \tau_{0i} \right] \quad (\text{VI.18})$$

L'apparition du débit par cisaillement se traduit par le point de brisure sur la courbe débit/pression, car ce débit ne provoque pas de pertes de pression. En fait, il est créé par les pertes de pression existantes. La figure VI.11 montre le changement de pente de la courbe débit/pression après l'apparition du cisaillement.

L'équation de la partie n°1 de la courbe est donc la suivante:

$$P = \frac{2L}{R} \left(\frac{Q}{3600\pi R^2 k_r} \eta + \tau_{0i} \right) \quad (\text{VI.19})$$

où Q est le débit réel de la pompe (en m³/h).

¹ Dans l'équation de Buckingham-Reiner (VI.12), les pertes de pression sont prises avec le signe "+"

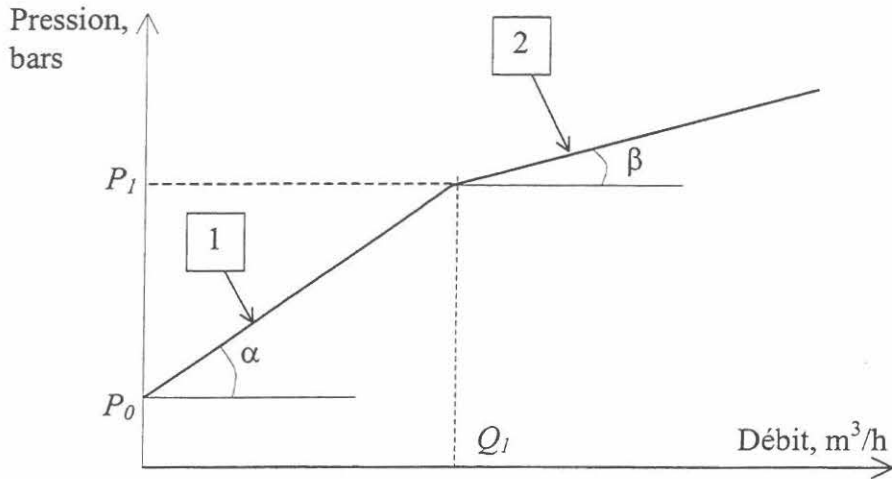


Figure VI.11 – Courbe débit/pression.

L'ordonnée à l'origine P_0 et la pente α peuvent être calculés comme suit:

$$P_0 = \frac{2L}{R} \tau_{oi} \quad (VI.20)$$

$$\alpha = \frac{L}{1800\pi R^3 k_r} \eta$$

En remplaçant la formule (VI.10) dans la formule (VI.18), on obtient l'équation de la deuxième partie de la courbe:

$$P = \frac{2L}{R} \left[\frac{\frac{Q}{3600\pi R^2 k_r} - \frac{R}{4\mu} \tau_{oi} + \frac{R}{3\mu} \tau_0}{1 + \frac{R}{4\mu} \eta} \eta + \tau_{oi} \right] \quad (VI.21)$$

L'abscisse Q_1 et l'ordonnée P_1 du point de brisure peuvent être calculés en utilisant l'équation (VI.14)

$$Q_1 = 3600 \frac{\tau_0 - \tau_{oi}}{\eta} \pi R^2 k_r \quad (VI.22)$$

$$P_1 = \frac{2L}{R} \tau_0$$

La pente β de la deuxième droite est la suivante:

$$\beta = \frac{L}{1800\pi R^3 k_r (1 + \frac{R}{4\mu} \eta)} \eta \quad (VI.23)$$

VI.2 RELATION ENTRE LA VISCOSITE PLASTIQUE DU BETON ET LES PARAMETRES DE POMPAGE

Dans le paragraphe précédent, nous avons présenté une approche permettant de modéliser la courbe caractéristique du couple béton/installation. Cette approche nécessite la connaissance des paramètres de l'interface acier-béton et des propriétés rhéologiques du béton. Dans ses travaux, HU [30] propose de caractériser le couple béton/installation par un seul paramètre, qu'il appelle "l'indice de résistance au pompage", définit de la façon suivante:

$$R_p = \frac{P}{N_c} \tag{VI.24}$$

où R_p est l'indice de pompage (en bars.minute), P la pression de pompage (en bars), N_c le nombre d'inversions par minute (en 1/minute).

Il montre qu'il existe une certaine corrélation entre l'indice de résistance au pompage et la viscosité plastique du béton. Autrement dit, en connaissant la viscosité plastique du béton on peut prévoir de façon approximative¹ les paramètres de pompage. L'intérêt pratique de cette corrélation est évidente : un seul essai au rhéomètre BTRHEOM serait suffisant pour estimer les paramètres de pompage. En s'appuyant sur cette constatation, nous avons cherché à corréler les propriétés de l'interface et les propriétés rhéologiques du béton.

La figure VI.12 montre la corrélation entre la viscosité plastique du béton mesurée au rhéomètre BTRHEOM et la constante visqueuse de l'interface calculée à partir des essais de pompage pour l'ensemble des bétons des deux campagnes expérimentales.

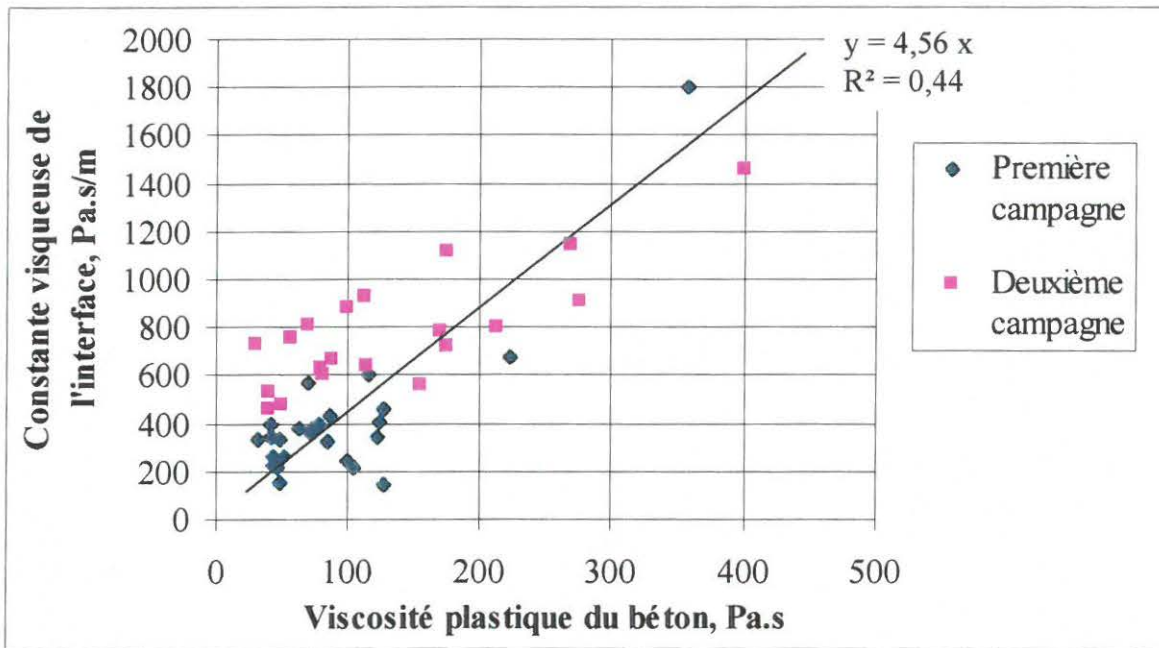


Figure VI.12 – Relation entre la viscosité plastique du béton mesurée au rhéomètre BTRHEOM et la constante visqueuse de l'interface calculée à partir d'essai de pompage.

¹ L'indice de résistance au pompage englobe les deux paramètres de l'interface à la fois.

La droite de régression passe par l'origine et obéit à l'équation suivante:

$$\eta = 4,56 \cdot \mu \quad (\text{VI.25})$$

L'intervalle de confiance de la constante visqueuse de l'interface au seuil de probabilité de 95 % est égal à $\pm 250 \text{ Pa.s/m}$.

Il est légitime de se poser la question: y a-t-il un sens physique dans le fait qu'on trouve une corrélation linéaire entre la viscosité plastique et la constante visqueuse de l'interface?

On peut supposer que pour libérer la pâte nécessaire pour former la couche limite de glissement les granulats se compacte au centre du tuyau pour atteindre leur compacité maximale Φ^* (cf. figure VI.13).

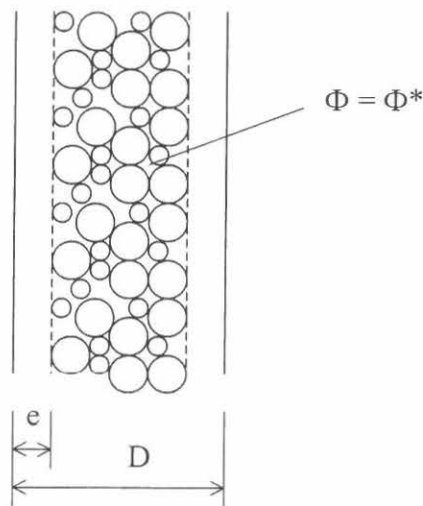


Figure VI.13 – Formation de couche de glissement.

On peut alors calculer l'épaisseur e :

$$\Phi \left(\frac{D}{2} \right)^2 = \Phi^* \left(\frac{D}{2} - e \right)^2 \Rightarrow e = \frac{D}{2} \left(1 - \sqrt{\frac{\Phi}{\Phi^*}} \right) \quad (\text{VI.26})$$

En remplaçant la formule (VI.26) dans la formule (VI.6) on obtient

$$\eta = \frac{\mu_{coulis}}{e} = \frac{2\mu_{coulis}}{D \left(1 - \sqrt{\frac{\Phi}{\Phi^*}} \right)} \quad (\text{VI.27})$$

FARRIS [25] propose un modèle pour décrivant la viscosité d'une suspension des sphères multimodales. Il suppose que la viscosité de cette suspension ne dépend que de la viscosité μ_0 du liquide suspensé et de la concentration en solide Φ :

$$\mu = \mu_0 H\left(\frac{\Phi}{\Phi^*}\right), \quad \text{avec } H\left(\frac{\Phi}{\Phi^*}\right) = \left[1 - k\left(\frac{\Phi}{\Phi^*}\right)\right]^\alpha \quad (\text{VI.28})$$

où μ est la viscosité de la suspension (en Pa.s), μ_0 la viscosité du liquide suspensé (en Pa.s), Φ concentration en solide, $k = 1,56$, $\alpha = -1,6$.

La fonction $H(\Phi)$ a la forme suivante:

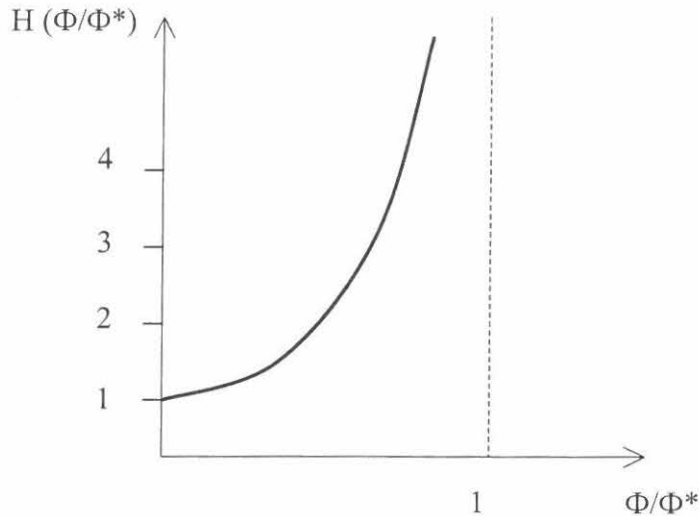


Figure VI.14 – Fonction $H(\Phi/\Phi^*)$ [25].

La viscosité de la suspension devient donc très élevée dès que la concentration en solide approche la valeur maximale Φ^* . En supposant que le béton est une suspension des granulats dans une pâte de ciment, on obtient la formule suivante pour la viscosité :

$$\mu_b = \mu_p H\left(\frac{\Phi}{\Phi^*}\right) \quad (\text{VI.29})$$

où μ_b est la viscosité plastique du béton (en Pa.s), μ_p la viscosité de la pâte (en Pa.s).

La figure VI.15 montre l'allure des courbes $\mu_b = f(\Phi/\Phi^*)$ et $\eta = \varphi(\Phi/\Phi^*)$. On trouve donc une bonne corrélation entre η et la valeur théorique de μ_b selon FARRIS [25]. Cependant, le modèle de FARRIS ne marche que qualitativement, car il ignore les interactions entre les phases coulis et granulats [15]. C'est pourquoi la corrélation μ_b vs. η n'est qu'approximative

Notons, que d'après la formule (VI.26) le coefficient de régression dépend du diamètre de tuyau. Nous n'avons pas pu vérifier cette constatation, car tous nos essais ont été faits dans la tuyauterie de diamètre 125 mm.

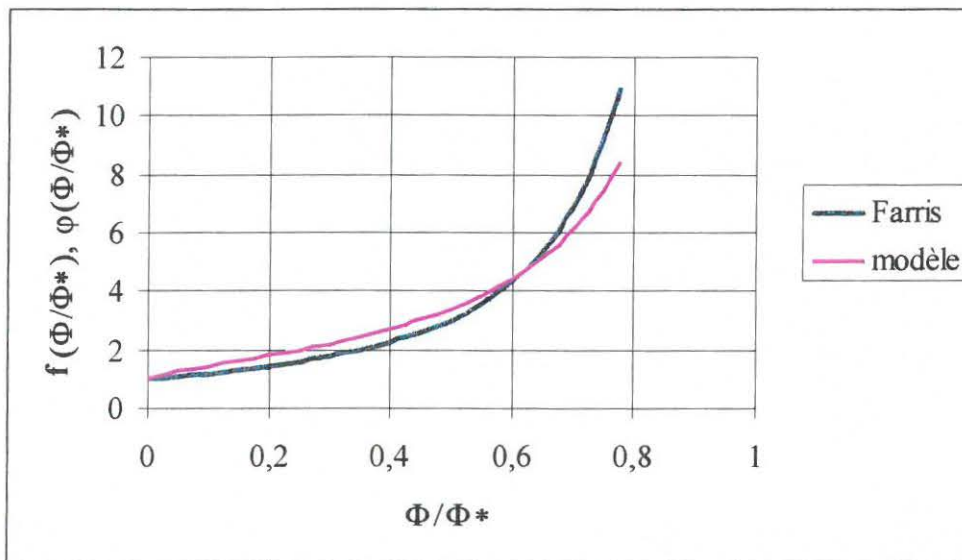


Figure VI.15 – Fonctions $\mu_b = f(\Phi/\Phi^*)$ de FARRIS [25] et $\eta = \varphi(\Phi/\Phi^*)$.

Nous n'avons pas trouvé de corrélation entre le seuil de l'interface et le seuil de cisaillement du béton. Pour les bétons pompés, lors des deux campagnes expérimentales, le seuil de l'interface variait entre 0 et 200 Pa. Pour des calculs pratiques d'estimation des paramètres de pompage à partir de la viscosité du béton, nous proposons de considérer $\tau_{0i} = 120$ Pa pour les bétons non adjuvés et $\tau_{0i} = 60$ Pa pour les bétons adjuvés. L'erreur engendrée par cette approximation est faible par rapport à l'incertitude due à la constante visqueuse de l'interface.

VI.3 BETONS A AIR ENTRAINE

Le pompage des bétons à air entraîné a été beaucoup étudié par les auteurs des pays nordiques. Dans ces travaux (ACI[1], DYER [22], JANSSEN [32], PLEAU [46]), on s'attaque principalement à la question de l'influence de la pression de pompage sur le réseau de bulles d'air. Les auteurs montrent que la pression à laquelle le béton est soumis lors du pompage modifie la distribution du réseau de bulles d'air. Ceci nuit à la résistance au gel-dégel, et peut provoquer de graves problèmes de durabilité. Pour la résistance au pompage, les auteurs reprennent les travaux de MORINAGA [36] et de BROWNE et BAMFORTH [11], en proposant des lois empiriques reliant l'affaissement au cône d'Abrams et les pertes de pression. Dans ce mémoire, on s'intéresse surtout à la prévision des paramètres de pompage pour les bétons avec de l'air entraîné. Pour répondre à cet objectif, quatre compositions de béton avec des teneurs en air différentes ont été pompées lors de la deuxième campagne expérimentale. Tous les bétons avaient le même squelette granulaire, la même quantité d'eau et se distinguaient seulement par leur teneur en air entraîné (cf. annexe XI.2). Le tableau VI.1 montre la teneur totale en air entraîné avant et après pompage, pour les quatre compositions

Tableau VI.1 – Teneurs en air entraîné.

Dosage en agent entraîneur d'air, %	Teneur en air entraîné, %	
	Avant le pompage	Après le pompage
0	2	1,7
0,125	6,7	6
0,15	7,1	6,5
0,2	10	8,4

La figure VI.16 montre les valeurs de la constante visqueuse de l'interface mesurée sur le circuit de pompage en fonction de la teneur initiale en air entraîné.

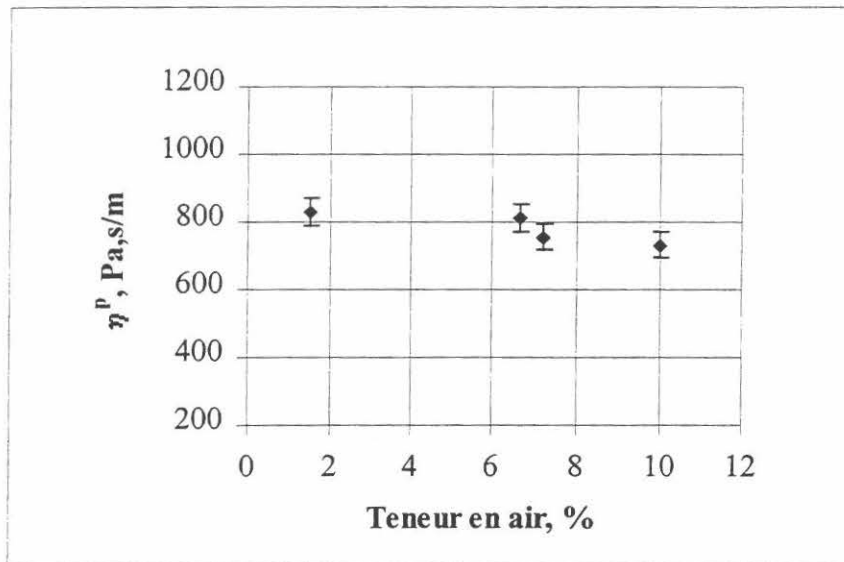


Figure VI.16 – Constante visqueuse de l'interface en fonction de la teneur en air initiale.

L'analyse des données du tableau VI.1 confirme les conclusions de DYER [22], JANSSEN [32] et PLEAU [46]: le pompage horizontal diminue légèrement la teneur totale en air entraîné. Pour des pressions de pompage plus importantes, la différence peut être plus significative.

L'analyse des données présentées sur la figure VI.16 montre que, la constante visqueuse de l'interface dépend très faiblement de la teneur initiale en air entraîné: la variation de 500 % de la teneur en air engendre une variation de 10 % de la constante visqueuse de l'interface. On peut donc admettre que la teneur en air entraîné n'influence pas les paramètres de pompage. L'explication physique de ce phénomène est simple. Une fois sous pression, la phase gazeuse du béton est complètement comprimée (on trouve des données qui montrent que la teneur en air ne varie plus au delà de 10 bars [9], [29]). Autrement dit, toutes les compositions ayant la même squelette et la même teneur en liant et en eau se comportent de la même façon. En sortant des tuyaux, le béton se retrouve de nouveau soumis à la pression atmosphérique. Cela lui permet de "reconstituer" en partie la teneur initiale en air entraîné. La figure VI.17 confirme le fait que les bétons se comportent dans les tuyaux de façon identique.

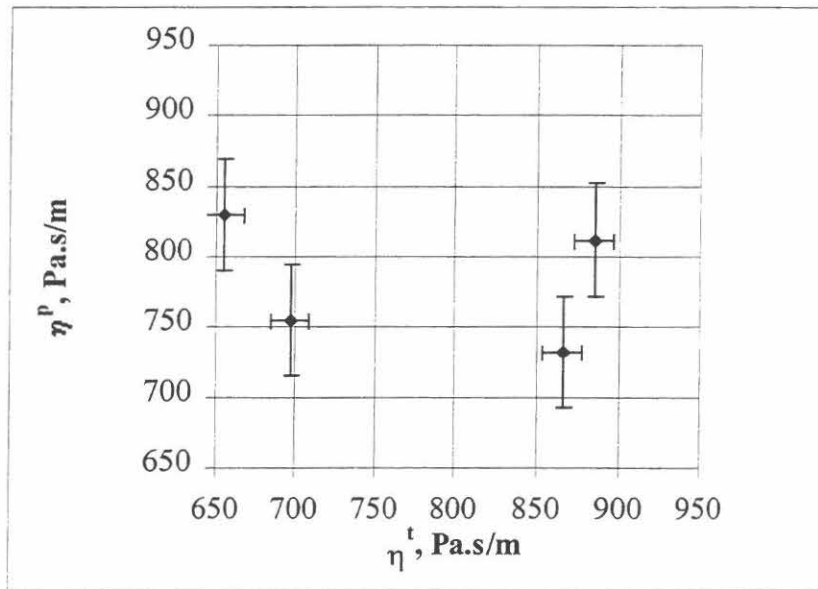


Figure VI.17 – Relation entre la constante visqueuse de l'interface déterminée à partir d'un essai de pompage et la constante visqueuse η^p de l'interface déterminée à partir d'un essai au tribomètre à cylindres coaxiaux η^t .

L'analyse statistique montre que nous pouvons admettre avec un seuil de probabilité de 70 % que la valeur de la constante visqueuse de l'interface mesurée sur le circuit est identique pour les quatre bétons (de l'ordre de 780 Pa.s/m). Ceci implique la conclusion suivante: pour déterminer les paramètres de pompage pour une composition avec un agent entraîneur d'air, il faut caractériser l'interface par un essai au tribomètre à cylindre coaxiaux sur la même composition, *mais sans agent entraîneur d'air*. En prenant cette composition de base, on modélise le comportement du béton sous pression.

VI.4 ANALYSE DES COEFFICIENTS DE REMPLISSAGE

On a vu que la prévision des paramètres de pompage nécessite la connaissance du coefficient de remplissage k_r . On définit ce coefficient k_r comme le rapport entre le volume total du cylindre et le volume du béton aspiré

$$k_r = \frac{V_{\text{aspiré}}}{V_{\text{cylindre}}} \quad (\text{VI.30})$$

En supposant que

$$\begin{aligned} D_{\text{théor}} &= V_{\text{piston}} \cdot n_c \\ D_{\text{réel}} &= V_{\text{aspiré}} \cdot n_c \end{aligned} \quad (\text{VI.31})$$

où $D_{\text{théor}}$ est débit théorique imposé par la pompe (en m^3/h), $D_{\text{réel}}$ le débit réel (en m^3/h), n_c le nombre de coups de pompe par heure.

On montre que

$$D_{\text{réel}} = D_{\text{théor}} \cdot k_r \quad (\text{VI.32})$$

Les calculs présentés dans le paragraphe précédent permettent d'établir une relation entre *le débit théorique de pompage* et *la pression de pompage*. Pour calculer le *débit réel* à partir du débit théorique, il faut connaître le coefficient de remplissage¹. Celui-ci dépend de plusieurs paramètres. Les paramètres le plus souvent évoqués dans la littérature et sur les chantiers sont les suivant:

- la forme de la trémie;
- l'agitateur de la trémie;
- la composition du béton;
- le débit de pompage.

Il est logique de supposer que plus le béton est visqueux, plus le coefficient de remplissage est faible pour une pompe donnée. Nous avons essayé d'établir cette corrélation pour les deux pompes utilisées. La figure VI.18 montre les valeurs moyennes de coefficient de remplissage constatées lors d'un essai de pompage en fonction de la viscosité plastique du béton pompé. Les données complètes sont présentées dans l'annexe XI.4.5. Nous constatons donc qu'il n'y a pas de corrélation entre les deux paramètres. La valeur moyenne du coefficient de remplissage est de 0,8 pour la pompe stationnaire de la deuxième campagne expérimentale et de 0,7 pour la pompe automotrice de la première. Ces résultats correspondent aux données fournies par le constructeur.

Le dépouillement des données des deux campagnes expérimentales a montré que la valeur du coefficient de remplissage n'est pas stable. Chaque point présenté sur la figure VI.18 est

¹ Dans les calculs pratiques, le problème se pose sous un autre angle. D'habitude, le cahier des charges nous impose un débit réel et nous devons choisir une pompe pour l'assurer. Autrement dit, on calcule le débit théorique à partir du débit réel.

une moyenne de toutes les valeurs constatées lors d'un essai de pompage. Nous n'avons pas trouve de corrélations entre les propriétés rhéologiques du béton et le coefficient de remplissage. Nous n'avons pas constaté non plus de corrélation entre le débit de pompage et le coefficient de remplissage. Les bétons avec un rapport G/S élevé présente plus d'instabilité vis-à-vis du coefficient de remplissage. Pour les bétons les plus difficiles¹ le coefficient de remplissage descendait momentanément jusqu'à 0,3. Il s'avère, donc, que la forme de la trémie et le fonctionnement de l'agitateur ont une influence primordiale sur le coefficient de remplissage.

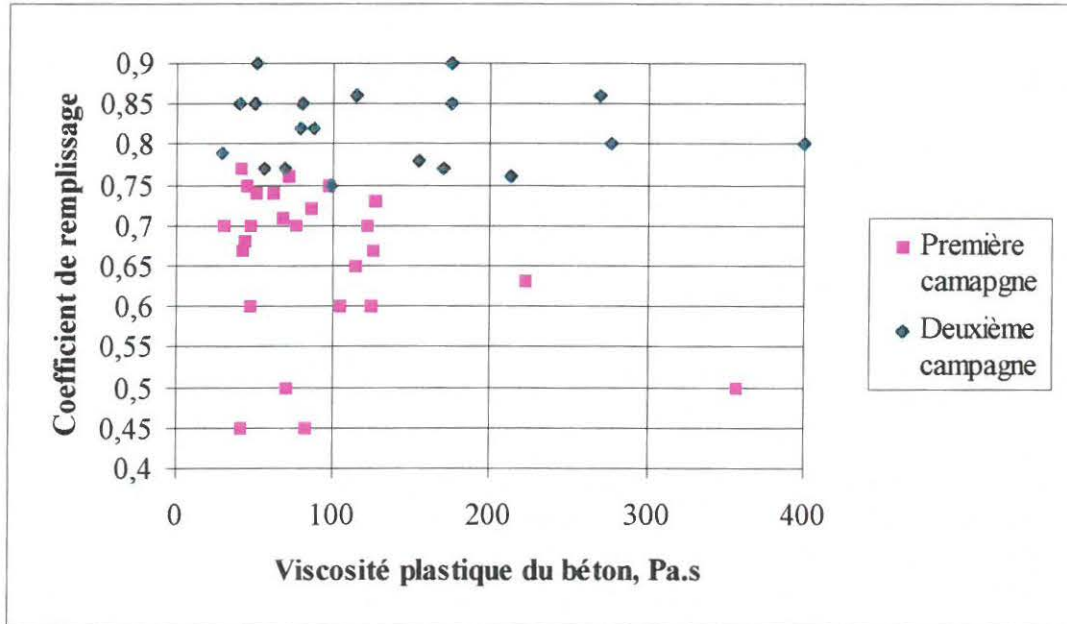


Figure VI.18 – Coefficient de remplissage en fonction de la viscosité plastique.

¹ Bétons C=66/TP, C=66/TP et C=66/FLde la première campagne (cf. annexe XI.2)

VI.5 NETTOYAGE DU CIRCUIT A L'AIR COMPRIME – ANALYSE ET MODELISATION

Le nettoyage à l'air comprimé est une procédure dangereuse. Comme nous l'avons mentionné dans le paragraphe II.2.5, il est indispensable d'avoir une boîte d'arrêt de balle et de respecter un certain nombre de précautions. Malgré les dangers potentiels de ce processus, le nettoyage à l'air comprimé est couramment utilisé sur les chantiers, sa simplicité le fait souvent préférer au nettoyage à l'eau.

De façon générale, pendant le nettoyage à l'air comprimé, on suit la progression de balle dans le circuit en tapant avec une barre métallique sur les tuyaux¹. La vitesse de la balle augmente constamment car la longueur de tuyau remplie de béton diminue et avec elle le frottement. Quand on juge la vitesse de la balle suffisante, on coupe le compresseur. Pour freiner la balle à la fin du circuit, on ouvre la vanne, en faisant baisser la pression. Toutes ces manipulations nécessitent une grande expérience et un savoir faire, car à la fin de parcours la vitesse de balle peut atteindre 20-30 m/s. Des granulats projetés à cette vitesse peuvent être extrêmement dangereux.

La maîtrise des paramètres de l'interface et des propriétés rhéologiques du béton permet d'écrire de façon précise l'avancement du béton dans le circuit sous la pression de l'air comprimé. La figure VI.19 présente le problème.

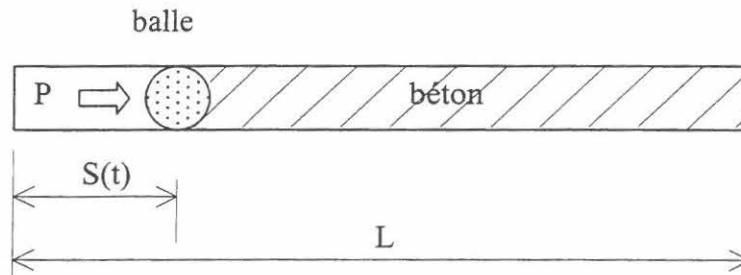


Figure VI.19 – Nettoyage à l'air comprimé.

L'avancement de la balle dans le circuit est décrite par l'équation suivante:

$$\frac{(P_0 - P_b)R}{2[L - S(t)]} = S'(t)\eta + \tau_{oi} \quad | \quad S(0) = 0 \tag{VI.33}$$

où P_0 est la pression délivrée par le compresseur (en bars), P_b la pression nécessaire pour faire avancer la balle (en bars), R le rayon du tuyau (en m), L la longueur du circuit (en m), τ_{oi} le seuil de l'interface (en Pa), η la constante visqueuse de l'interface (en Pa.s/m), $S(t)$ la progression de balle en fonction de temps (en m), $S'(t)$ la vitesse de progression de balle en fonction de temps (en m/s).

La solution de cette équation différentielle a la forme suivante :

¹ Les tuyaux vides résonnent différemment par rapport aux tuyaux pleins.

$$S(t) = \frac{-\frac{1}{2} \left\{ -\eta \ln \left[(PR \text{Lambert}W \left(\frac{e^{\frac{(-\eta PR + 2\tau_{0i}L\eta + 2\tau_{0i}^2 t + A)}{\eta PR}}}{PR} \right) \right] PR + 2\tau_{0i}^2 + A \right\}}{\eta \tau_{0i}} \quad (\text{VI.34})$$

où

LambertW est une solution de l'équation $ye^y = x$;

$$A = -\eta \left[-PR + 2\tau_{0i}L - \ln \left(e^{\frac{(-PR + 2\tau_{0i}L)}{PR}} PR + 2e^{\frac{(-PR + 2\tau_{0i}L)}{PR}} \tau_{0i}L \right) PR \right]$$

$$P = P_0 - P_b$$

Le graphique VI.20 décrit l'avancement de la balle en fonction de temps. Le temps t_l correspond au moment où la balle sort du tuyau. En dérivant $S(t)$ par rapport au temps, on obtient la fonction qui décrit la vitesse de balle. Le graphique VI.21 montre cette fonction.

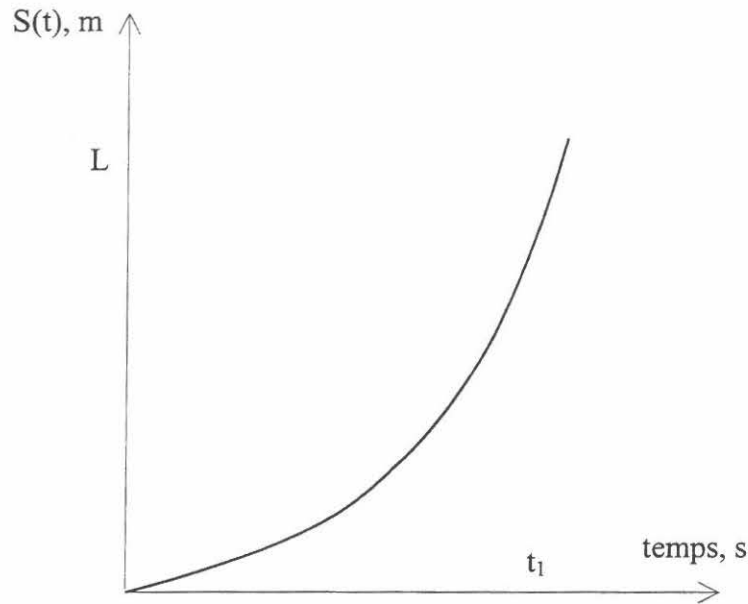


Figure VI.20 – Avancement de la balle dans le circuit, pour une pression d'air constante.

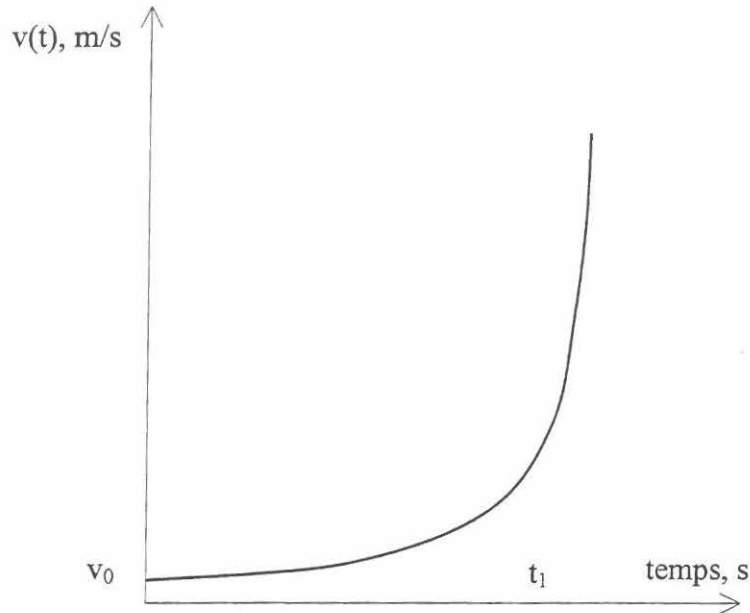


Figure VI.21 – Vitesse d'avancement de la balle dans le circuit, pour une pression d'air constante.

La vitesse initiale v_0 peut être calculée comme

$$v_0 = \frac{\frac{(P_0 - P_b)R \cdot 10^5}{2L} - \tau_{0i}}{\eta} \quad (\text{VI.35})$$

A partir de cette formule nous pouvons, également, déterminer la pression minimale nécessaire pour nettoyer le circuit.

$$P_{0\min} > \frac{2L\tau_{0i}}{R \cdot 10^5} + R_b \quad (\text{VI.36})$$

La figure VI.21 explique pourquoi, à partir d'un certain moment, le processus de nettoyage devient incontrôlable. Dans les derniers mètres, la vitesse augmente très rapidement et atteint des valeurs très élevées au moment où la balle sort du tuyau. Pour éviter les incidents, il faut arrêter le compresseur avant que la balle ne se retrouve sur la partie verticale de la courbe. Quand le compresseur est arrêté, la vitesse de la balle reste pratiquement constante¹. En sortant des tuyaux, la balle a pratiquement la même vitesse qu'elle avait au moment de l'arrêt du compresseur. Pour diminuer le temps total de nettoyage, nous proposons d'utiliser le mode opératoire suivant:

¹ Ceci vient du fait que le volume d'air comprimé augmente dans la même proportion que la surface de frottement diminue. En réalité, la vitesse est légèrement décroissante en fonction du temps.

- introduire la balle dans le circuit et brancher le compresseur;
- laisser le compresseur en marche jusqu'au moment où la balle atteint une vitesse v_{max} jugée suffisante et sans danger (par exemple 0,5 m/s). Le temps nécessaire pour atteindre cette vitesse peut être calculé avec la formule (VI.37);
- arrêter le compresseur et laisser la balle sortir de la tuyauterie.

$$t_a = \frac{-0,5\eta \cdot (-\tau_{0i} \ln(a)PR - PR\tau_{0i} + 2\tau_{0i}^2 L - v_{max}\eta \ln(a)PR + 2\tau_{0i} L \eta v_{max})}{\tau_{0i}^2 (\tau_{0i} + v_{max}\eta)} \quad (VI.37)$$

avec

$$a = -\frac{PRv_{max}\eta}{(-PR + 2\tau_{0i}L)(\tau_{0i} + v_{max}\eta)}, \quad P = P_0 - P_b \quad (VI.38)$$

où t_a est le temps de nettoyage avant l'arrêt de compresseur (en s), v_{max} la vitesse de la balle à atteindre (en m/s).

La figure ci-dessous montre les différentes étapes du nettoyage.

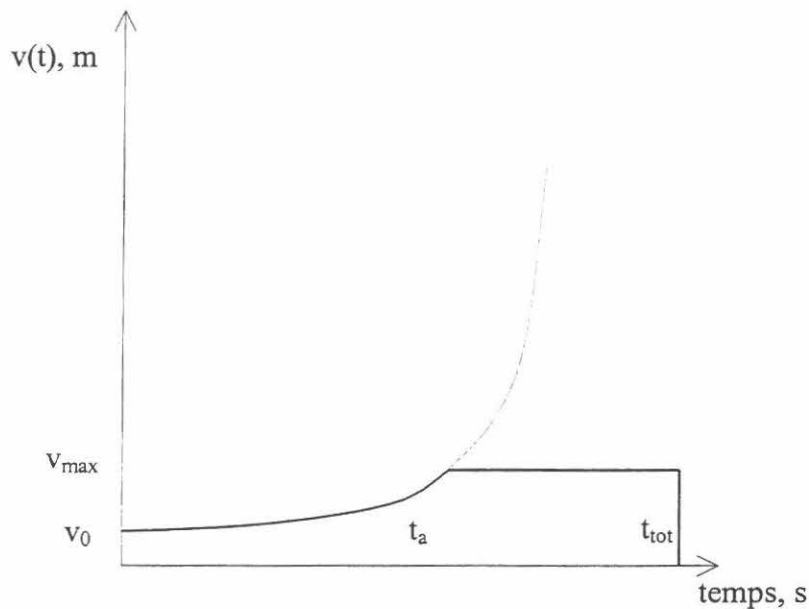


Figure VI.22 – Etapes de nettoyage.

La prise en compte des paramètres de l'interface permet d'effectuer le calcul précis de l'avancement de balle lors de nettoyage et de sécuriser cette opération. La complexité des fonctions décrivant le nettoyage ne permet pas de donner une expression pour calculer le temps total de nettoyage, ce qui n'est pas bien gênant d'un point de vue pratique. Remarquons, qu'en remplaçant le temps d'arrêt de compresseur t_a dans la formule (VI.34) on peut calculer

la distance parcourue par la balle pendant ce temps. Cela permet de déterminer de façon plus sur le moment d'arrêt de compresseur sur le chantier, en suivant la progression de la balle.

VII VALIDATION DE LA MÉTHODE DE PREVISION DES PARAMETRES DE POMPAGE SUR CHANTIERS REELS

Dans le chapitre précédent, nous avons proposé un modèle de prévision des paramètres de pompage. Ce modèle a été basé sur un grand nombre d'essais réalisés sur le même circuit de pompage. Pour compléter la validation de notre approche, nous avons effectué des mesures lors de pompages sur deux chantiers. A chaque fois, notre intervention comportait deux parties:

1. Mesures sur le béton:
 - tribomètre à cylindres coaxiaux;
 - rhéomètre BTRHEOM;
 - affaissement au cône d'Abrams.
2. Mesures sur la pompe;
 - pression hydraulique de fonctionnement à vide;
 - pression hydraulique correspondant à trois débits différents, estimés par comptage des coups de pompe.

Les résultats de ces deux opérations sont présentés dans les paragraphes suivants.

VII.1 CHANTIER DE "CŒUR DEFENSE"

Comme son nom l'indique, le chantier de "Cœur Défense" se trouve en plein centre du quartier "La Défense" à Paris. Les figures VII.1 et VII.2 présentent quelques photos du chantier.



Figure VII.1 – Chantier "Cœur Défense".



Figure VII.2 – Essais sur le béton (chantier "Cœur Défense").

Lors de notre intervention, deux bétons ont été pompés en parallèle: un béton de type B35 et un autre de type B60. Le tableau ci-dessous présente les propriétés rhéologiques et tribologiques de ces bétons.

Tableau VII.1 - Propriétés des bétons.

Béton	Slump (cm)	Seuil de Cisaillement (Pa)	Viscosité Plastique (Pa.s)	Seuil de l'interface (Pa)	Constante visqueuse de l'interface (Pa.s/m)
B35	20	900	96	142	428
B60	22	700	117	78	651

Le tableau VII.2 résume les configurations des pompages.

Tableau VII.2 – Configurations des pompages.

Béton	Type de pompe	Diamètre de la tuyauterie (mm)	Longueur horizontale (m)	Longueur verticale (équival.) (m)	Nombre de coudes
B35	Putzmeister BSA 2100	125	176	+6,5	22
B60	Putzmeister BSA 2100	125	148	+5,5	20

Les schémas détaillés des tuyauteries et les caractéristiques des pompes sont présentés dans l'annexe XI.5. Les tuyaux en caoutchouc et les coudes ont été pris en compte avec leur longueur réelle. Le tableau VII.3 présente les valeurs de pression hydraulique enregistrées à vide et lors des pompages sur les deux pompes

Tableau VII.3 – Pressions hydrauliques.

Pompe	Nombre d'inversions par minute	Pression hydraulique, bars	
		A vide	Lors du pompage
BSA 2100 B35	16,5	35	123
	10,3	25	95
	6,4	19	64
BSA 2100 B60	16,5	32	133
	11,9	29	111
	8,6	27	83

La différence entre la pression hydraulique lors du pompage et la pression de fonctionnement à vide permet de déterminer la pression hydraulique nécessaire pour refouler le béton (la précision de manomètre indiquant la pression dans le circuit hydraulique est de ± 5 bars). En se basant sur les propriétés des bétons mesurées aux tribomètre et au rhéomètre, on peut tracer la courbe théorique débit/pression. Les figures VII.3 et VII.4 montrent la comparaison entre la prévision du modèle et les points expérimentaux dans les axes débit/pression pour les deux bétons testés.

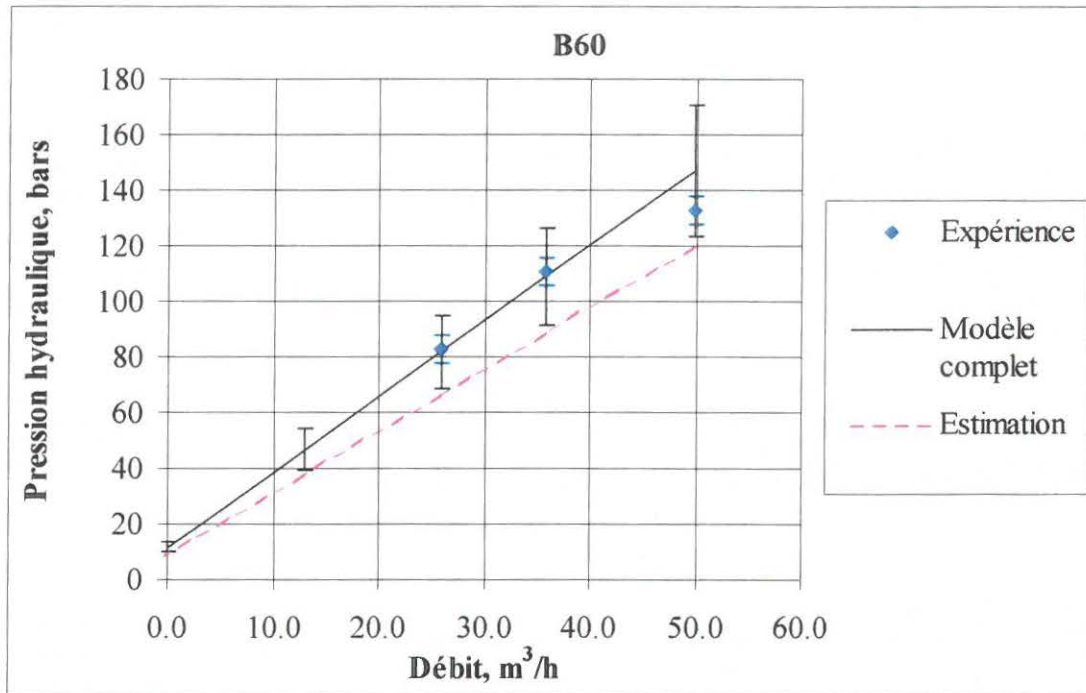


Figure VII.3 – Comparaison expérience – modèle pour B60 (chantier "Cœur Défense").

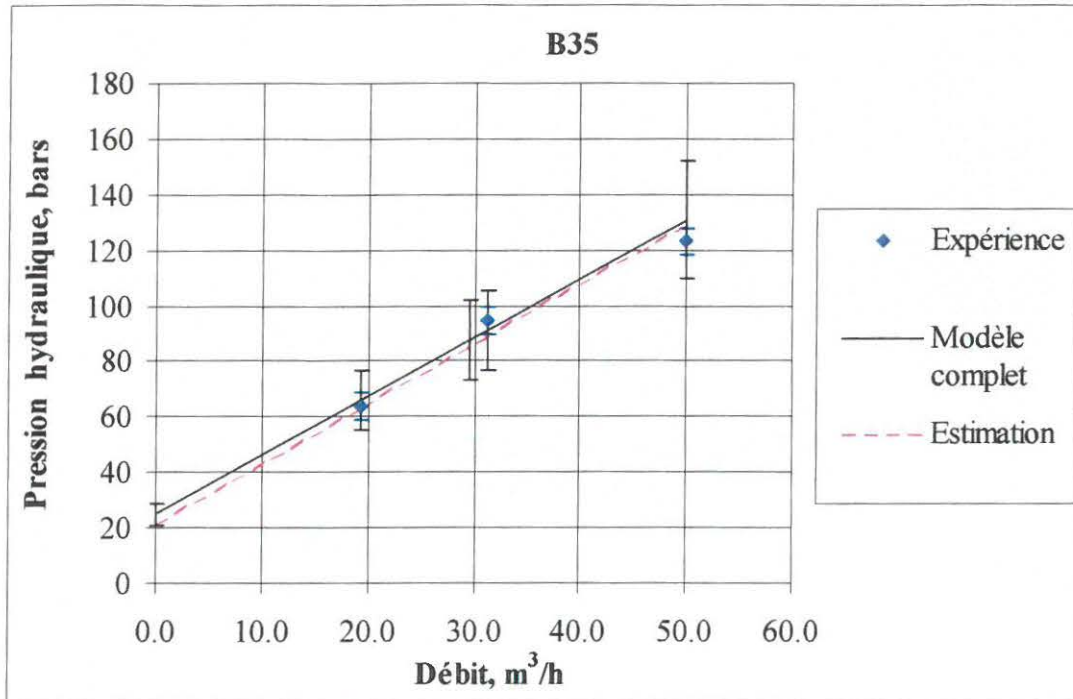


Figure VII.4 – Comparaison expérience – modèle pour B35 (chantier "Cœur Défense").

Le "Modèle complet" traduit l'approche présentée dans le paragraphe VI.1, qui se base sur les propriétés tribologiques et rhéologiques du béton. La droite rouge sur la figure VII.4 appelée "Estimation" prévoit les paramètres de pompage uniquement à partir de la viscosité plastique du béton (cf. paragraphe VI.2). L'analyse des graphiques permet de constater que:

1. Le modèle complet décrit les paramètres de pompage de façon satisfaisante: les points expérimentaux se trouvent à l'intérieur de l'intervalle de confiance prévu par le modèle.
2. Les prévisions à partir de la viscosité plastique (droite rouge) permettent d'estimer raisonnablement les paramètres de pompage.

VII.2 CHANTIER DE PFORZHEIM

La réalisation du tunnel de déviation d'eau à Pforzheim (Allemagne) a été choisie comme deuxième chantier de validation. La figure VII.5 montre quelques photos de ce chantier



Figure VII.5 – Chantier de Pforzheim.

Le tableau VII.4 présente les propriétés tribologiques et rhéologiques du béton mesurées sur le chantier.

Tableau VII.4 - Propriétés du béton.

Béton	Slump (cm)	Seuil de Cisaillement (Pa)	Viscosité plastique (Pa.s)	Seuil de l'interface (Pa)	Constante visqueuse de l'interface (Pa.s/m)
B35	17,5	880	47	129	317

Le tableau VII.5 résume la configuration de pompage.

Tableau VII.5 – Configuration de pompage.

Béton	Type de pompe	Diamètre de la tuyauterie (mm)	Longueur Horizontale (m)	Longueur Verticale (équival.) (m)	Nombre de coudes
B35	Putzmeister BSA 1408 E	125	230	+1	1

Les caractéristiques de la pompe sont présentées dans l'annexe XI.5. Le tableau suivant présente les valeurs de pression hydraulique enregistrées à vide et lors du pompage

Tableau VII.6 – Pressions hydrauliques

Pompe	Nombre d'inversions par minute	Pression hydraulique, bars	
		A vide	Pompage
Putzmeister BSA 2100	15	27	135
	12,4	26	107
	6,7	26	85

On utilise la même approche que dans le paragraphe précédent pour calculer la courbe caractéristique béton/installation. La figure VII.6 montre la comparaison entre la prévision du modèle et les points expérimentaux dans les axes débit/pression. Le modèle complet confirme son aptitude à bien décrire la relation entre le débit et la pression. L'estimation à partir de la viscosité est également satisfaisante. Le béton étant très peu visqueux, on se trouve dans une zone de la figure VI.10 pour laquelle l'erreur est très importante.

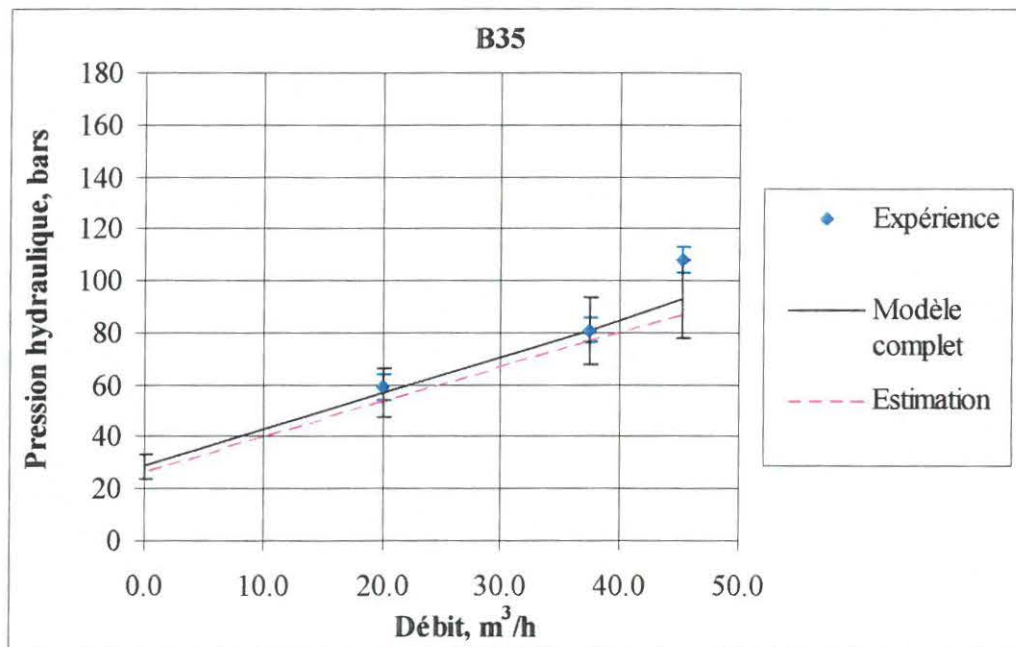


Figure VII.6 - Comparaison expérience – modèle (chantier près de Pforzheim).

Globalement, les deux opérations sur chantier réel confirment pleinement la qualité du modèle prédictif, et l'efficacité de l'approche des paramètres de pompage.

VIII LIENS ENTRE PARAMETRES DE L'INTERFACE ET FORMULATION DU BETON

Dans le chapitre VI "Analyse des paramètres de pompage", nous avons montré le rôle déterminant de l'interface acier-béton dans le calcul des paramètres de pompage. Le tribomètre à cylindres coaxiaux, présenté dans le paragraphe III.2 "Essai au rhéomètre modifié", nous permet de caractériser cette interface. Dans ce chapitre, nous allons essayer d'établir une corrélation entre la formulation et les propriétés de l'interface.

Les profils de pressions enregistrés sur le circuit-pilote à Roissy en France nous ont permis d'établir la loi d'interface acier-béton sous la forme suivante:

$$\tau = \tau_{0i} + \eta \cdot v \quad (\text{VIII.1})$$

où τ est la contrainte de l'interface (en Pa), τ_{0i} le seuil de l'interface (en Pa), η la constante visqueuse de l'interface (en Pa.s/m), v la vitesse relative de glissement (en m/s).

La notion de l'interface acier-béton traduit en pratique l'existence d'une couche limite de glissement, qui se forme près de la paroi. Les pertes de pression lors du pompage sont dues principalement au cisaillement localisé dans cette couche. Ceci permet d'expliquer le sens physique des paramètres de l'interface. Le seuil de cisaillement permet de calculer l'effort minimal nécessaire pour refouler le béton dans le circuit. La formule ci-dessous propose une signification physique de la constante visqueuse de l'interface :

$$\eta = \frac{\mu_p}{e} \quad (\text{VIII.2})$$

où μ_p est la viscosité plastique de la pâte (en Pa.s), e l'épaisseur de la couche limite (en m).

Pour modéliser la viscosité de la couche limite, il faut faire une hypothèse sur sa composition. En effet, l'absence des gros granulats dans cette couche est la seule propriété que nous avons évoquée jusqu'à présent. Il est donc important de connaître quel est le matériau qui constitue la couche limite: mortier, pâte du ciment ou pâte avec des particules fines du sable. La figure VIII.1 montre les courbes granulaires du ciment et du sable utilisés pour les essais de pompage. L'analyse de ces courbes montre qu'il y a une coupure vers 100 μm . Autrement dit, il n'y a pratiquement pas de particules entre 50 et 100 μm . Cette coupure physique nous permet de choisir la taille limite des particules, que nous allons prendre en compte dans la modélisation. Il est logique de supposer, que la couche limite est constituée uniquement des grains inférieurs à 80 μm . Il s'agit, donc, de la pâte du ciment. En se basant sur le modèle d'empilement compressible (DE LARRARD [15]), SEDRAN [52] propose le modèle suivant pour calculer la viscosité de la pâte du ciment:

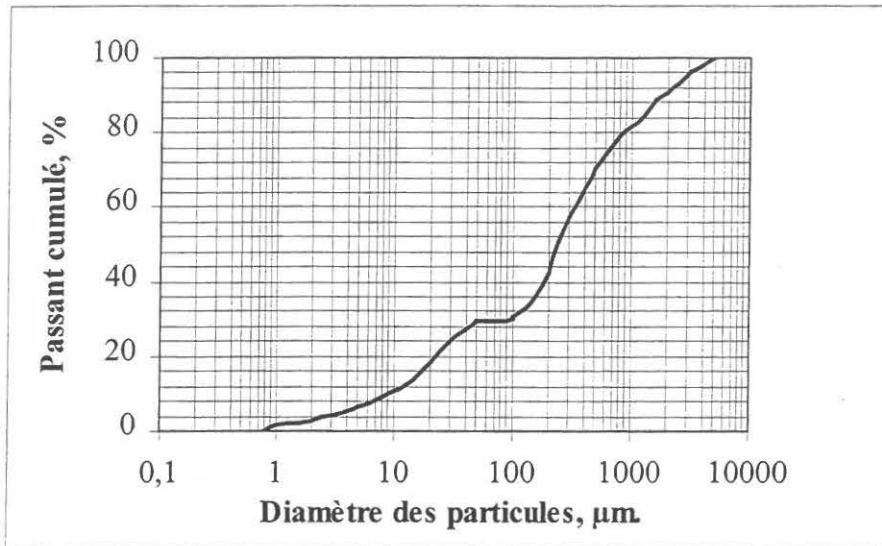


Figure VIII.1 – Courbes granulaires du ciment et de sable.

$$\log \mu_p = 7,14 \frac{\Phi}{\Phi^*} - 3,15 + 0,809 \left(1 - \frac{Sp}{Sp^*} \right)^2 \quad (\text{VIII.3})$$

où μ_p est la viscosité plastique de la pâte (en Pa.s), Φ la teneur en solide de la pâte, Φ^* la compacité des grains pour un indice de serrage égal à 9, Sp la teneur en superplastifiant (en % d'extrait sec par rapport au poids du ciment), Sp^* le dosage de saturation en superplastifiant (en % d'extrait sec par rapport au poids du ciment).

Les données complètes concernant les paramètres cités sont présentées dans l'annexe XI.1. Nous avons donc calculé la viscosité théorique de la pâte pour toutes les compositions pompées.

Le deuxième paramètre nécessaire pour la modélisation de la constante visqueuse de l'interface est l'épaisseur de la couche limite. Le calcul de cette épaisseur présente des difficultés, car nous n'avons pas de données nous permettant de la déterminer de façon précise. Nous avons donc calculé l'épaisseur de la pâte théorique pour l'ensemble des bétons pompés en utilisant la formule suivante :

$$e_{\text{théorique}} = \frac{\mu_{\text{théorique}}}{\eta_{\text{expérimentale}}} \quad (\text{VIII.4})$$

Les résultats obtenus¹ sont présentés sur la figure VIII.2. Sur ce graphique chaque point représente le nombre de bétons pour lesquels nous avons trouvé l'épaisseur de pâte considéré². On constate que l'épaisseur théorique de couche de glissement se situe autour de 1 mm pour la majorité des bétons.

¹ La figure VIII.2 contient tous les essais exploitables, sauf les deux bétons autoplaçants de la deuxième campagne expérimentale. Nous allons aborder le problème de ces deux compositions plus bas.

² Chaque valeur de l'épaisseur regroupe les points qui se situent dans l'intervalle de 0,5 mm.

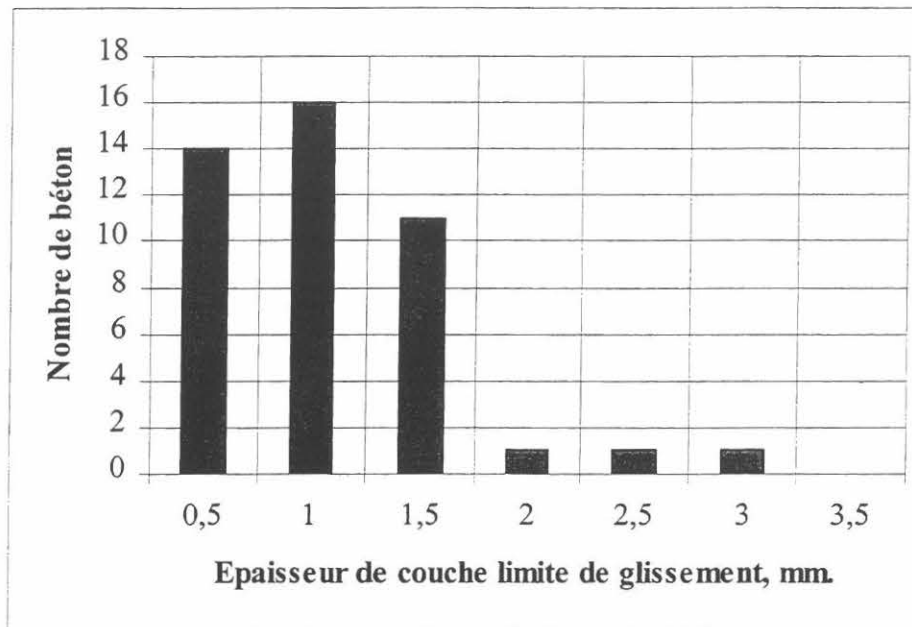


Figure VIII.2 – Distribution de l'épaisseur de pâte théorique.

Nous n'avons pas réussi à expliquer pourquoi l'épaisseur de l'interface fluctue autour de 1 mm pour l'ensemble des bétons. On peut supposer que le rapport entre le rayon de courbure et le D_{max} détermine l'épaisseur de l'interface. En effet, tous les essais ont été effectués dans la tuyauterie de 125 mm et avec les granulats de D_{max} égale à 20 mm. Néanmoins, la pièce tournante du tribomètre à cylindres coaxiaux a un diamètre de 150 mm. Les essais avec cet appareil permettent de retrouver les propriétés de l'interface constatées lors des essais de pompage. Autrement dit, l'hypothèse sur l'influence du rayon de courbure n'est pas suffisante pour expliquer cette épaisseur de l'interface.

Comme déjà dit, la figure VIII.2 contient des données sur l'ensemble des essais exploitables des deux campagnes expérimentales sauf les deux bétons autoplaçants de la deuxième campagne (cf. compositions Bap1 et Bap 2 de l'annexe XI.2). Les résultats obtenus pour ces bétons sont complètement décalés par rapport aux autres. Le tableau ci-dessous montre les données concernant ces bétons.

Tableau VIII.1 – Epaisseur de la pâte théorique pour les bétons autonivelants.

Béton	Epaisseur de la pâte théorique, mm
Bap 1	20
Bap 2	10

La formule (VIII.2) a été obtenue par SEDRAN [53] pour les pâtes de ciment pures. Les bétons Bap 1 et Bap 2 (cf. annexe XI.2) sont les seuls à contenir de la fumée de silice et des cendres volantes dans leurs compositions. Il est donc possible que, ce soit l'origine du décalage entre la valeur réelle et la valeur calculée.

Par ailleurs, la valeur de l'épaisseur théorique obtenue pour la majorité des bétons (1 mm) est trop faible par rapport aux observations pratiques que nous avons pu faire et par rapport

aux données trouvées dans la littérature [9,11,61]. Les épaisseurs réelles de cette couche varient entre 2 et 8 mm. Autrement dit, la viscosité de la couche limite de glissement pris en compte dans le calcul a été trop faible. Il est possible, que l'intégration des particules fines de sable dans le calcul augmentera la viscosité et permettra de retrouver les épaisseurs réelles de couche de glissement. Notons, que la présence de particules de sable expliquerait également le phénomène d'usure des tuyaux. Cependant, on ne sait pas prédire à quel endroit de la courbe granulaire se situerait la coupure. Il semble donc, que dans l'état actuel des choses, il soit indispensable de procéder à l'essai au tribomètre à cylindres coaxiaux pour caractériser l'interface acier-béton.

IX CONCLUSION GENERALE

Avant de présenter les résultats de ce travail, il est indispensable de bien comprendre dans quel contexte ils ont vocation à être utilisés. On décrit ci-dessous la situation dans le domaine du pompage, telle qu'on l'a vécue tout au long de ce travail:

- les règles de l'art sont essentiellement empiriques et changent d'un pays à l'autre. La plupart d'entre elles considèrent la pompabilité¹ comme une propriété intrinsèque du béton et proposent de diminuer la proportion de gros granulats dans le béton pour diminuer les risques de bouchons;
- les abaques proposés pour déterminer les paramètres de pompage utilisent seulement l'affaissement au cône d'Abrams (ou l'étalement) comme donnée rhéologique caractérisant le béton. Les abaques permettant de déterminer les paramètres de pompage pour les bétons fluides n'existent pas. Ceci est d'autant plus gênant, qu'ils représentent une grande partie des bétons que l'on met actuellement en place par pompage.

Nous avons donc ciblé nos efforts sur deux questions: la pompabilité et la prévision des paramètres de pompage. L'apport de la thèse dans ces domaines est présenté dans les paragraphes ci-dessous.

Analyse des phénomènes de formation de bouchons

Les essais de pompage effectués durant les deux campagnes expérimentales ont permis d'expliquer les mécanismes de formation de bouchons aux différentes étapes du processus technologique de pompage. Ces explications ont démontré que la pompabilité n'est pas une propriété intrinsèque du béton, mais une notion relative à l'ensemble des paramètres de pompage: composition du béton, configuration de l'installation, mode opératoire de pompage. Ceci a montré la nécessité d'établir une nouvelle classification des bouchons pour mieux les expliquer.

Des recommandations pratiques ont ainsi été formulées pour minimiser les risques d'apparition des bouchons dans les différentes phases de pompage. Un essai simple utilisable dans les conditions du chantier a été développé dans le cadre de ce travail: l'aéromètre modifié. Il permet de classer grossièrement les bétons suivant leur pompabilité dans un contexte donné. Nous avons également proposé des améliorations concernant le mode de fonctionnement des pompes à pistons.

Analyse des paramètres de pompage

Les deux campagnes expérimentales effectuées sur le site expérimental ont permis d'aboutir aux résultats suivants :

- nous avons démontré que, dans la majorité des cas, le béton n'est pas cisailé dans la tuyauterie lors du pompage. Le béton avance par glissement, grâce à une couche de coulis

¹ Tout au long de ce mémoire le terme "pompabilité" est utilisé comme relatif à la formation des bouchons.

qui se forme près de la paroi. Les pertes de pression sont dues aux déformations par cisaillement localisées dans cette couche. Etant donné que l'épaisseur de cette couche est négligeable par rapport au diamètre du tuyau, on peut parler de l'interface acier-béton et des contraintes de frottement à l'interface ;

- la linéarité des profils de pression obtenus pour l'ensemble des bétons pompés montre que les contraintes de frottement ne dépendent pas de la pression. Les courbes débit pression déterminées à partir de ces profils prouvent que les contraintes de frottement dépendent linéairement de la vitesse de glissement ;
- pour caractériser l'interface acier-béton, nous avons développé le tribomètre à cylindres coaxiaux. Cet appareil permet de mesurer les deux paramètres caractérisant les propriétés de l'interface: le seuil et la constante visqueuse de l'interface ;
- nous avons proposé un modèle permettant de prédire les paramètres de pompage à partir d'un essai au tribomètre à cylindres coaxiaux. Le modèle nécessite ainsi la connaissance des propriétés rhéologiques du béton, telles que le seuil de cisaillement et la viscosité plastique, en particulier pour les bétons très fluides (affaissement supérieur à 24 cm). Il a été largement validé sur 36 essais menés sur le circuit-pilote de Roissy, complétés par 3 essais sur chantiers réels.

Besoins en recherche

Il semble que la plupart des problèmes concernant la formation des bouchons ont pu recevoir une explication *qualitative*. Néanmoins, les réponses quantitatives sont loin d'être évidentes. La méthode de calcul proposée pour caractériser la formation des bouchons au démarrage doit être approfondie et vérifiée par la pratique.

Les problèmes d'écoulement dans les réductions et dans les points de bifurcation n'ont pas été abordés dans ce travail, ni du point de vue de la pompabilité, ni du point de vue des pertes de pression. Ce problème mérite d'être étudié, car son importance est évidente.

Il est nécessaire, à notre avis, de se pencher sur la question du rapport minimal entre le diamètre des tuyaux et la taille des plus gros granulats. Ce rapport, défini pour le moment de façon arbitraire, doit être mis en relation avec la configuration du circuit et la vitesse de pompage.

Les modifications concernant l'asservissement des pompes à béton, que nous avons envisagées pour diminuer les risques de formation des bouchons, ont besoin d'être confirmées. Il nous semble que cette solution pourrait apporter aux pompes à piston "la souplesse" des pompes à rotor.

La validité du modèle de prévision des paramètres de pompage doit être testée sur une plus large gamme d'installations.

Enfin, la conception du tribomètre à cylindres coaxiaux peut être simplifiée et améliorée. On peut, notamment, éviter l'utilisation du joint d'étanchéité en plaçant le bloc moteur en haut de la pièce tournante et en plongeant cette dernière dans un récipient suffisamment profond pour éviter des effets de paroi au fond du récipient. Une pièce tournante en caoutchouc peut être également envisager pour mesurer les paramètres de l'interface caoutchouc-béton.

X BIBLIOGRAPHIE

- [1] ACI Committee 304 (1995), "Proposed report : Placing Concrete by Pumping Methods", ACI MATERIALS Journal, vol. 92, n° 4, July-August, pp. 441-464.
- [2] ALEKSEEV A. N. (1952), "On the calculation of Resistance in Pipe of Concrete Pumps", Mekhanizatia Stroitel'stva (Moscow), vol. 9, n° 1, janvier 1952, page 8-13, Traduit comme Library Communication n° 450, Building Research Station, Garston-Watford, avril 1963.
- [3] ASTM C 232-87. (1987), "Standard Test Methods for Bleeding of Concrete", pp.144-147.
- [4] ASTM C 243-95 (1995), "Standard Test Methods for Bleeding of Cement Pastes and Mortars", pp.187-190.
- [5] BANFILL P. (1990), "A coaxial cylinders viscometer for mortar: design and experimental validation", Proceedings of the International Conference on "Rheology of Fresh Cement and Concrete", Liverpool, March, pp. 217-226.
- [6] BARON J., SAUTEREY R. (1982), "Le béton hydraulique, connaissance et pratique", Presses de l'Ecole nationale des ponts et chaussées, pp. 111-113.
- [7] BEAUPRE D. (1994), "Rheology of high performance shotcrete", Ph. D. Thesis of The University of British Columbia, Canada, February, 249 p.
- [8] BEST J., LANE R. (1960), "Testing For Optimum Pumpability of Concrete", Concrete International, October, pp. 9-17.
- [9] BLESCHIK N. (1977), "Структурно-механические свойства и реология бетонных смесей и прессвакуум бетона" ,(Les propriétés mécaniques et la rhéologie des bétons), Minsk, Edition "Наука и техника", 229 p.
- [10] BLESCINK N., CHOUKOV (1972), "Исследование перекачиваемости бетонных смесей", (Etude de pompabilité des bétons), VII^{ième} Congrès de béton et béton armé, Minsk.
- [11] BROWNE R., BAMFORTH P., "Tests to Establish Concrete Pumpability", ACI Journal, n° 74-19, May, 1977.
- [12] CHALIMO T., TOULOUPOV N., MARKOVSKIY M. (1989), "Особенности трубопроводного транспорта бетонных смесей бетононасосами", (Particularités de mise en place des bétons par pompage), Minsk, Edition "Стройкнига", 171 p.
- [13] CHOUINARD B. (1998), "Etude des relation entre la rhéologie du béton et sa pompabilité", Mémoire présenté à la Faculté des études supérieures de l'Université Laval pour l'obtention du grade de maître es sciences, Août, 217 p.
- [14] COUSSOT P. (1993), "Rhéologie des boues et laves torrentielles. Etude de dispersions et suspensions concentrées", CEMAGREF, Etudes Montagne n° 5, 416 p.

- [15] DE LARRARD F. (1999), "Concrete mixture proportioning. A scientific approach", Modern Concrete Technology Series n° 9, E&FN SPON London, March, 421 p.
- [16] DE LARRARD F., FERRARIS C. F. (1998), "Rhéologie du béton frais remanié. III: Essai au cône d'Abrams modifié", Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées n° 215, Mai - Juin, pp. 53-61.
- [17] DE LARRARD F., SZITKAR J.C., HU C. (1993), "Conception d'un rhéomètre pour bétons fluides", Bulletin de liaison des laboratoires des ponts et chaussées n° 186, Juillet-Août, pp. 55-59.
- [18] DE LARRARD F., SEDRANT T., HU C., SITZKAR J. C., JOLY M., DERKX F. (1996), "Evolution of the workability of superplasticized concretes : assessment with BTRHEOM rheometer ", Proceedings of the International RILEM Conference on Production Methods and Workability of Concrete, Paisley, edited by P.J.M. Bartos, D.L. Marrs and D.J. Cleland, June, pp. 377-388.
- [19] DERYAGUINE.B. (1963), " Что такое трение?", (Qu'est ce que c'est le frottement?), Académie des Sciences URSS, Moscou, 228 p.
- [20] DJELAL C. (1991), "Analyse du phénomène de frottement des mélanges eau-argile concentrés contre des surfaces métalliques", Thèse de doctorat de l'Institut National des Sciences Appliquées de Rennes, D91-10, Octobre, 201 p.
- [21] DREUX G., FESTA J. (1995), "Nouveau guide du béton", Eyrolles, Septième édition 317 p.
- [22] DYER R. M. (1991), "An Investigation of Concrete Pumping and Effects of Pressure on the Air Void System of Concrete", a thesis submitted in partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science in Civil Engineering, University of Washington, 222 p.
- [23] V. ECKARDSTEIN K. (1983), "Béton pompable et pompes à béton", Manuel pour le pompage du béton, SCHWING, 133 p.
- [24] EDE A. N. (1957), "The Resistance of Concrete Pumped through Pipelines", Magazine of Concrete Research, vol. 9, n° 27, pp. 129-140.
- [25] FARRIS R. J. (1968), "Prediction of the viscosity of multimodal suspension from unimodal viscosity data", Trans. soc. Rheol., 12 (2), pp. 281 – 301.
- [26] GRAY J. (1962), "Laboratory procedure for comparing pumpability of concrete mixtures", Presented at the Sixty-fifth Annual Meeting of the Society, National Crushed Stone Assn., Washington, D. C., June 24-29, pp. 964-971.
- [27] HASHIMOTO C., MARUYAMA K., SHIMIZU K. (1988), "Electric measurement system for prediction of blocking of fresh concrete flowing in pipes", 3rd International Symposium on Liquid-Solid Flows, ASME, pp. 189-194.

- [28] HU C., DE LARRARD F. (1996), "The Rheology of Fresh High-Performance Concrete", *Cement and Concrete Research*, Vol. 26, No. 2, pp. 283-294.
- [29] HU C. (1998), "Etude de la rhéologie du béton sous pression", *Projet National CALIBE*, sous-groupe "Pompagement des bétons", Laboratoire Centrale de Recherche Lafarge.
- [30] HU C. (1995), "Rhéologie des bétons fluides", Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées., *Etudes et recherches des LPC*, OA 16, 202 p.
- [31] JANA S., KAPOOR B., ACRIVOS A. (1995), "Apparent wall slip velocity coefficients in concentrated suspensions of non colloidal particles", *Journal of Rheology*, Nov.-Dec. vol.39 pp. 1123-1132.
- [32] JANSSEN D. J., DYER R. M., ELKEY W. E. (1995), "Effect of "Pumping on Entrained Air Voids: Role of Pressure", *Proceeding of the International Conference on Concrete under Severe Conditions*, Sapporo, Japan, CONSEC.
- [33] JOHANSSON A., TUUTTI K. (1976), "Pumped concrete and pumping of concrete", *CBI Research Reports*, n° 10, Swedish Cement and Concrete Research Institut.
- [34] "Le béton pompé" (1981), *Bulletin du ciment*, n° 14, février, pp. 14-19.
- [35] LIPOVETSKI M. (1963), " Бетононасосы и их применение в гидроэнергетическом строительстве", ("Les pompes à béton et leur utilisation dans la construction hydro-technique"), Edition " ГосЭнергоИздательство", Moskva-Leningrade, pp. 15-85.
- [36] MORINAGA M. (1973), "Pumpability of concrete and pumping pressure in pipelines", *Fresh Concrete : Important Properties and Their Measurement*, *Proceedings of a RILEM Seminar Held March*, Leeds, vol.7, pp. 1-39.
- [37] NANAYAKKARA A., GUNATILAKA D., OZAWA K., MAEKAWA K. (1988), "Flow and segregation of fresh concrete in tapered pipes – Two-phase computational model", *3rd International Symposium on Liquid-Solid Flows*, ASME, pp. 47-52.
- [38] NEVILLE A. (1995), "Properties of concrete", London, Longman Edition, 844 p.
- [39] NORME FRANÇAISE NF EN 196-3 (1990), "Détermination du temps de prise et de la stabilité ", Mars.
- [40] Norme Suédoise B5 6.33 (1965) "Détermination du ressuage du béton frais".
- [41] OZAWA K., NANAYAKKARA A., MAEKAWA K. (1982), "Flow and segregation behavior of a two-phase model concrete around bifurcating pipe lines", *Concrete Eng. and Pavements*, n° 408/V-11, August, pp. 195-203..
- [42] "Pompes à béton automotrices", PUTZMEISTER, BP 1700-1 F.
- [43] RADOCEA A. (1989), "A new method for studying bleeding of cement paste", *Cement and Concrete Research Laboratory*, Tokyo, pp. 125-133.

- [44] Recommandation RM.Aéro 800 01B, (1986), "Définition et calculs d'erreurs, Incertitude de mesure", avril.
- [45] PEYBERNARD J. (1996), Méthodes statistiques pour l'exploitation des mesures, Formation continue, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées.
- [46] PLEAU R. PIGEON M., LAMONTAGNE A., AITCIN P. C. (1994), "Influence of Pumping on the Characteristics of the Air-Void System of High-Performance Concrete", Centre de Recherche Inter Universitaire sur le béton, Concrete Canada, 10 p.
- [47] POWERS T. (1968), "The properties of Fresh Concrete", London, Wiley-Sons, 664 p.
- [48] PYHMING I. (1991), "Dynamique des fluides", Presse polytechnique et universitaires romandes, Lausanne, pp. 207-210.
- [49] REICHVERGER Z., JAEGERMANN C. (1982), "Friction and pressure of concrete in slip-form concreting", The standards Institution of Israel, Colloque International sur le béton jeune, vol. I, pp.247-253.
- [50] SAKUTA M., KASANU I., YAMANE S., SAKAMOTO A., (1989) "Pumpability of fresh concrete", Takenaka Technical Research Laboratory, Tokyo, pp. 125-133.
- [51] SAWAIDE M., IKETANI J. (1992), "Rheological Analysis of the Behavior of Bleed Water from Freshly Cast Mortar and Concrete", ACI MIATERIALS Journal, July-August, pp. 323-327.
- [52] SEDRAN T., DE LARRARD F. (1994), "RENE- LCPC : un logiciel pour optimiser la granularité des matériaux de génie civil", Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées n° 194, Novembre – Décembre, pp. 87-93.
- [53] SEDRAN T. (1999), "Rhéologie et rhéométrie des bétons. Application aux bétons autonivelants", Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 220 p.
- [54] SOTCHILOV V. (1963), " Исследование потерь напора в местных сопротивлениях при транспортировании гидросмеси", (Etude des pertes de pression dans des coudes et des réductions), Сборник Московского Инженерно-Строительного Института, Moskva, n°45, pp. 103-111.
- [55] TANGTERMSIRIKUL S., SHINDOH T., MATSUOKA Y., YOKOTA K., (1993), "A study on workability loss due to pumping of workable concrete", Technology Research Center, Taisei Corporation, pp. 324-325.
- [56] TANIGAWA Y., MORI H., NODA Y. (1991), "Theoretical study on pumping of fresh concrete" , Transation of concrete Institute of Japon, vol. 13.

[57] TATTERSALL G. (1973), "The rationale of a two-point workability test", Magazine of Concrete Research, Vol. 25, n° 84, September, pp. 169-172.

[58] TOLSTOI D. (1953), " Скольжение жидкостей и дисперсных систем по твердым поверхностям", (Glissement des fluides et des suspensions sur des parois dures), Académie des Sciences de l'URSS, Institut de la chimie physique, Moscou, 35 p.

[59] TUUTTI K. (1976), "Betongmassas stromning i rör", ("Ecoulement de béton frais dans une tuyauterie"), Nordisk beton, vol. 3, pp. 19-22.

[60] "Tuyauteries à béton", PUTZMEISTER, PM 321-5 F/E.

[61] VASSILIEV V. (1953), " Режим движения бетонной смеси по бетоноводу", (Régime d'écoulement du béton dans une tuyauterie), Edition "Строительная Промышленность", n° 7, pp. 42-44.

[62] WATANABE K., TERANISHI K., MORI H., TANIGAWA Y. (1994), "Study On Adhesion and Slipping Characteristics of Fresh Concrete", Transactions of The Japan Concrete Institute, Vol. 16, pp. 33-40.

[63] WEBER R., (1963), "The Transport of Concrete by Pipeline", (Translated by C. van Amerongen, Cement and Concrete Association Translation n° 129, 1968).

XI ANNEXES

XI.1 CONSTITUANTS DES BETONS

Nom du matériau: Ciment CEM I 52,5 HP CP2 de Cormeille en Parisis

Masse vol.: 3110 kg/m³

Compacité expérimentale de l'échantillon = 0,54

Cette mesure a été effectuée en milieu infini

Compacité calculée de l'échantillon = 0,5399

Avec pour indice de compaction 6,7

Compacités propres de la forme: $0,0 \cdot d + 0,3948$

Diamètre (μm)	Passant cumulé (%)	Diamètre moyen (μm)	Compacité
0,8	0	0,894	0,3948
1	5,7	1,118	0,3948
1,25	6,42	1,414	0,3948
1,6	7,63	1,789	0,3948
2	9,8	2,236	0,3948
2,5	12,11	2,806	0,3948
3,15	14,68	3,55	0,3948
4	18	4,472	0,3948
5	21,3	5,612	0,3948
6,3	25,02	7,099	0,3948
8	30	8,944	0,3948
10	35,78	11,18	0,3948
12,5	42,02	14,142	0,3948
16	51,02	17,889	0,3948
20	61,49	22,361	0,3948
25	71,89	28,062	0,3948
31,5	83,13	35,496	0,3948
40	91,66	44,721	0,3948
50	98,11	56,125	0,3948
63	98,76	70,993	0,3948
80	99,46	89,443	0,3948
100	100		

Nom du matériau: Ciment CEM I 52,5 CP2 de Havre

Masse vol.: 3160 kg/m³

Compacité expérimentale de l'échantillon = 0,57

Cette mesure a été effectuée en milieu infini

Compacité calculée de l'échantillon = 0,57

Avec pour indice de compaction 6,7

Compacités propres de la forme: $0,0 \cdot d + 0,416$

Diamètre (μm)	Passant cumulé (%)	Diamètre moyen (μm)	Compacité
0,8	0	0,894	0,416
1	0	1,118	0,416
1,25	1,14	1,414	0,416
1,6	5,5	1,789	0,416
2	10,5	2,236	0,416
2,5	14,89	2,806	0,416
3,15	18,22	3,55	0,416
4	21,2	4,472	0,416
5	24,97	5,612	0,416
6,3	30,24	7,099	0,416
8	35,98	8,944	0,416
10	41,1	11,18	0,416
12,5	47,34	14,142	0,416
16	56,32	17,889	0,416
20	65,64	22,361	0,416
25	75,29	28,062	0,416
31,5	85,14	35,496	0,416
40	93,17	44,721	0,416
50	97,61	56,125	0,416
63	99,11	70,993	0,416
80	99,93	89,443	0,416
100	100		

Nom du matériau: Cendres volantes "Carling"

Masse vol.: 2210 kg/m³

Compacité expérimentale de l'échantillon = 0,66

Cette mesure a été effectuée en milieu infini

Compacité calculée de l'échantillon = 0,66

Avec pour indice de compaction 6,7

Compacités propres de la forme: $0,0 \cdot d + 0,4676$

Diamètre (μm)	Passant cumulé (%)	Diamètre moyen (μm)	Compacité
0,8	0	0,894	0,4676
1	3,9	1,118	0,4676
1,25	4,4	1,414	0,4676
1,6	5,36	1,789	0,4676
2	7,3	2,236	0,4676
2,5	8,95	2,806	0,4676
3,15	10,81	3,55	0,4676
4	13,3	4,472	0,4676
5	15,61	5,612	0,4676
6,3	18,3	7,099	0,4676
8	22,2	8,944	0,4676
10	25,72	11,18	0,4676
12,5	29,41	14,142	0,4676
16	34,3	17,889	0,4676
20	37,6	22,361	0,4676
25	41,28	28,062	0,4676
31,5	46,82	35,496	0,4676
40	54,74	44,721	0,4676
50	62,7	56,125	0,4676
63	72,9	70,993	0,4676
80	82,9	89,443	0,4676
100	91,51	111,803	0,4676
125	97	141,421	0,4676
160	100		

Nom du matériau: Fumée de silice mécaniquement densifié d'Anglefort avec 10 % de résine GT (extra sec)

Masse vol.: 2240 kg/m³

Compacité expérimentale de l'échantillon 0.54

Compacité calculée de l'échantillon = 0,5407

Avec pour indice de compaction 6,7

Compacités propres de la forme: $0,0 \cdot d + 0,5$

Diamètre (µm)	Passant cumulé (%)	Diamètre moyen (µm)	Compacité
0,8	0	0,894	0,41
1	46,6	1,118	0,41
1,25	49,57	1,414	0,41
1,6	52	1,789	0,41
2	52	2,236	0,41
2,5	52	2,806	0,41
3,15	53,36	3,55	0,41
4	60	4,472	0,41
5	64,29	5,612	0,41
6,3	67,85	7,099	0,41
8	68,1	8,944	0,41
10	73,27	11,18	0,41
12,5	77,87	14,142	0,41
16	80,1	17,889	0,41
20	80,93	22,361	0,41
25	81,6	28,062	0,41
31,5	81,6	35,496	0,41
40	83,31	44,721	0,41
50	85,28	56,125	0,41
63	88,58	70,993	0,41
80	94,91	89,443	0,41
100	99,91	111,803	0,41
125	99,99	141,421	0,41
160	100		

Nom du matériau: Sablon Cosson

Masse vol.: 2620 kg/m³

Compacité expérimentale de l'échantillon = 0,637

Cette mesure a été effectuée en milieu confiné

Les paramètres du polynôme $P(x)=Ax^3+Bx^2+Cx+D$
exprimant le rapport du volume

non perturbé sur le volume total en fonction du diamètre du
grain (en mm) sont:

A= -4,34E-07

B= 1,78E-04

C= -2,36E-02

D= 1

Compacité calculée de l'échantillon = 0,637

Avec pour indice de compaction 9

Compacités propres de la forme: $0,0*d+0,5947$

Diamètre (μm)	Passant cumulé (%)	Diamètre moyen (μm)	Compacité
80	0	89,443	0,5947
100	3	111,803	0,5947
125	8	141,421	0,5947
160	18	178,885	0,5947
200	63	223,607	0,5947
250	84	280,624	0,5947
315	95	354,965	0,5947
400	99	447,214	0,5947
500	100		

Nom du matériau: Sable de Poses 0/5Masse vol.: 2610 kg/m³

Compacité expérimentale de l'échantillon = 0,732

Cette mesure a été effectuée en milieu confiné

Les paramètres du polynôme $P(x)=Ax^3+Bx^2+Cx+D$

exprimant le rapport du volume

non perturbé sur le volume total en fonction du diamètre du grain (en mm) sont:

A= -6,51E-08

B= 5,14E-05

C= -1,29E-02

D= 1

Compacité calculée de l'échantillon = 0,7228

Avec pour indice de compaction 9

Compacités propres entrées individuellement

Diamètre (µm)	Passant cumulé (%)	Diamètre moyen (µm)	Compacité
80	0	89,443	0,586
100	1	111,803	0,586
125	4	141,421	0,586
160	9	178,885	0,586
200	18	223,607	0,586
250	30	280,624	0,586
315	40	354,965	0,6039
400	50	447,214	0,6039
500	58	561,249	0,6039
630	64	709,93	0,6039
800	70	894,427	0,6039
1 000	74	1118,034	0,6039
1 250	78	1414,214	0,5522
1 600	84	1788,854	0,5522
2 000	87	2236,068	0,5522
2 500	90	2806,243	0,5522
3 150	95	3549,648	0,5522
4 000	98	4472,136	0,5522
5 000	100		

Nom du matériau: Poses 6.3/20

Masse vol.: 2540 kg/m³

Compacité expérimentale de l'échantillon = 0,619

Cette mesure a été effectuée en milieu confiné

Les paramètres du polynôme $P(x)=Ax^3+Bx^2+Cx+D$

exprimant le rapport du volume

non perturbé sur le volume total en fonction du diamètre du grain (en mm) sont:

A= -1,64E-07

B= 9,16E-05

C= -1,67E-02

D= 1

Compacité calculée de l'échantillon = 0,619

Avec pour indice de compaction 9

Compacités propres de la forme: $0,0*d+0,5802$

Diamètre (µm)	Passant cumulé (%)	Diamètre moyen (µm)	Compacité
5 000	0	5612,486	0,5802
6 300	10	7099,296	0,5802
8 000	19	8944,271	0,5802
10 000	33	11180,34	0,5802
12 500	56	14142,14	0,5802
16 000	87	17888,54	0,5802
20 000	98	22360,68	0,5802
25 000	100		

Nom du matériau: Chelles 8/20Masse vol.: 2514 kg/m³

Compacité expérimentale de l'échantillon = 0,647

Cette mesure a été effectuée en milieu confiné

Les paramètres du polynôme $P(x)=Ax^3+Bx^2+Cx+D$

exprimant le rapport du volume

non perturbé sur le volume total en fonction du diamètre du grain (en mm) sont:

A= -1,64E-07

B= 9,16E-05

C= -1,67E-02

D= 1

Compacité calculée de l'échantillon = 0,647

Avec pour indice de compaction 9

Compacités propres de la forme: $0,0*d+0,6267$

Diamètre (µm)	Passant cumulé (%)	Diamètre moyen (µm)	Compacité
6 300	0	7099,296	0,6267
8 000	3,8	8944,271	0,6267
10 000	21,5	11180,34	0,6267
12 500	51,1	14142,14	0,6267
16 000	78,7	17888,54	0,6267
20 000	95,7	22360,68	0,6267
25 000	100		

Compacités des poudres en fonction du dosage en superplastifiant (Résine GT)¹

Poudres	% de SP en extrait sec	Compacité
CEM I 52.5 HP CP2 Cormeille	0	0,54
	0,5	0,57
	0,75	0,59
	1	0,6
	1,25	0,61
	1,5	0,61
CEM I 52.5 CP2 Havre	0	0,57
	0,54	0,61
	0,75	0,63
	1,25	0,64
CEM I Cormeille + 10 % F. S. Anglefort	0,66	0,62
	0,9	0,62
CEM I Cormeille + 10 % F. S. Anglefort	0,66	0,60
	0,9	0,60

Compacités des poudres en fonction du dosage en plastifiant (Cerplast)¹

Poudres	% de P en extrait sec	Compacité
CEM I 52.5 HP CP2 Cormeille	0	0,55
	0,05	0,58
	0,1	0,58
	0,15	0,58

¹ Fiche produit cf. plus bas

ADJUVANTS

CHRYSO

LA CHIMIE AU SERVICE DES
MATÉRIELS DE CONSTRUCTION



1.2-1

CHRYSOPLAST CER (Cerplast)

Réducteur d'eau - Plastifiant



Descriptif

CHRYSOPLAST CER est un adjuvant dont la formulation spécifique permet une action défloculante très marquée en particulier sur les éléments fins du béton.

CHRYSOPLAST CER permet l'optimisation du dosage en ciment pour l'obtention d'une classe de résistance déterminée.

A plasticité égale, après réduction de l'eau de gâchage, on constate :

- une amélioration de la compacité du béton
- une diminution de l'absorption capillaire
- selon le dosage, une augmentation relative des performances mécaniques dès 24 h d'âge.

CHRYSOPLAST CER possède des propriétés hydrofuges et peut ainsi être employé pour diminuer l'absorption d'humidité des bétons.

Caractéristiques

- Nature : liquide
- Densité : 1,13
- Couleur : brun clair
- pH : 9
- Point de congélation : - 3° C environ
- Teneur en ions Cl⁻ : ≤ 0,1 %
- Na₂O équivalent : ≤ 2,68 %
- Extrait sec : 25 %

Conditionnement

Vrac
Fûts de 215 L
Tonnelets de 60 L

Conformité

CHRYSOPLAST CER est un réducteur d'eau plastifiant conforme à la norme NF-EN 934-2.

CHRYSOPLAST CER est conforme à la norme ASTM C494-Familles A et D.

L'emploi de CHRYSOPLAST CER favorise également l'hydrofugation des bétons.

Applications

Domaines d'application

- Tous les types de ciments
- BPE pour maintien de la rhéologie
- Préfabrication lourde
- Bétons précontraints et bétons pompés
- Bétons armés en général

Mode d'emploi

Plage de dosage : de 0,2 à 0,6 kg pour 100 kg de ciment. Il est courant de doser ce produit à 0,3 % du poids du ciment.

De 0,2 à 0,35 % l'effet réducteur d'eau est prépondérant. A partir de 0,35 % apparaît un effet secondaire retardateur.

CHRYSOPLAST CER est totalement miscible à l'eau et doit être incorporé à l'eau de gâchage.

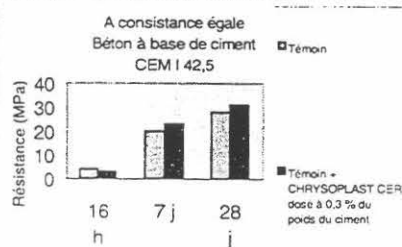
L'efficacité maximale de CHRYSOPLAST CER doit être déterminée après des essais de convenance prenant en compte les caractéristiques rhéologiques et les performances mécaniques souhaitées pour le béton.

Précautions

En cas de gel, le produit conserve ses propriétés une fois dégelé et homogénéisé par agitation. Cette agitation doit se poursuivre jusqu'à obtention d'un produit totalement homogène.

Essais

Ces résultats ont été obtenus selon les modalités définies par la norme ISO 4012 (essais de résistance).



CHRYSO : 17 ter, rue de la Vanne - B.P. 560 - 92542 Montrouge cedex France - Tél. : 01 41 17 18 19 - Fax : 01 41 17 16 50



CHRYSOLA CHIMIE AU SERVICE DES
MATÉRIAUX DE CONSTRUCTION**1.1-1****CHRYSOFLUID GT (Durciplast/Résine GT)**

500 BENOR 04/01

Superplastifiant - Haut réducteur d'eau**DESCRIPTIF**

CHRYSOFLUID GT est un polymère de synthèse à base de polymélamines, spécifiquement mis au point pour être utilisé avec les liants hydrauliques. Sa structure chimique particulière lui confère une efficacité remarquable :

- une forte action dispersante vis à vis des éléments fins du béton (amélioration importante de la maniabilité des bétons)
- une catalyse des réactions d'hydratation des liants. Ceci permet par une réduction d'eau très importante l'obtention de résistances mécaniques élevées dès les plus jeunes âges.

Caractéristiques

- Nature : liquide
- Densité : 1,15
- Couleur : violet
- pH : 9,5

APPLICATION**Domaines d'application**

Tous types de ciments (sauf blancs et alumineux)
BHP et BTHP
Bétons plastiques, très plastiques, fluides
Bétons pour ouvrages très ferrailés
Bétons précontraints
Dallages, sols industriels
Coulis d'injection

Mode d'emploi

Plage de dosage: 0,6 à 5,0 kg pour 100 kg de ciment. Il est courant de doser le produit à 1 % du poids du ciment.

CHRYSOFLUID GT est totalement miscible à l'eau. Il peut être introduit dans l'eau de gâchage ou en fin de malaxage. Dans le cas du béton prêt à l'emploi où le produit peut être introduit directement dans le malaxeur du camion toupie, il est nécessaire de malaxer à grande vitesse 1 minute par m³ de béton (avec un minimum total de 6 minutes).

La réalisation de bétons fluides, grâce à l'utilisation de CHRYSOFLUID GT, se fait sans modification notable des temps de prise des bétons devant être fluidifiés. La granulométrie doit comporter une proportion d'éléments fins plus importante que celle des bétons courants, comparable à celle des bétons pompés.

- Point de congélation : - 2°C environ
- Teneur en ions Cl⁻ : < 0,1%
- Na₂O équivalent : < 3,05%
- Extrait sec : 30%

Conditionnement

Vrac
Fûts de 215 L
Tonnelets de 60 L

Conformité

CHRYSOFLUID GT est un superplastifiant haut réducteur d'eau conforme à la norme NF-EN 934-2. CHRYSOFLUID GT est conforme à la norme ASTM C 494-F. CHRYSOFLUID GT est conforme au PTV 500 Belge.

Le temps durant lequel le béton reste fluide est variable selon la température, la consistance des bétons avant ajout de CHRYSOFLUID GT, la nature du ciment, le dosage. Cette durée peut être déterminée par un essai préalable in-situ.

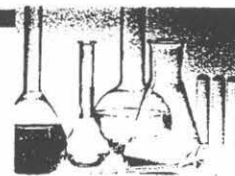
De même, l'efficacité maximale de CHRYSOFLUID GT doit être déterminée après des essais de conformance prenant en compte les caractéristiques rhéologiques et les performances mécaniques souhaitées pour le béton.

Précautions

- En cas de gel, le produit conserve ses propriétés une fois dégelé et homogénéisé par agitation.

- Eviter l'exposition prolongée du produit à de fortes chaleurs.

- Ne pas utiliser CHRYSOFLUID GT sur les bétons blancs ou clairs.

CHRYSOLA CHIMIE AU SERVICE DES
MATÉRIAUX DE CONSTRUCTION

1.2-1

CHRYSOPLAST CER (Cerplast)

Réducteur d'eau - Plastifiant



Descriptif

CHRYSOPLAST CER est un adjuvant dont la formulation spécifique permet une action défloculante très marquée en particulier sur les éléments fins du béton.

CHRYSOPLAST CER permet l'optimisation du dosage en ciment pour l'obtention d'une classe de résistance déterminée.

A plasticité égale, après réduction de l'eau de gâchage, on constate :

- une amélioration de la compacité du béton
- une diminution de l'absorption capillaire
- selon le dosage, une augmentation relative des performances mécaniques dès 24 h d'âge.

CHRYSOPLAST CER possède des propriétés hydrofuges et peut ainsi être employé pour diminuer l'absorption d'humidité des bétons.

Applications

Domaines d'application

- Tous les types de ciments
- BPE pour maintien de la rhéologie
- Préfabrication lourde
- Bétons précontraints et bétons pompés
- Bétons armés en général

Mode d'emploi

Plage de dosage : de 0,2 à 0,6 kg pour 100 kg de ciment. Il est courant de doser ce produit à 0,3 % du poids du ciment.

De 0,2 à 0,35 % l'effet réducteur d'eau est prépondérant. A partir de 0,35 % apparaît un effet secondaire retardateur.

CHRYSOPLAST CER est totalement miscible à l'eau et doit être incorporé à l'eau de gâchage.

L'efficacité maximale de **CHRYSOPLAST CER** doit être déterminée après des essais de convenance prenant en compte les caractéristiques rhéologiques et les performances mécaniques souhaitées pour le béton.

Caractéristiques

- Nature : liquide
- Densité : 1,13
- Couleur : brun clair
- pH : 9
- Point de congélation : - 3° C environ
- Teneur en ions CF : $\leq 0,1$ %
- Na₂O équivalent : $\leq 2,68$ %
- Extrait sec : 25 %

Conditionnement

Vrac
Fûts de 215 L
Tonnelets de 60 L

Conformité

CHRYSOPLAST CER est un réducteur d'eau plastifiant conforme à la norme NF-EN 934-2.

CHRYSOPLAST CER est conforme à la norme ASTM C494-Familles A et D.

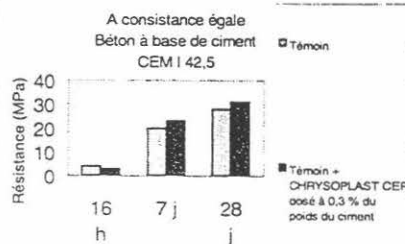
L'emploi de **CHRYSOPLAST CER** favorise également l'hydrofugation des bétons.

Précautions

En cas de gel, le produit conserve ses propriétés une fois dégelé et homogénéisé par agitation. Cette agitation doit se poursuivre jusqu'à obtention d'un produit totalement homogène.

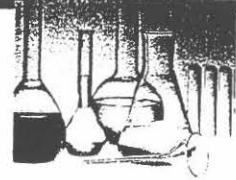
Essais

Ces résultats ont été obtenus selon les modalités définies par la norme ISO 4012 (essais de résistance).



CHRYSO : 17 ter, rue de la Vanne - B.P. 560 - 92542 Montrouge cedex France - Tél. : 01 41 17 18 19 - Fax : 01 41 17 18 80



CHRYSOLA CHIMIE AU SERVICE DES
MATÉRIAUX DE CONSTRUCTION

1.3-1

CHRYSOTARD CE (CERITARD)

Retardateur



DESRIPTIF

CHRYSOTARD CE modifie les réactions d'hydratation du ciment et retarde principalement le temps de début de prise.

CHRYSOTARD CE n'allonge pas l'intervalle de temps entre début et fin de prise. Ainsi, le béton retardé avec CHRYSOTARD CE durcira normalement dès le commencement de la prise, et on obtiendra dès le court terme des résistances mécaniques élevées. Cette particularité permet de réaliser, à l'aide de CHRYSOTARD CE, des bétons à maintien de maniabilité prolongée dans le temps et à résistances mécaniques élevées à court et long terme.

CHRYSOTARD CE n'a pas d'effet tensio-actif. Son incorporation dans les bétons ne modifie pas leur consistance.

En utilisation simultanée avec un superplastifiant haut réducteur d'eau, CHRYSOTARD CE est particulièrement adapté à la réalisation des BHP et des BTHP.

APPLICATION

Domaines d'application

Tous types de ciments (sauf alumineux)
Bétons nécessitant des durées de maniabilité prolongées
BHP et BTHP
Pieux, parois moulées
Bétonnage par temps chaud
Transport du béton sur de longues distances
Reprises de bétonnage

Mode d'emploi

Plage de dosage : 0,2 à 2 kg pour 100 kg de ciment.
Pour des dosages différents, nous consulter.

CHRYSOTARD CE est totalement miscible à l'eau. Il doit être incorporé préalablement à l'eau de gâchage.

L'efficacité maximale de CHRYSOTARD CE doit être déterminée après des essais de convenance prenant en compte les caractéristiques rhéologiques et les performances mécaniques souhaitées pour le béton.

Caractéristiques

- Nature : liquide
- Densité : 1,25
- Couleur : violet
- pH : 11
- Point de congélation : - 5°C environ
- Teneur en ions Cl⁻ : < 0,1 %
- Na₂O équivalent : < 7,4 %
- Extrait sec : 27,5 %

Conditionnement

Vrac
Fûts de 215 L
Tonnelets de 60 L

Conformité

CHRYSOTARD CE est un retardateur conforme à la norme NF - EN 934-2.

Précautions

En cas de gel, le produit conserve ses propriétés une fois dégelé et homogénéisé par agitation.
Ne pas mélanger avec des produits acides.

Essais

Exemple de résultats obtenus selon les modalités définies par la norme européenne NF-EN 480-1.
Type de béton : béton BI à base de CEM I 42,5 (3200-4000 cm³/g et C₃A entre 7 et 11 %).
Essais réalisés à consistance égale.

	Consistance	Résistances (MPa)	
		7 j	28 j
Témoin	Slump 6 cm	29,1	35,1
Témoin + 0,7% CHRYSOTARD CE	Slump 6 cm	30,2	36,5

	Début de prise	Fin de prise	Temps de prise
Témoin + 0,7% CHRYSOTARD CE	7h28	10h28	3h00

CHRYSOLA CHIMIE AU SERVICE DES
MATÉRIAUX DE CONSTRUCTION

1.6-1

CHRYSOAIR A (Chryso Air)

Entraîneur d'air



Descriptif

CHRYSOAIR A est un entraîneur d'air permettant la formation de microbulles d'air stables dans les bétons et mortiers.

Dans le béton frais, CHRYSOAIR A provoque un effet plastifiant qui permet une réduction d'eau d'environ 5%. Il limite la ségrégation et diminue, voire supprime tout ressuage.

Caractéristiques

- Nature : liquide
- Densité : 1,03
- Couleur : brun foncé
- pH : 12
- Point de congélation : -2° C environ
- Teneur en ions Cl⁻ : < 0,1 %
- Na₂O équivalent : < 1,0 %
- Extrait sec : 8,5 %

Conditionnement

Vrac
Fûts de 215 L
Tonnelets de 60 L

Conformité

CHRYSOAIR A est un entraîneur d'air conforme à la norme NF-EN 934-2

Applications

Domaines d'application

- Tous types de ciments (sauf alumineux)
- Recommandé dans le cas des bétons soumis au gel
- Dallages, pistes, ouvrages d'art
- Bétons extrudés
- Correction des sables pauvres en fines

Mode d'emploi

Plage de dosage : de 0,03 à 0,15 kg

Il est courant de doser ce produit à 0,1 % du poids du ciment. CHRYSOAIR A est totalement miscible à l'eau. Il doit être incorporé soit à l'eau de gâchage, soit aux granulats.

L'efficacité maximale de CHRYSOAIR A doit être déterminée après des essais de convenance prenant en compte les caractéristiques rhéologiques et les performances mécaniques souhaitées pour le béton. Le taux d'air entraîné total doit être vérifié périodiquement dans les bétons car il varie avec la nature des agrégats et le rapport E/C.

En utilisation conjointe avec un superplastifiant ou un plastifiant, les caractéristiques mécaniques du béton à air entraîné seront améliorées.

Précautions

En cas de gel, le produit conserve ses propriétés une fois dégelé et homogénéisé par agitation légère.

Essais

Exemple de résultats obtenus selon les modalités définies par la norme ISO 4848 en matière d'air occlus. Béton à base de CEM 1 42,5 (3200-4000 cm³/g et C₅₀A entre 7 et 11 %).

Essais réalisés à consistance égale.

	Consistance	Air occlus en %	Résistance (MPa) à 28 j
Témoïn	Sup 5cm	1.6	33.3
Témoïn + 0,075 % CHRYSOAIR A	Sup 5cm	4.1	35

XI.2 COMPOSITIONS DES BETONS

Première campagne expérimentale

N°	Caractéristiques		Poses		Sablon	Chelles	Ciments			C. V.	Eau	SP	P	R
	Descrip.	Consist.	0/5	6,3/20	0/0,5	8/20	CPA	CPJ	CHF		efic.	%	%	%
1	BCS CHF	FL	667,8	834,2	148,5				399,0		213,0			0,22
2	BCS CHF	FL	631,6	851,7	148,2				397,6		205,3			0,2
3	BCS CHF	FL	655,2	850,0	147,1				397,6		209,9			0,2
4	BCS CHF	FL	661,8	844,0	141,7				398,8		214,8			0,2
5	BCS CPA	TP	678,2	874,7	119,9		349,6				208,6			
6	BCN CPJ	TP	670,9	909,8	147,7			270,4		39,6	191,9		0,7	
7	BCN CPJ	TP	695,6	902,2	145,0			270,8		45,2	195,1		1,7	
8	BCS CHF	FL	653,0	846,4	153,2				398,0		211,7			
9	BCS CHF	FL	640,2	844,5	145,7				398,4		214,5			
10	BCS CHF	FL	629,7	846,6	141,8				398,2		222,0			1
11	BCS CPA	TP	683,8	893,5	121,1		349,0				218,9			
12	BCS CPA	P	679,5	889,2	116,1		349,8				206,3			
13	C=/52	FL	844,4	897,7			398,7				189,7		0,08	
14	C=/38	FL	1093,2	633,5			397,2				209,6		0,08	
15	C=/66	FL	602,4	1081,8			399,7				203,9		0,08	
16	C=/52	TP	839,9	904,0			329,3				185,5			
17	C=/38	TP	1154,4	653,5			328,0				209,8			
18	C=/66	TP	612,9	1134,0			328,7				192,0			
19	C+/66	TP	583,1	1144,1			378,0				185,7			
20	C+/38	TP	1068,8	644,8			379,3				195,8			
21	C+/52	TP	861,4	898,8			379,0				191,4			
22	C-/52	FL	837,2	978,1			346,9				198,9			

<input type="checkbox"/>	- mise au point du circuit	CPA Corneilles 52,5 HP CP2	CHF Ebange	SP - Chryso Resine GT
<input type="checkbox"/>	- programme principale	CPJ Heming	Cendres volantes Carling	P - Cerplast R - Ceritard

Première campagne expérimentale (suite)

N°	Caractéristiques		Poses		Sablon	Chelles	Ciments			C. V.	Eau	SP	P	R
	Descrip.	Consist.	0/5	6,3/20	0/0,5	8/20	CPA	CPJ	CHF		efic.	%	%	%
23	C-/38	FL	1105,277	666,9			349,7				214,8			
24	C+/52	FL	866,3	934,8			449,0				153,4	2		2
25	C-/66	FL	617,4	1121,8			348,3				211,8			
26	C+/38	FL	1116,3	640,8			448,7				179,2	2		2
27	C+/66	FL	612,5	1154,6			450,0				171,8	2		2
28	C+/52	TP	835,7	913,1			380,0				199,0			
29	C+/52	FL	866,3	944,8			450,0				152,2	2		2
30	C-/38	TP	1133,4	675,7			279,7				214,3			
31	C-/52	TP	870,2	934,1			277,3				189,6			
32	C-/66	TP	615,8	1172,1			278,3				192,8			
33	C-/52/s	FL	693,2	906,7	141,8		348,7				191,3			
34	C=/66/s	FL	453,8	1086,5	135,0		398,0				197,9		0,08	
35	C=/38/s	TP	972,2	642,8	138,5		328,3				204,9			
36	C=/52/s	TP	713,1	926,0	142,6		328,7				185,9			
37	C-/52/r	FL	843,3			915,1	348,3				207,9			
38	C=/66/r	FL	571,0			1093,4	398,0				207,4		0,08	
39	C=/52/r	TP	871,1			947,2	329,7				190,8			
40	C=/66/r	TP	613,1			1139,6	330,3				186,2			
41	C-/66/s	FL	448,5	1136,0	129,9		350,3				201,3			
42	C-/66/r	FL	594,1			1100,9	349,7				170,2			
43	Ségrég.1	FL	915,9	992,9			353,0				146,6	2		
44	Ségrég.2	FL	909,1	991,1			349,3				138,3	1		

- programme principale
- sablon correcteur
- granulats roulés
- ségrégation

CPA Corneilles 52,5 HP CP2
 CPJ Heming
 CHF Ebange
 Cendres volantes Carling

SP - Chryso Resine GT
 P - Cerplast
 R - Ceritard

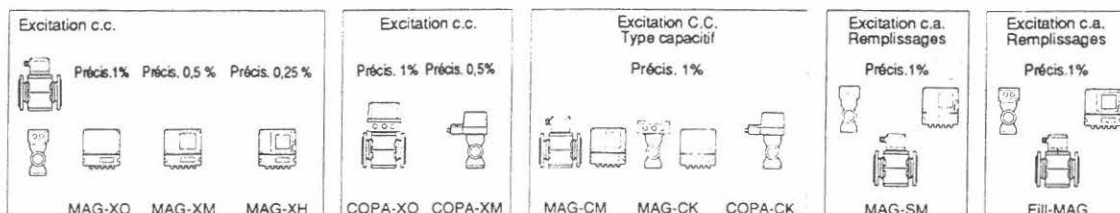
Deuxième campagne expérimentale

N°	Caractéristiques		Poses		Sablon	Ciment	Additions		Eau efic.	SP %	A %	R %
	Descrip.	Consist.	0/5	6,3/20	0/0,5	CPA	C. V.	F. S.				
1	BCS CPA	FL	Composition de Béton de Paris									
2	BCS CPA	FL	Composition de Béton de Paris									
3	BCN CPA	FL	Composition de Béton de Paris									
4	μ_1%	FL	870,0	950,0		450,0			160,0	1		2
5	μ_0,5%	FL	886,0	893,7		449,3			186,4	0,5		2
6	μ_1,5%	FL	880,5	947,7		448,7			166,9	1,5		2
7	μ_2%	FL	887,3	944,8		447,3			157,2	2		2
8	μ_1%	FL	875,1	936,4		449,3			161,2	1		2
9	FS10%_2,5%GT	FL	891,4	919,6		408,0		41,0	145,5	2,5		2
10	FS10%_1,5%GT	FL	890,2	920,6		406,3		41,0	151,9	1,5		2
11	FS5%_2,5%GT	FL	867,4	934,8		427,0		21,0	155,1	2,5		2
12	FS5%_1,5%GT	FL	855,3	899,3		428,7		21,0	164,8	1,5		2
13	Air_base	FL	715,3	895,8	140,7	398,3			177,0		0	2
14	Air_6%	FL	705,8	889,7	142,0	398,3			174,8		0,125	2
15	Air_8%	FL	683,5	892,3	143,3	400,0			162,5		0,15	2
16	Air_10%	FL	712,6	909,7	147,7	398,3			161,0		0,2	2
17	μ_3%	FL	716,7	954,1	146,3	450,0			150,2	3		2
18	Mode_oper.	FL	834,5	956,3		327,7			177,3			2
19	μ_3%	FL	composition erronée									
20	Bap 1	FL	539,3	821,2		178,0	506,0		161,5	4,4		2
21	Mode_oper.	FL	954,0	854,5		328,3			175,7			2
22	Mode_oper.	FL	967,2	861,1		330,0			176,2			2
23	μ_3%	FL	875,9	941,8		449,2			149,6	3		2
24	Bap 2	FL	643,2	821,2		374,3	248,3	52,0	164,8	7,4		2

XI.3 FICHES TECHNIQUES DES APPAREILS DE MESURE ET DES POMPES

Débitmètre électromagnétique MAG-SM Série 3000

avec excitation courant alternatif et convertisseur à microprocesseur



En complément de la série 1000, la **série 3000** propose des débitmètres électromagnétiques à encombrement réduit

Le débitmètre électromagnétique " **MAG-SM** " à haute performance permet la mesure de toutes sortes de liquides de conductivité supérieure ou égale à 20 $\mu\text{s/cm}$.

Caractéristiques techniques

- Utilisation d'un convertisseur à microprocesseur ne demandant pas de connaissances particulières de programmation ni de procédures complexes. L'entrée des données ou l'exploitation des indications s'effectuent directement sur l'appareil à l'aide de 16 touches ou par un PC à l'aide d'un interface. Utilisation attrayante grâce à une lecture claire des deux lignes de 16 caractères alphanumériques chacune, avec le choix de 9 langages différents.
- Mesure précise et linéaire. Le champ magnétique "caractérisé" permet d'obtenir un signal qui est l'image de la vitesse moyenne pondérée du fluide quel que soit le profil d'écoulement.
- Adaptation parfaite du MAG-SM aux procédés rapides, aux liquides à 2 phases, ainsi qu'aux flux continus ou alternés (fonctionnement de pompe à piston).
- Indépendance vis à vis des caractéristiques physiques du milieu.
- Fonctionnement sécurisant. Les techniques modernes de fabrication (composants montés en surface) sont utilisées de manière intensive dans la construction des circuits imprimés.
- Maniement aisé. Appel et entrée des données de procédé sous la forme de dialogue, soit directement sur le convertisseur, soit à l'aide d'un terminal ou d'un micro-ordinateur par l'intermédiaire de la liaison numérique.
- Indication et totalisation du débit en 33 unités physiques différentes : litres, m³, gallons, ...
- Avec l'introduction de la masse volumique, l'indication et la totalisation sont affichées en unité de masse.
- Chute à zéro automatique et système de diagnostic avec codes d'erreurs.

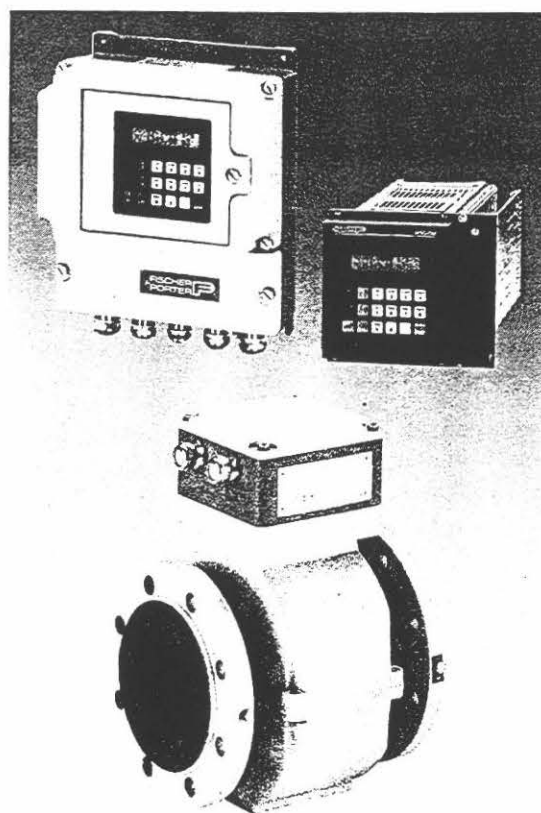


Fig. 1 Débitmètre MAG-SM avec convertisseur à microprocesseur.

Principe de fonctionnement et précision

Conditions de référence en accord avec les normes standard DIN 19200

Température du fluide
20°C +/- 2°K

Température ambiante
20°C +/- 2°K

Alimentation électrique
Tension nominale : suivant indication plaquette signalétique. +/- 1%

Critères d'installation
Longueur droite en amont > 10 x DN
Longueur droite en aval > 5 x DN
DN = diamètre nominal

Temps de chauffe
30 min.

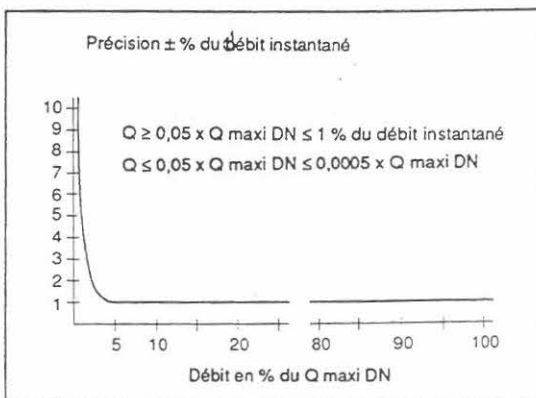


Fig. 2 Précision aux conditions de références

Principe de fonctionnement

Le principe est basé sur la loi d'induction électromagnétique de Faraday. Le liquide qui traverse le débitmètre constitue un élément conducteur générant une tension induite par le champ magnétique créé par les bobines d'induction du DEM. Cette tension induite est linéaire et proportionnelle à la vitesse de passage du liquide,

$$U_E = B.D.V$$

et est orientée perpendiculairement à la direction du champ magnétique ainsi qu'à celle de l'écoulement.

La tension ainsi générée est recueillie par les deux électrodes de DEM qui la transmettent au convertisseur approprié. L'intensité du champ magnétique et la distance entre les deux électrodes étant constantes, la tension induite est donc seulement fonction de la vitesse du liquide, et est indépendante des variations de température, viscosité, pression et conductivité tant que celle-ci reste au-dessus du seuil minimum de fonctionnement. Pour obtenir des mesures fiables, le DEM doit cependant rester plein de liquide.

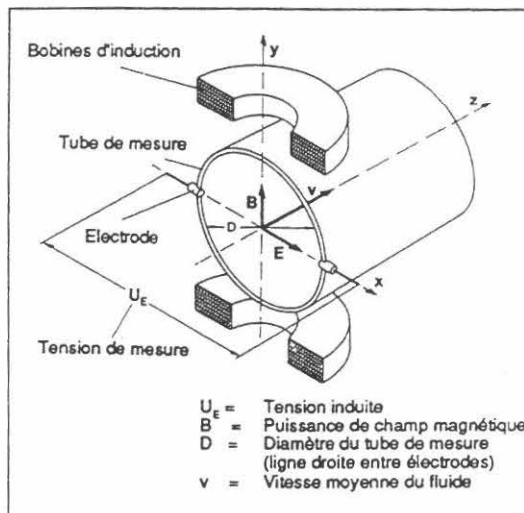


Fig. 3 Principe de fonctionnement

Caractéristiques techniques Primaire

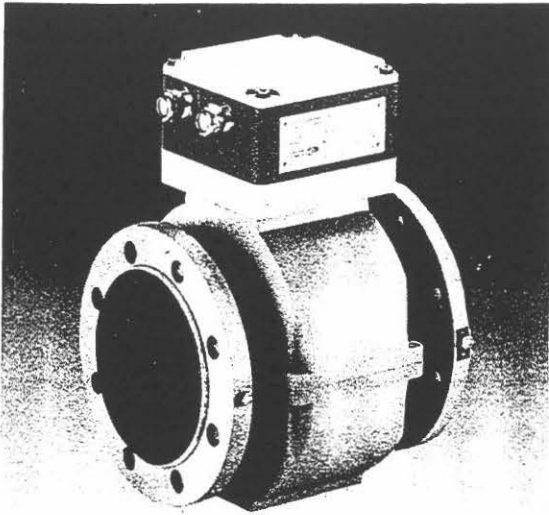


Fig. 4 Primaire

Diamètre DN	Pression nominale PN	Echelle mini Vitesse 0 à 0,5 m/s	Echelle maxi Vitesse 0 à 10 m/s
3*	40	0 à 0,2 l/min	0 à 4 l/min
4*	40	0 à 0,4 l/min	0 à 8 l/min
6*	40	0 à 1 l/min	0 à 20 l/min
8*	40	0 à 1,5 l/min	0 à 30 l/min
10	40	0 à 2,25 l/min	0 à 45 l/min
15	40	0 à 5 l/min	0 à 100 l/min
20	40	0 à 7,5 l/min	0 à 150 l/min
25	40	0 à 10 l/min	0 à 200 l/min
32	40	0 à 20 l/min	0 à 400 l/min
40	40	0 à 30 l/min	0 à 600 l/min
50	40	0 à 3 m ³ /h	0 à 60 m ³ /h
65	40	0 à 6 m ³ /h	0 à 120 m ³ /h
80	40	0 à 9 m ³ /h	0 à 180 m ³ /h
100	16	0 à 12 m ³ /h	0 à 240 m ³ /h
125	16	0 à 21 m ³ /h	0 à 420 m ³ /h
150	16	0 à 30 m ³ /h	0 à 600 m ³ /h
200	10/16	0 à 54 m ³ /h	0 à 1080 m ³ /h
250	10/16	0 à 90 m ³ /h	0 à 1800 m ³ /h
300	10/16	0 à 120 m ³ /h	0 à 2400 m ³ /h
350	10/16	0 à 165 m ³ /h	0 à 3300 m ³ /h
400	10/16	0 à 225 m ³ /h	0 à 4500 m ³ /h
500	10	0 à 330 m ³ /h	0 à 6600 m ³ /h
600	10	0 à 480 m ³ /h	0 à 9600 m ³ /h
700	10	0 à 660 m ³ /h	0 à 13200 m ³ /h
800	10	0 à 900 m ³ /h	0 à 18000 m ³ /h
900	10	0 à 1200 m ³ /h	0 à 24000 m ³ /h
1000	10	0 à 1350 m ³ /h	0 à 27000 m ³ /h

* Diamètre en préparation

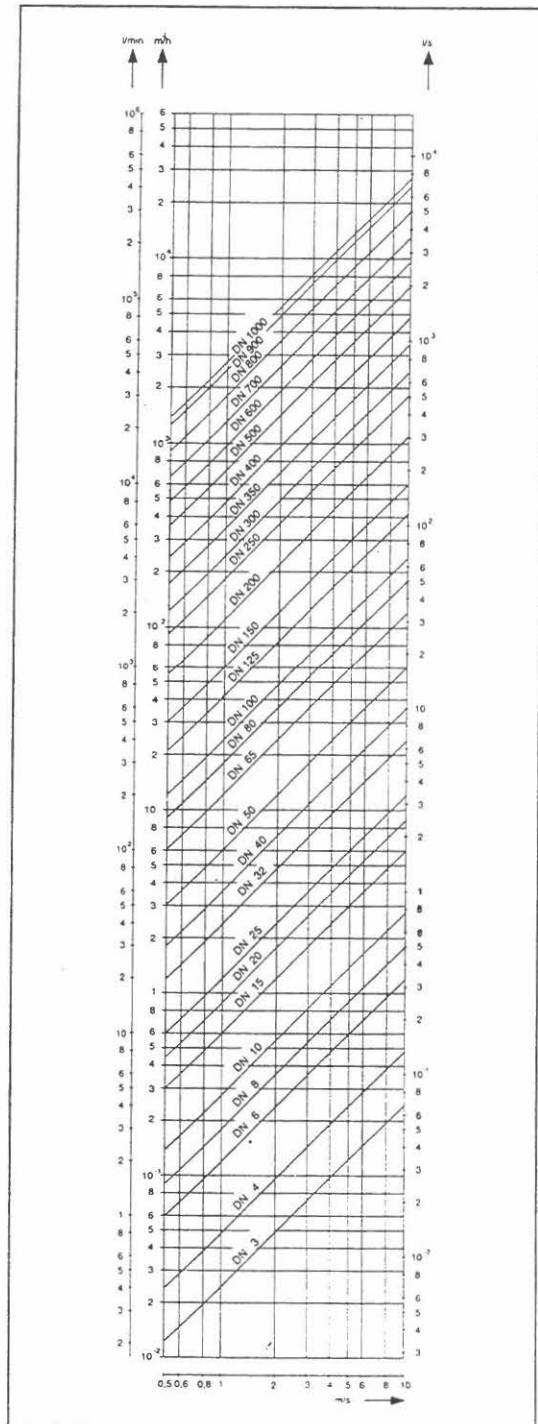


Fig. 5 Diagramme vitesse DN3 à DN 1000

Caractéristiques techniques Primaire

Pression et température maxi. du fluide

Standard maxi: 130 °C (266 °F), Version haute température: 180 °C (356 °F)

Revêtement	Diamètre nominal DN	Pression de service	à Tempér. °C de service
Caoutchouc dur	15 à 250	40 bar	< 90
	300 à 1000	25 bar	< 90
	1200 à 2000	16 bar	< 90
Néoprène	65 à 250	40 bar 10 bar	< 20 < 50
	300 à 1000	25 bar 10 bar	< 20 < 50
	1200 à 2000	16 bar 10 bar	< 20 < 50
PTFE	10 à 800	40 bar	< 130
		25 bar	< 180
PFA	10 à 250	40 bar 25 bar	< 130 < 180

Pression de service mini.

Revêtement	Diamètre nominal DN	Pression mbar abs	à Tempér. °C
Caoutchouc dur	15 à 500	270 400	20 90
	600 à 2000	510 630	20 90
Néoprène	65 à 500	510 610	20 50
	600 à 2000	640 700	20 50
PTFE	10 à 800	270	20
		400	100
		500	130
		550	180
PFA	10 à 250	270	20
		400	100
		500	130
		550	180

Graphique des températures

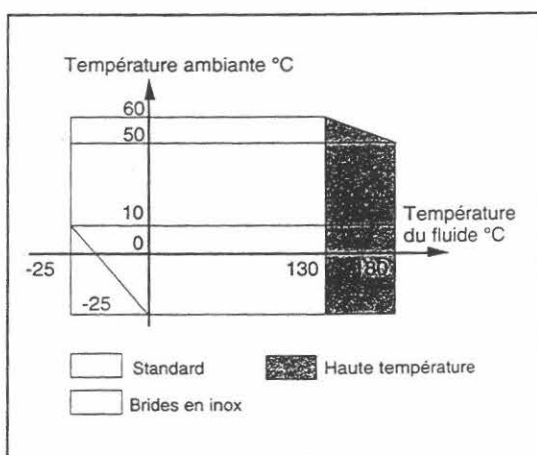


Fig. 7 Température du fluide par rapport à la température ambiante

Matériaux de construction

Revêtement	Natures des électrodes		Type des électrodes
	Standard	En option	
Caoutchouc dur Néoprène	Inox 1.4571	Hast. B-2/C-4 Titane Tantale Platine	Arasante
PTFE PFA	Hast. C-4	Inox 1.4571 Hast. B-2 Titane Tantale Platine X-métal	Arasante

Autres parties	standard	autres
Brides	RST 37-2	inox. 1.4541 inox. 1.4571

Température maxi de nettoyage

Nettoyage en place	Revêtement	Temp. °C	t max. minutes	T ambiante °C
Vapeur	PTFE, PFA	150	60	25
Liquide	PTFE, PFA	140	60	25



Bailey - Fischer & Porter Calibration Certificate for an Electromagnetic Flowmeter

Order-Number : 9612M0698
 Model-Number : 10DS3111CAB17D1A2BA2113
 Serial-Number : A1
 Tag-Number :

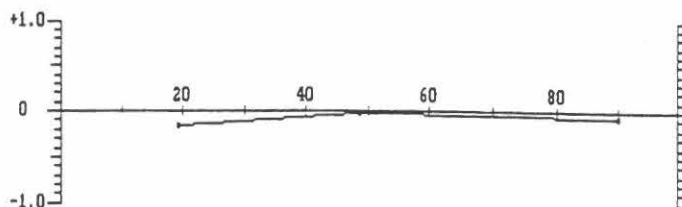
Technical Data

Meter Size	: DN 150	Liner	: Softrubber
Nom. Pressure	: DIN PN 16	Electrode	: 1.4571
Protection	: IP 67	Power Supply	:
Liquid Temp.	: 50°C		
Excit. Frequency	: 50.000 Hz		
Meter Constant	: 1000.0 l/min b. 1 m/s		
Excit. Voltage	: 58.700 V		
Excit. Current	: 0.3190 A		
Cr-Factor	: 2.7667 S		

Cal.-Points

	Meas- time s	Display Testobj. %	Volume		Deviation	
			Master l	Testobj. l	l	%
1	50	19	1128.3	1126.4	-1.8925	-0.17
2	50	49	2838.5	2838.2	-0.3137	-0.01
3	50	90	5258.3	5254.8	-3.4642	-0.07

Cal.-Diagram: Deviation in % of Flow in % of Measurement Range



The above indicated instrument meets the accuracy data published in our specifications.

The calibration was accomplished in the testrig indicated below.

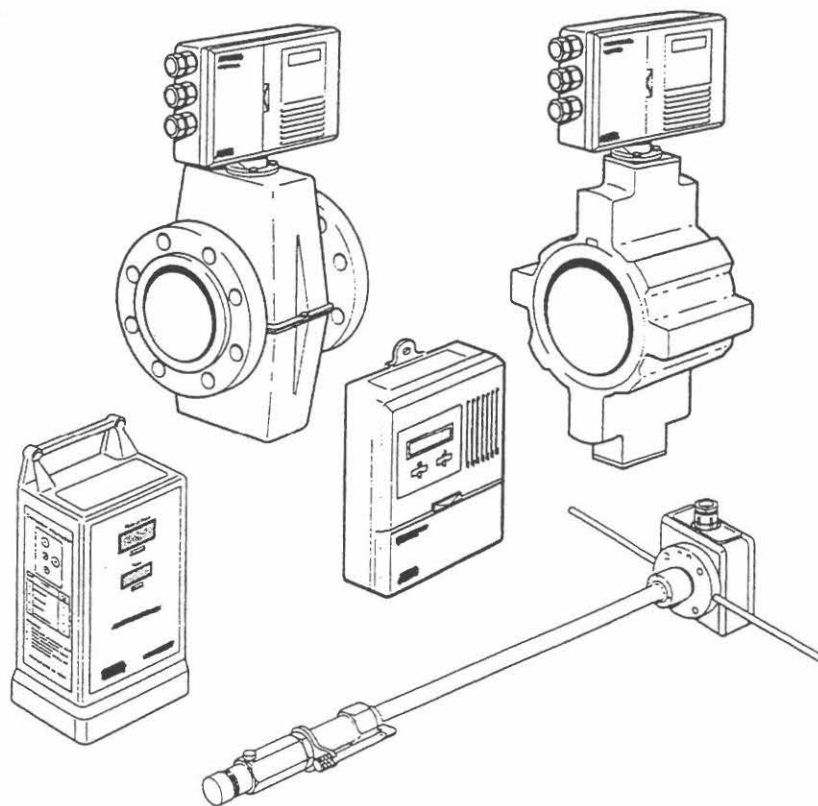
The Reference-Meters used are controlled by the PTB or the Eichamt Göttingen and are calibrated at fixed intervals against standards traceable to national standards.

Testrig : PS0012

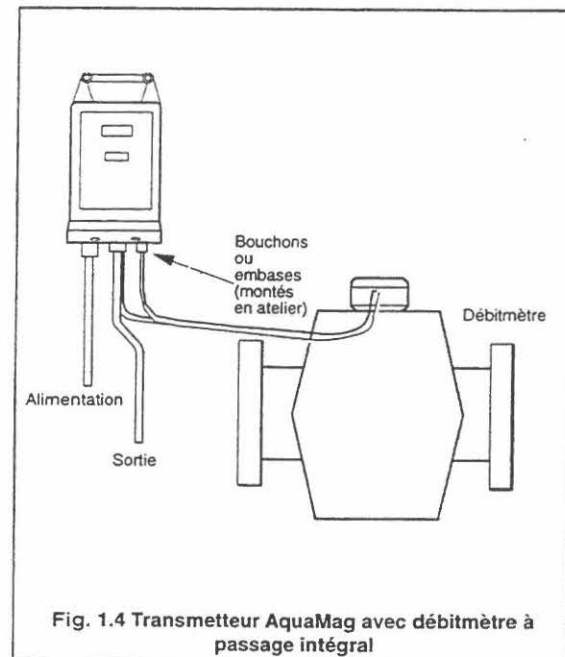
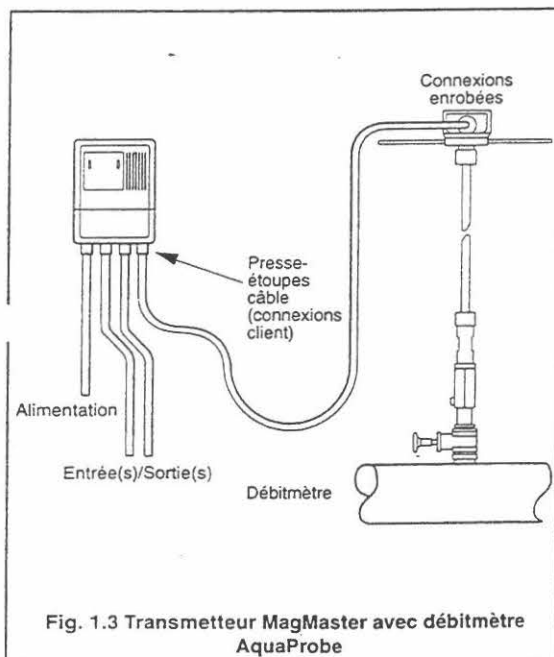
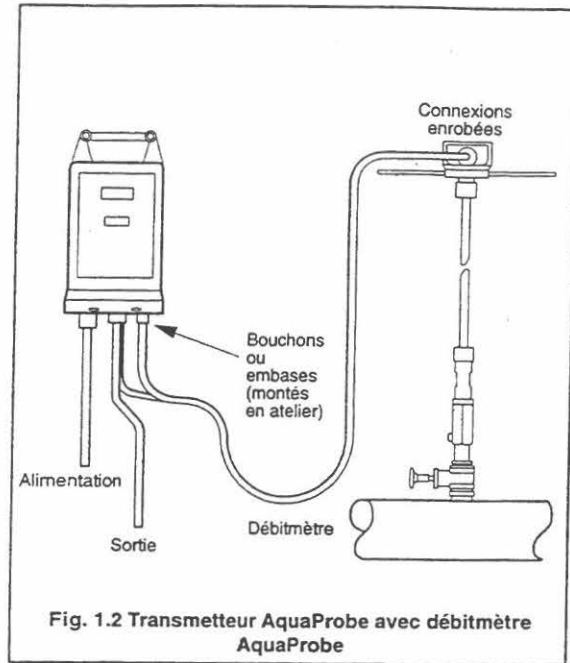
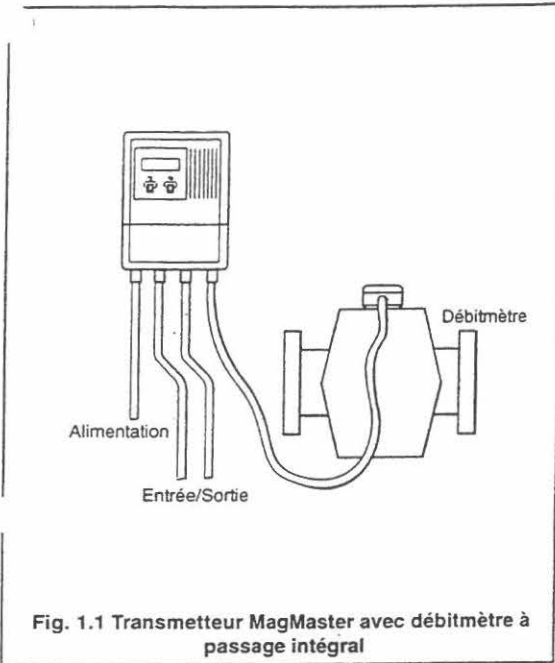
3.Apr.97

Test Inspector : STÄNDER

Débitmètres électromagnétiques



1.1 Systèmes standard



200

Customer name: **L.C.P.C.**

Customer ref.: L8192-1459

Serial number: V/31462/1/1

Order reference: EXP/V/31462/GFA

Meter type: MagMaster

Tag Number:

Meter code: MF/E50017110A005EH1301121

Calibration output: Digital

Customer full scale: 6.000 l/s

Calibration range: 6.00 l/s

Meter bore: 50 mm

Certificate number: 98/31129

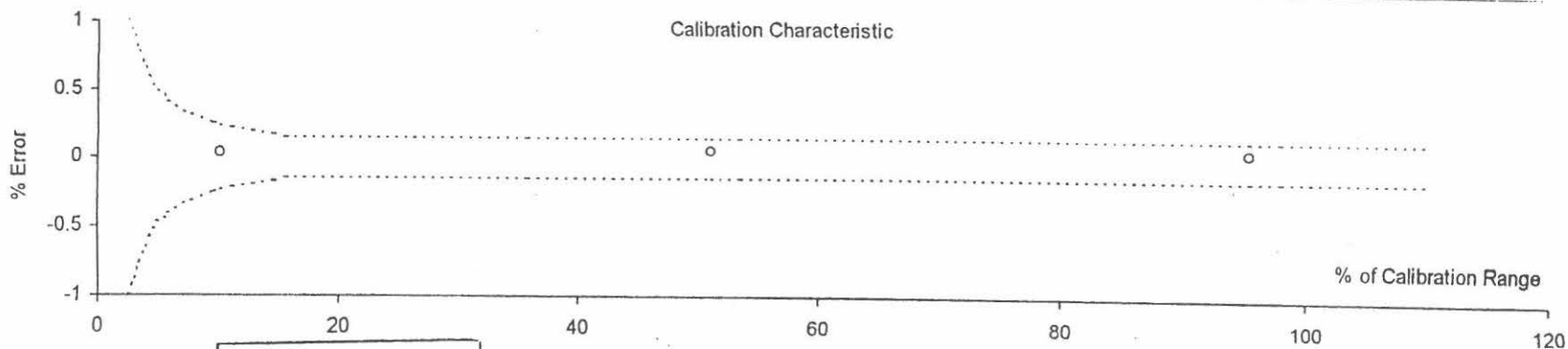
Date of calibration: 08 Sep 1998

Test plant: Rig 3 70m³/h

Sensor factor 1: 1.3637

Sensor factor 2/3/4: -4 / 5 / 1.0000

Test Run number	Run Time sec	Water Temp. °C	Reference					Meter Under Test			
			Stream 1 l/s	Stream 2 l/s	Stream 3 l/s	Stream 4 l/s	Stream 5 l/s	Total Flow l/s	Flowrate l/s	% Cal. range	% Error
1	300	29.5	5.7157	0	0	0	0	5.7157	5.7188	95.3	0.05
2	300	29.5	3.0571	0	0	0	0	3.0571	3.059	51	0.06
3	300	29.5	0.60959	0	0	0	0	0.60959	0.60983	10.2	0.04



Calibrator

M.R.

721

Approved by

[Signature]

Witnessed by

Page 1 of 1

ANNEXE

II CARACTERISTIQUES TECHNIQUES (après ½ heure de mise en route)

COMPATIBILITE

Tous capteurs résistifs, de résistance plus grande ou égale à 100 Ohms, de sensibilité comprise entre 1 et 5mV par V d'alimentation, montés en pont de Wheatstone.

CONDITIONNEMENT

Mode

Excitation en tension continue, symétrique par rapport à la masse.
L'asservissement en tension est réalisable au niveau du capteur.

Tension d'excitation sélectionnable par inverseur sur le circuit imprimé		10 ou 5V
Précision de la tension d'excitation		± 1%
Stabilité de la tension d'excitation en fonction de la température		$1 \cdot 10^{-4}/^{\circ}\text{C}$
en fonction du temps	typique	$1 \cdot 10^{-4}/1000\text{h}$
Courant maximal délivré		100mA
Rééquilibrage par potentiomètre 20 tours ou potentiomètre extérieur		
Plage de rééquilibrage ±5% de la P.E pour un capteur de 2mV/V alimenté sous 10V		

ETALONNAGE

Egal à la pleine échelle du capteur		
Précision de l'étalonnage meilleure que		±0,3%
Gamme de réglage de la sensibilité du capteur		1 à 5mV/V
Commandes de mesure de sensibilité et d'étalonnage locales et à distance.		

AMPLIFICATION

Entrée symétrique : impédance	≥	5000 Ohms
Courant d'entrée	≤	50nA
Dérive ramenée à l'entrée typique 0,25µV/°C en fonction du temps typique	≤	$1\mu\text{V}/^{\circ}\text{C}$ $1,5\mu\text{V}/\text{mois}$
Court circuit d'entrée à commande locale et à distance		
Tension admise en différentiel en fonctionnement normal sans détérioration		+125mV - 10V
Tension admise en mode commun en fonctionnement normal sans détérioration		+ 20V -14V
Réjection de mode commun meilleure que		96dB
	typique	110dB
Tension de sortie maxi sur R ≥ 2kOhms		± 10V
Impédance de sortie	≤	0,1 Ohm

Gain réglable de 0 à 1600 par potentiomètre local ou à distance		
Bande passante réglable 0 à 2 - 20 - 200 ou 2000Hz par commutateur		
Pente dans la bande atténuée		12dB/octave
Protection contre les court-circuits		
Linéarité de transfert		$1 \cdot 10^{-4}$
Dérive thermique du gain		$3 \cdot 10^{-4}/^{\circ}\text{C}$
	typique	$1 \cdot 10^{-4}/^{\circ}\text{C}$
<u>ALIMENTATION ET ENVIRONNEMENT</u>		
Tension d'alimentation		$\pm 15\text{V} \pm 5\%$
Puissance consommée	maximum	150mA
Dimensions hors tout		167 x 100 x 17mm
Poids		125g
Température d'utilisation		0 à 60°C
Raccordement	connecteur 32 contacts suivant	DIN 41612 forme D

CIO-DAS1400/12 & CIO-DAS1402/16

VERY LOW COST - High Speed 16 Channel 12 & 16 Bit Analog Input

ANALOG INPUTS

The analog input section of the CIO-DAS1400 has been designed for flexibility and accuracy in a number of configurations and ranges. The analog signals are brought on board by a standard 37 pin D connector directly to two multiplexors. The two multiplexors may be configured as 16 channels of single ended input or 8 channels of differential input. Differential inputs can reject noise and ground loops (common mode voltages) but require a 3 wire hookup as opposed to 2.

Signals are amplified by a programmable gain amplifier prior to conversion by the A/D converter.

An integral sample & hold captures the signal which is then converted by the A/D converter. The 12 bit A/D converter provides a resolution of 1/4095 parts of full scale.

The speed of data gathering is dependent on the method of triggering and data transfer, as the table below illustrates.

A/D CONVERSION SPEED	PC 4.77 MHz	386/20MHz
Polled/ Transfer to variable	320	2,200
Interrupt/ Variable or array	4,000	20,000
D.M.A (CIO-DAS1400/12)	160,000	160,000
D.M.A. (CIO-DAS1400/16)	100,000	100,000

I/O & CONTROL REGISTER MAP -

The CIO-DAS1400 and MetraByte DAS-1400 are 100% software compatible because the I/O register have identical functions on each board. I/O registers are the locations to which the computer writes and reads commands, status and data to and from.

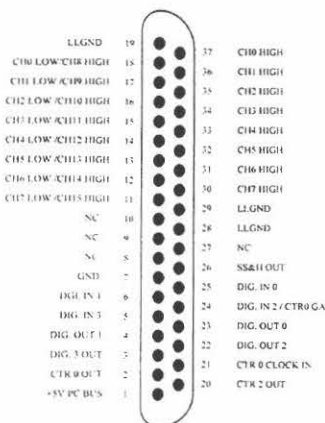
I/O ADDR.	FUNCTION R/W	I/O ADDR.	FUNCTION R/W
BASE + 0	A/D Low Byte / Start A/D	BASE + 8	A/D Status / NA
BASE + 1	A/D High Byte / NA	BASE + 9	Control Settings / Control
BASE + 2	Mux Settings / Mux Scan Control	BASE + 10	NA / Counter Source Control
BASE + 3	Digital 4 In / Digital 4 Out	BASE + 11	Gain & Range
BASE + 4	Not Used: These 4 registers are the	BASE + 12	Counter 0 / Counter 0 Load
BASE + 5	DAS-16 D/A control registers, and	BASE + 13	Counter 1 / Counter 1 Load
BASE + 6	are not used so that existing DAS-	BASE + 14	Counter 2 / Counter 2 Load
BASE + 7	16 software will be compatible.	BASE + 15	NA / 8254 Counter Control

SIGNAL CONNECTOR

The 37 pin D connector on the CIO-DAS1400 is identical to that of the CIO-DAS1600 and MetraByte DAS-16.

Of course, the pins which carry analog output signals on the CIO-DAS16 are no-connect (NC) on the CIO-DAS1400 boards. These pins are left floating rather than tied to ground or some other signal. That way an existing cable with a signal on it is not a problem.

Because of Computer Boards' strict adherence to standards, accessory boards, cables and all of your existing hookups are 100% compatible with the CIO-DAS1400 connector



GAIN & RANGE SELECTION

Gain and range selection on the CIO-DAS1400 is accomplished by a combination of bipolar/unipolar switch and a programmable gain amplifier. The ranges available are:

BOARD	Prog. Gain CODE	Bipolar RANGE	Unipolar RANGE
CIO-DAS1401/12	0	+/- 10V	0 - 10V
	1	+/- 1V	0 - 1V
	2	+/- 0.1V	0 - 0.1V
No CIO-DAS1401/16 available	3	+/- 0.01V	0 - 0.01V
	0	+/- 10V	0 - 10V
CIO-DAS1402/12 and	1	+/- 5V	0 - 5V
	2	+/- 2.5V	0 - 2.5V
CIO-DAS1402/16	3	+/- 1.25V	0 - 1.25V

The bipolar/unipolar switch must be set.

Unipolar / Bipolar Range Select



Why is the gain and range only half programmable? Only the designer of the KM DAS-1400 knows... By the way, the BIP\UNI switch has been flipped on the KM DAS-1400. It is a UNI/BIP switch on the DAS-16.

BIP = Bipolar (+/-X) Ranges Selected
UNI = Unipolar (0-X) Ranges Selected

Note: This is opposite from DAS-16

The CIO-DAS1400/16 is not made available in a 1601 version because of the gains of 100 and 1000. A 16 bit converter at a gain of 100 resolves each bit to 1.5uV. At that low level we determined the signal to noise made the measurement meaningless. For those with special range requirements, please call the factory to explore other options or custom configurations.

CIO-DAS1400 BURST MODE

The CIO-DAS1400 may optionally be triggered in 'burst mode' in order to minimize channel to channel skew when acquiring data from multiple channels. For a complete discussion of Burst Mode, please turn to the CIO-DAS1600 data sheet. The CIO-DAS1400 is a cut down, analog input only version of the CIO-DAS1600. As such, all CIO-DAS1600 analog input functions are supported. The burst mode is among those.

A/D SPECIFICATIONS

Analog to Digital Resolution	12 Bit, 1 part in 4096 (DAS1400/12) 16 bit, 1 part in 65,536 (DAS1402/16)
Channels	16 SE or 8 Differential
A/D Type	Successive Approx.
Conversion Time	3 uS 12 bit, 10uS 16 bit
A/D Convert & Transfer Speed	160KHz (DAS1400/12) 100KHz (DAS1402/16)
Accuracy	0.01% +/- 1 LSB (12 Bit) 0.01% +/- 1.5 LSB (16 Bit) +/- 1 LSB
Integral Linearity	No missing codes over temp. range.
Maximum Overvoltage	+/- 35V Continuous
Input Leakage Current	250 nA Max @ 25°C
Gain Drift	+/- 25 ppm/Deg C Max
Zero Drift	+/- 10 ppm/Deg C Max
GAIN & RANGE	
CIO-DAS1402/16	0-10V, 0-5V, 0-2.5V, 0-1.25V +/-10V, +/-5V, +/-2.5V, +/-1.25V
CIO-DAS1401/12	0-10V, 0-1V, 0-0.1V, 0-0.01V +/-10V, +/-1V, +/-0.1V, +/-0.01V
CIO-DAS1402/12	0-10V, 0-5V, 0-2.5V, 0-1.25V +/-10V, +/-5V, +/-2.5V, +/-1.25V

CIO-DAS-TC16

16 Channel Thermocouple Signal Conditioning & Measurement Board

I/O & CONTROL REGISTER MAP

The CIO-DAS-TC16 occupies only two registers in the PC's address space. One register is for data transfer and the other is for the CIO-DAS-TC16 address where the data should be read from or written to.

ADDRESS	WRITE FUNCTION	READ FUNCTION
Base	Command Byte	Data Byte
Base + 1	Command Address	Thermocouple Address

To make a measurement with the CIO-DAS-TC16, the board must first be initialized with information about the thermocouple types attached and the engineering units to convert to. After initialization, the CIO-DAS-TC16 makes readings, linearizes and converts to engineering units, and updates the measurement data hold registers for each thermocouple. To read a thermocouple simply write the address of the thermocouple (0 to 15) to Base + 1, then read the value at Base + 0. Making a thermocouple measurement has never been so easy nor used so little system resources.

Of course, Universal Library provides complete program support for the CIO-DAS-TC16 from all DOS and Windows languages

SOFTWARE SUPPORT

The CIO-DAS-TC16 is supplied with software for calibration and test. In addition, the Universal Driver provides high level language support for :

- DOS Languages
- Windows Languages (DLL, VXD)

Menu driven control programs such as Control-CB, Labtech Notebook and Labtech Control support the CIO-DAS-TC16.

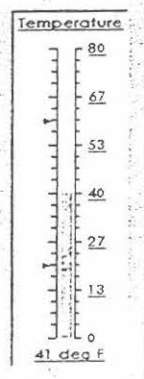
To complete the programmers arsenal, Universal Tools for Windows provides complete Graphical Display, Analysis and Control functions in a DLL for C and Delphi and VBx for Visual Basic.

See the complete data sheet for both of these programming tools, and menu driven packages elsewhere in this catalog.

DATA DISPLAY & LOG SOFTWARE - Free

The CIO-DAS-TC16 comes with a complete data display and logging application built from the Universal Library and Universal Tools. See 1, 2 or up to 16 temperatures in a graphical display on your screen. Log the temperatures to disk with time and channel stamps. Review trends with a history graph.

We built this simple application so you could start using the CIO-DAS-TC16 right out of the box! Once you see how professional Universal Tools graphics are, and how easy it is to use them, you will want to add Universal Library and Universal Tools to your software arsenal.



SPECIFICATIONS

Channels 16 Voltage Input, 1 CJC

Thermocouples Supported:	Range
J	-200 C to +750 C
K	-200 C to +1,250 C
E	-200 C to +1,000 C
T	-200C to +400 C
R	0 C to +1,768 C
S	0 C to +1,450 C
B	+400 C to +1,700 C

Voltage ranges	
	-2.5V to +10V
	-20mV to +80 mV
	-15mV to +60mV
	-6.26mV to 25mV

Conversion Rates	TC Linearization & CJC	Voltages
50Hz	47mS / Channel	43mS / Channel
60Hz	40mS / Channel	36mS / Channel
400Hz	10mS / Channel	6mS / Channel

Resolution	50Hz	60Hz	400Hz
J -200C to -1C	+/-0.1 C	+/-0.1 C	+/-0.7 C
0 to 750 C	+/-0.04 C	+/-0.05 C	+/-0.3 C
K -200 to -1 C	+/-0.1 C	+/-0.2 C	+/-0.2 C
0 to 900 C	+/-0.05 C	+/-0.06 C	+/-0.4 C
901 to 1250 C	+/-0.06 C	+/-0.07 C	+/-0.5 C
E -200C to -50 C	+/-0.1 C	+/-0.1 C	+/-0.8 C
-51 to 1000C	+/-0.05 C	+/-0.05 C	+/-0.4 C
T -200C to -120C	+/-0.05 C	+/-0.06 C	+/-0.4 C
-200C to -1C	+/-0.03 C	+/-0.04 C	+/-0.2 C
R -200C to -1C	+/-0.1 C	+/-0.2 C	+/-1.0 C
-200C to -1C	+/-0.08 C	+/-0.1 C	+/-0.6 C
S -200C to -1C	+/-0.1 C	+/-0.2 C	+/-1.0 C
-200C to -1C	+/-0.09 C	+/-0.1 C	+/-0.7 C
B -200C to -1C	+/-0.2 C	+/-0.2 C	+/-1.5 C
-200C to -1C	+/-0.1 C	+/-0.1 C	+/-0.8 C

-2.5V to +10V	312.5 uV	375 uV	2.5 uV
-20mV to +80 mV	2.5 uV	3.0 uV	20 uV
-15mV to +60mV	1.88 uV	2.25 uV	15 uV
-6.26mV to 25mV	0.781 uV	0.938 uV	6.25 uV

Overvoltage Protection	+/-30 V Powered, -20V Unpowered
Input Impedence	100 M Ohm
CJC Error	+/-0.5 Deg C Max at 25 Deg C _/-1.2 Deg C Max at 0 to 70 Deg C

Isolation from PC	500 VDC Minimum
Temperature Units	F or C

Power Requirements	+5V @ 800mA, +/-12V Not used
Environmental	0 to 50 Deg C

ORDERING GUIDE

16 Channel Thermocouple Measurement Board	CIO-DAS-TC16
Screw Terminal Boards	
Screw terminal board with isothermal block and CJC sensor.	CIO-TERM-TC16
Plastic enclosure for the CIO-TERM-TC16	ENC-MINI37
Cables	
2 foot ribbon cable, 37 conductor, female connectors.	C37FF-2
N' foot ribbon cable, 37 conductor, female connectors.	C37FF-N
5 foot shielded cable, molded female connectors, 37 cond.	C37FFS-5
10 foot shielded cable, molded female connectors, 37 cond.	C37FFS-10



ENGINEERING DATA SHEET

THE INFORMATION APPEARING ON THIS SHEET HAS BEEN COMPILED SPECIFICALLY FOR THE GAGES CONTAINED IN THIS PACKAGE. THIS FORM IS PRODUCED WITH ADVANCED EQUIPMENT & PROCEDURES WHICH PERMIT COMPREHENSIVE QUALITY ASSURANCE VERIFICATION OF ALL DATA SUPPLIED HEREIN. SHOULD ANY QUESTIONS ARISE RELATIVE TO THESE GAGES, PLEASE MENTION GAGE TYPE, BATCH, AND LOT NUMBER.

H001

Final QA	Check	Batch
DPA	JBH	S123308



Micro-Measurements
Division
Made in USA

MEASUREMENTS GROUP, INC.
RALEIGH, NORTH CAROLINA

PRECISION
STRAIN GAGES

F007

CEA-06-375UW-120	CEA-06-375UW-120
TYPE	TYPE
OPTION	OPTION
5	5
QUANTITY	QUANTITY
R-A56AD124	R-A56AD124
LOT NUMBER	LOT NUMBER
120.0 ±0.3%	120.0 ±0.3%
RESISTANCE IN OHMS AT 24°C	RESISTANCE IN OHMS AT 24°C
2.070 ±0.5%	2.070 ±0.5%
GAGE FACTOR AT 24°C	GAGE FACTOR AT 24°C
(-0.2 ±0.2)%	(-0.2 ±0.2)%
K1	K1
053320-3262	053320-3262
CODE	CODE

GENERAL INFORMATION: CEA-SERIES
STRAIN GAGES

GENERAL DESCRIPTION: CEA gages are a general-purpose family of constantan strain gages widely used in experimental stress analysis. The gages are supplied with a fully encapsulated grid and exposed copper-coated integral solder tabs.

TEMPERATURE RANGE: -100° to +400° F (-75° to +205° C) for continuous use in static measurements.

SELF-TEMPERATURE COMPENSATION: See data curve below.

STRAIN LIMITS: Approximately 5% for gage lengths 1/8 in. (3.2 mm) and larger; approximately 3% for gage lengths under 1/8 in. (3.2 mm).

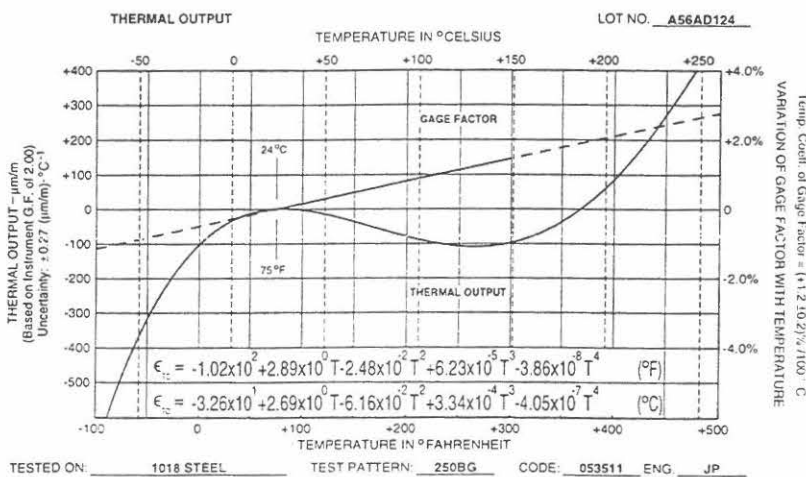
FATIGUE LIFE: Fatigue life is a marked function of solder joint formation. With 30-AWG leads directly attached to gage tabs, fatigue life will be 10⁵ cycles at ±1500µin/in (µm/m) using M-Line 361A solder.

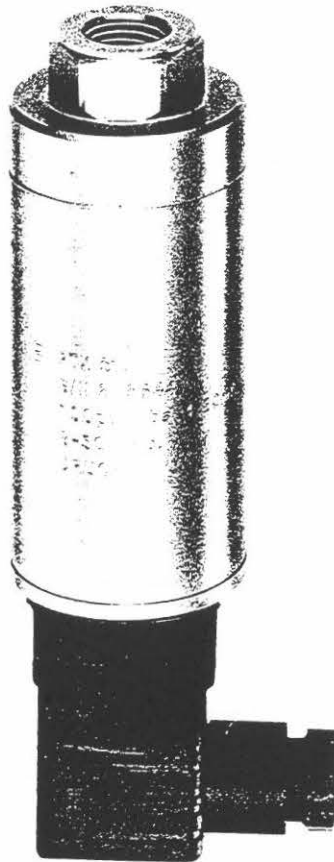
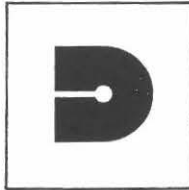
CEMENTS: Compatible with M-M Certified M-Bond 200, but it will normally not provide the greatest strain limit. Micro-Measurements M-Bond AE-10/15, M-Bond GA-2, M-Bond 600, and M-Bond 610 are excellent. M-Bond 610 is the best choice over the entire operating range. Refer to M-M Catalog A-110 for information on bonding agents, and Bulletins B-127, B-130, and B-137 for installation procedures.

SOLDER: If operating temperature will not exceed +300° F (+150° C), M-Line solder 361A (63-37) tin-lead solder may be used for lead attachment. M-Line solder 450 (95-5) tin-antimony is satisfactory to +400° F (+205° C). Refer to M-M Catalog A-110 for further information on solders, and Tech Tip TT-609 for lead attachment techniques.

BACKING: The backing of CEA-Series gages has been specially treated for optimum bond formation with all appropriate strain gage adhesives. No further cleaning is necessary if contamination of the prepared surface is avoided during handling.

G045





TRANSMETTEURS DE PRESSION INDUSTRIELS

- Inox et hastelloy C276.
- Version effective ou absolue.
- Gammes de pression en norme DIN ou à la demande de l'utilisateur.
- Raccords de pression et connexions électriques au choix
- Faible coût. Précision : $\pm 0,15\%$
- Sécurité intrinsèque sur option.

Le PTX 500 associe le silicium micro-usiné et une membrane séparatrice en hastelloy. Le tout est intégré dans un corps inox 316. L'ensemble offre une bonne précision, une grande stabilité ainsi qu'une grande fiabilité en environnement industriel.

L'élément de mesure de base en silicium bénéficie des tous derniers développements dérivés des applications aéronautiques, permettant d'améliorer les performances en matière de bruit, de non-linéarité, d'hystérésis et de stabilité à long terme.

La technique de fabrication par série de modules permet d'optimiser les coûts avec la possibilité pour le client de choisir des gammes de pression intermédiaires à celles de la norme DIN ou avec des unités particulières.

De la même manière, la connection électrique est au choix du client. Toutes les versions (à l'exception des versions immergeables) permettent l'accès aux réglages de zéro et de gain totalement indépendants.

Le raccord de pression standard est en 1/4 Gaz femelle. De nombreux adaptateurs sont disponibles sur demande.

Enfin, chaque transmetteur intègre un filtre RFI/EMC et une protection contre la foudre.

La Sécurité Intrinsèque sur la série 500 est disponible en option.

SPECIFICATIONS STANDARDS

Gammes standards

0 à 100, 160 mbar (version effective seulement).
 0 à 250, 400, 600 mbar, 1, 1.6, 2.5, 4, 6, 10, 16, 25, 40, 60 bar effectif ou absolu.
 0 à 100, 160, 250, 400, 600, 700 bar relatif fermé et absolu.

Fluides

Tous types de fluides compatibles avec une conception inox et hastelloy C276.

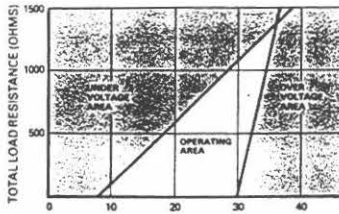
Surcharge

Les valeurs et coefficients de surcharge sans modification des caractéristiques initiales sont les suivants :

- 2 bar pour les gammes jusqu'à 600 mbar.
- 3 fois l'étendue de mesure à partir de la gamme 1 bar et ce jusqu'à 40 bar.
- 2 fois l'étendue de mesure pour les gammes supérieures à 40 bar.

Alimentation

Entre 9 et 30 Vdc/deux fils.

**Sortie courant**

4/20 mA proportionnel au zéro et à la pleine échelle.

Erreur combinée de la non-linéarité, l'hystérésis, et répétabilité.

± 0,15 % de la P.E.

Gamme de fonctionnement en température

Ambiante : -20 à +120°C

Fluide process : -30 à +120°C

Stockage : -40 à +125°C

Effets de température

Pour les gammes supérieures ou égales à 400 mbar, l'erreur totale en

température référencée à 20°C ne sera pas supérieure aux valeurs suivantes :

- 1 % de la P.E. sur une plage de -20 à +50°C.
- 2 % de la P.E. sur une plage de -20 à +80°C.

Typiquement :

- 0,7 % de la P.E. de -10 à +50°C.
- 1,5 % de la P.E. de -20 à +80°C.

Pour les gammes inférieures à 400 mbar, ces valeurs augmentent au prorata du gain.

Raccord de pression

Gaz 1/4 femelle.

Des adaptateurs sont prévus pour d'autres raccords.

(voir accessoires).

Connection électrique

Versions disponibles du IP 50 au IP 68. (voir code commande).

Connecteur type DIN ou baionnette version militaire.

Cable - standard 1 mètre.

Autres longueurs sur demande.

Sécurité Intrinsèque

En option, le PTX 500 est disponible en Sécurité Intrinsèque norme EEx ia IIC groupe T4, soit pour des températures n'excédant pas 80°C, équivalente aux normes BS5501 part 7 ou Cenelec 50020 avec utilisation de barrières.

Masse

Sans les connections électriques environ 330 g.

Accessoires disponibles sur commande

Adaptateur male/male

G 1/4 male

1/4 NPT male

7/16 UNF male

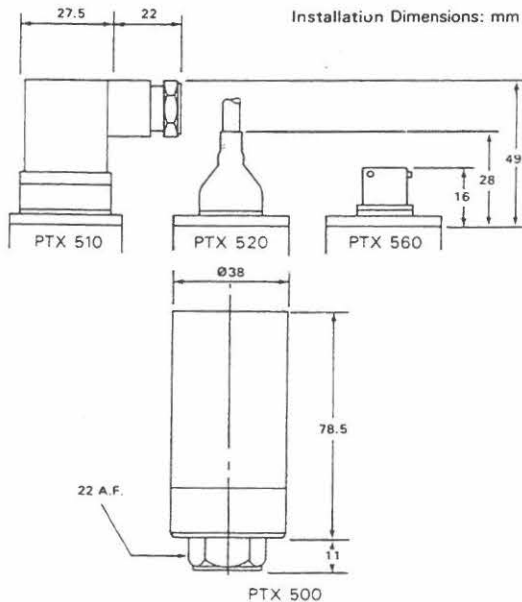
M14 x 1,5 male

Gaz 1/2

Ces adaptateurs sont fabriqués en acier inox 316.

Cable

Pour les versions relatives inférieures ou égales à 60 bar, le PTX 510 nécessite un cable ventilé de diamètre 6 mm.

**CODE COMMANDE**

1) Numéro du type

PTX 5 X X X X

Qualification

- 00 Rien ou standard
- 01 Sécurité intrinsèque (excepté sur la version PTX 500)

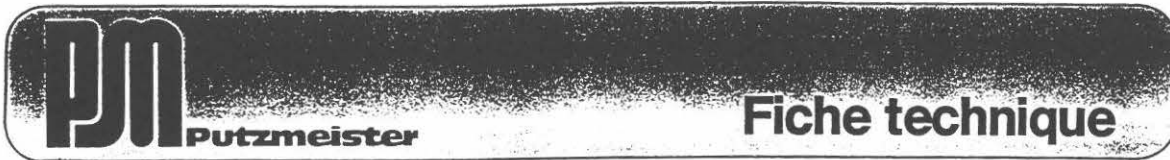
Plage de compensation

- 0 - 10° to +50°C
- 1 - 20° to +80°C

Connection électrique

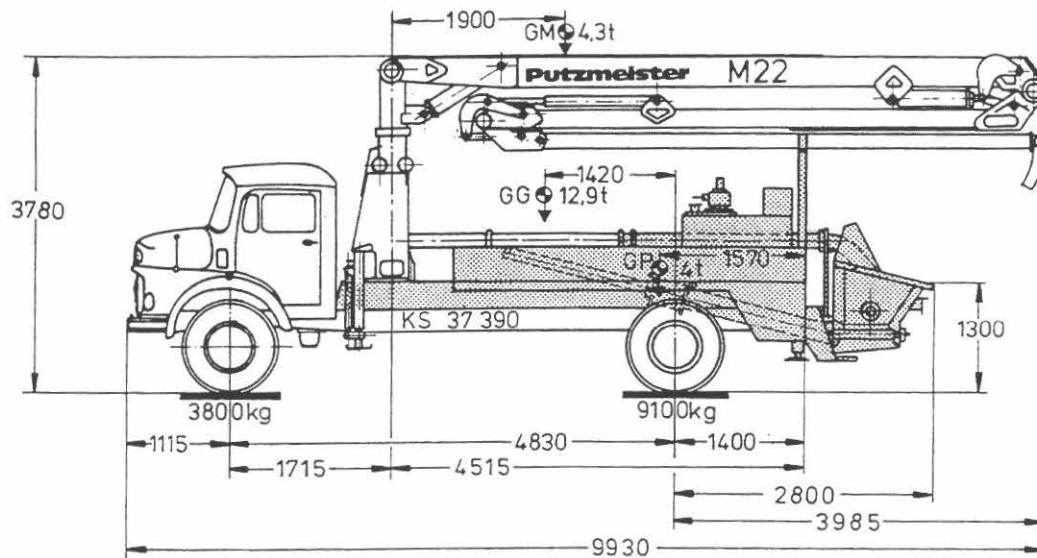
- 1 Connecteur DIN 43650 (IP65)
- 2 Cable moulé (IP63)
- 3 Cable immergeable (IP68 à 700 MH20)
- 4 Conduit rotatif
- 5 Conduit M20 (IP65)
- 6 Connecteur militaire MIL-C-26482

VERSION CONNECTEUR ELECTRIQUE DEBROCHABLE/INTERCHANGEABLE



Pompe à béton BF 1000 BF 1400

Débites jusqu'à 50 m³/h



Dimensions et poids varient en fonction du châssis et de la flèche de distribution choisis.

Conception : Tous les éléments de la pompe et de son entraînement sont montés sur un faux-châssis, conçu pour être fixé sur un châssis poids lourd et pour recevoir une flèche de distribution.

Entraînement : Le moteur du véhicule entraîne les pompes hydrauliques par l'intermédiaire d'une prise de force directe ou d'une boîte de coupure. Les deux versions sont débrayables pour la circulation sur route. Lors du pompage, le régime moteur est automatiquement limité pour s'adapter au régime de la pompe et pour réduire le bruit. Il est conseillé d'utiliser des châssis dont la puissance moteur est d'environ 30 % supérieure à la puissance nécessaire pour le pompage. Ceci permet par ailleurs de diminuer l'usure du moteur.

Commande : Inversion automatique des cylindres de poussée et du répartiteur par commutateur de fin de course. Le montage du bloc de commande sur bride facilite l'entretien. La possibilité d'inverser le mouvement des pistons permet une décompression immédiate de la tuyauterie béton.

Cylindres béton : Traités par honing, chromés dur, anti-rouille. Pistons massifs en caoutchouc résistant. Graissage central, longue durée de vie.

Répartiteur béton : Système PM de répartition par trompe avec ses pièces d'usure faciles à échanger et son anneau à rattrapage de jeu automatique. Les vérins hydrauliques sont installés à l'abri de tout contact avec le béton. Libre accès à la trompe facilitant le montage et le démontage. Aspiration du béton et refoulement dans la tuyauterie sans aucun détour.

Trémie béton : Capacité env. 400 l, avec rehausse en caoutchouc env. 500 l. Hauteur d'alimentation env. 1,35 m, ouverture 1280 x 800 mm. Grille avec écartement de 70 mm. Grande trappe à fermeture rapide facilitant la vidange et le nettoyage ainsi que la vérification et l'échange des pièces d'usure. Agitateur puissant à entraînement hydraulique. Paliers de l'arbre ne nécessitant aucun entretien grâce à la lubrification centrale.

Débit : Réglable en continu de 0 à 50 m³/h maxi. Pour d'autres détails, voir le tableau des caractéristiques techniques. Avec un béton de consistance moyenne et une tuyauterie ϕ 100, il est possible d'atteindre, à une pression béton de 60 bar, des hauteurs de refoulement de 100 m et des distances horizontales de 400 m.

Matériaux à transporter : Bétons pompables de toutes consistances jusqu'à slump 1". Granulats jusqu'à 65 mm.

Fourniture standard : Pompe à béton en ordre de marche, avec fluide hydraulique et 80 l de gas-oil. Trompe avec ouverture de nettoyage, trémie béton avec agitateur telle que décrite. Réservoir d'eau BF 1000 : 400 l, BF 1400 : 700 l. Pompe à eau de nettoyage (jusqu'à 18 bar) à entraînement hydraulique avec tuyau 10 m, boîte de rangement pour bon de livraison, armoire de commande avec éclairage, système de mini-mesures, prise électrique pour vibreur, horamètre, 2 balles éponge, embout de nettoyage avec collier béton (ϕ en fonction de la tuyauterie de la flèche), caisse à outils avec pompe à graisse et outillage, petit jeu de pièces de rechange, phare de travail, manuel d'instructions et liste de pièces de rechange en double exemplaire.

Peinture : RAL 1007 (jaune).

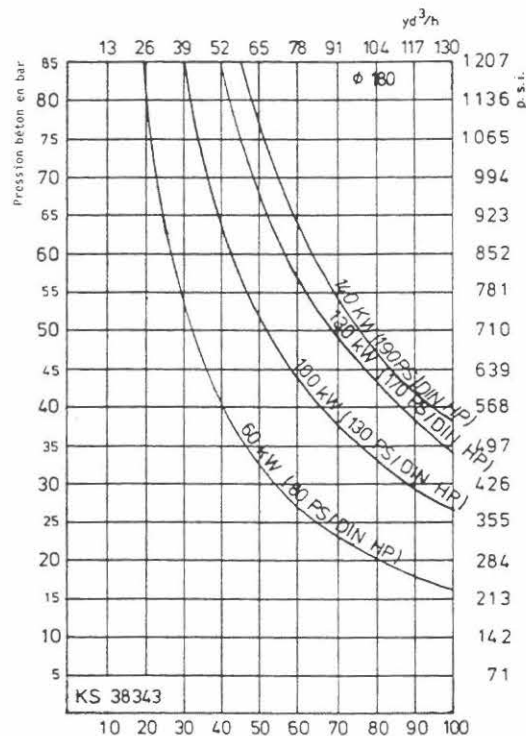
Equipements spéciaux : Auvent; pompe à eau de nettoyage haute pression (jusqu'à 30 bar); rehausse en caoutchouc pour la trémie; vibreur électrique; sortie latérale pour pompage hors flèche de distribution; jeu de pièces de rechange en caisse alu; carter de protection pour la cabine du porteur.

Caractéristiques des flèches de distribution PM voir fiches techniques séparées.

Caractéristiques		BF 1005	BF 1405
Débit maxi théor.	m ³ /h	50	
Cylindres béton ϕ	mm	180	
Cylindrée 2 cyl.	l	51	70
Rapport hydraulique	1 :	4	
Pression hydr. maxi	bar	280	350
Pression béton maxi théor.	bar	85 +)	
Puissance moteur mini conseillée	kW Ch DIN	100	130
Réservoir fluide hydr.	l	80	

+) Limitée à 70 bar avec flèche M 21.

Diagramme débit/pression



PUTZMEISTER-WERK
Maschinenfabrik GmbH
Industriegebiet
D-7447 Aichtal
Tel.: (07127) *599-1
Telex: 7266113, 7266120
Teletex 712711

Export Department
Postfach 1269
D-7024 Filderstadt 1
Tel.: (0711) *7002-1
Telex: 7255512

Putzmeister UK, Chesterfield
Putzmeister France, Brunoy
Putzmeister do Brasil, São Paulo
Putzmeister Italia, San Clemente
Putzmeister Española, Madrid

F 5149-5

Fiche technique

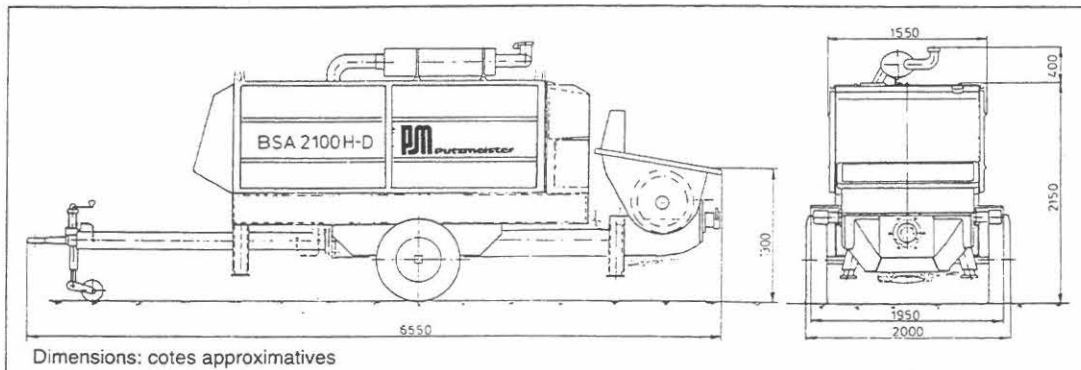


Pompe à béton BSA 2100 H

Débit jusqu'à 97 m³/h
Pression béton jusqu'à 160 bar
Répartiteur en S – version chantier

Référence 100552.005 BSA 2100 HD SPL Pos. 40

Référence 100602.007 BSA 2100 HE SPL Pos. 41



Pompe à béton stationnaire hautes performances permettent plusieurs possibilités de montage grâce au système modulaire PM pour obtenir différents débits et pressions en fonction du diamètre des cylindres et de l'entraînement hydraulique.

Conception: Cylindres hydrauliques de diam. 140 mm, course longue de 2100 mm. Accès facile grâce aux deux grandes portes verrouillables, qui de plus abritent le pompiste contre la pluie lorsqu'elles sont ouvertes.

Les réservoirs hydrauliques et diesel sont faciles à entretenir. Une pompe manuelle incorporée et pourvue d'un filtre permet le remplissage du réservoir diesel. Pour répondre aux exigences du chantier, la pompe possède une sortie en 150 mm pour brancher une tuyauterie béton du même diamètre. Sur demande elle peut être livrée avec un diamètre de 100 ou 125 mm.

Entraînement: Par mono-moteur qui sur demande, est livrable en version silencieuse. Version standard électrique: 160 kW/1500 t/min. Version diesel: 167 kW/2300 t/min. Les moteurs électriques sont équipés d'une résistance-PTC.

Entraînement et contrôle hydraulique: Deux pompes hydrauliques axiales à pistons travaillent dans un circuit hydraulique fermé qui ne demande qu'une faible quantité d'huile. Aucune perte d'énergie grâce à la commande FFH (libre flux) dans les blocs de commande grâce au branchement direct des tuyaux aux vérins de commande. Le double circuit hydraulique assure une inversion rapide du répartiteur en S même en cas de pompage très lent. Toutes les soupapes de commande sont rassemblées sur le même bloc pour faciliter l'entretien. Un

micro filtre d'aspiration et un filtre de conduite principale. Un limiteur de pression empêche la surcharge du moteur électrique ou diesel.

La pompe travaille en souplesse, sans coups de bélier, même lors de débits importants, grâce au système SN breveté qui amortit les à-coups au début de chaque course de piston. Débit réglable en continu de 0 – max., depuis la télécommande.

Radiateur hydraulique fait partie de l'équipement standard. Une sécurité thermoélectrique débraye la pompe lorsque la température d'huile atteint 90°C. Détecteur de fin de course magnétique pour l'inversion des pistons – pas de commande par tige de pistons crantée, sensible à la pression et à l'usure! Tiges de pistons chromées dur, correction de course automatique.

Télécommande électrique pour les fonctions Marche/Arrêt de la pompe, et commande-retour pour l'inversion du sens de mouvement des pistons ainsi que pour le réglage du débit de 0 – max.

Cylindres béton: Généralement en diam. 200 mm – cylindrée de 2 x 66 l; les cylindres de refoulement traités par honing, chromés dur, sont très résistants à l'usure et assurent aux pistons une grande durée de vie. Lubrification automatique des pistons.

Répartiteur: la trompe est en acier dur au manganèse très résistant à l'abrasion ce qui garantit une grande durée de vie. Les paliers robustes et étanches possédant un graissage centralisé assurent un guidage précis du répartiteur et une grande longévité. Inversion parfaite, même en cas de béton difficile. L'effet de rattrapage de

jeu automatique permet d'obtenir des pressions élevées (haute pression) et d'assurer une étanchéité parfaite, même avec de la barbotine ou de l'eau. Cet anneau à rattrapage de jeu automatique permet également de compenser l'usure progressive. Avec de plus un réglage mécanique de l'axe. Les pièces d'usure sont faciles et rapides à remplacer.

Trémie béton: capacité 600 l, en série avec agitateur, large ouverture d'alimentation, grille. Une grande trappe de vidage pour un nettoyage facile et rapide; grande puissance d'inversion du répartiteur, embout de sortie en 6" ou au choix en 4", 5,5" ou 7".

Matériaux à transporter: Bétons pompables de toutes consistances jusqu'à slump 2,5 mm (K1). Avec une tuyauterie de diamètre 150 ou 180 mm: des granulats jusqu'à 63 mm de diamètre.

Débit: en fonction de la puissance du moteur d'entraînement. Pour les détails voir le tableau des caractéristiques techniques et le diagramme débit/pression. La version standard avec cylindres en diamètre 200 mm, deux pompes hydrauliques et un moteur électrique de 160 kW permet d'obtenir un débit théorique max. de 97 m³/h et 115 bar, avec une alimentation côté tige; avec un moteur diesel 2300 t/min. les même caractéristiques. Le débit effectif étant de 10 — 15 % inférieur.

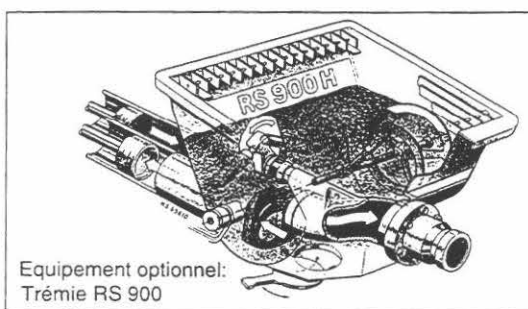
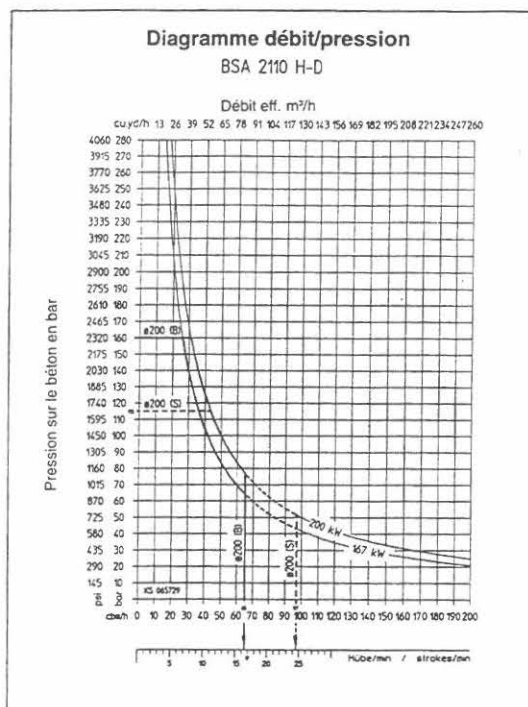
Des hauteurs de refoulement supérieures à 400 m et des distances de plus de 1500 m sont possibles. Toutefois elles ne sont autorisée qu'avec des pompes à béton et tuyauteries en version haute pression (voir caractéristiques techniques).

Équipement standard: pompe à béton complète en ordre de marche, avec fluide hydraulique nécessaire, telle que décrite. Caisse à outils avec pompe à graisse et outillage. Embout de nettoyage en diam. 125 mm, avec 2 balles de nettoyage. Manuel d'instructions et liste des pièces de rechange, petit jeu de pièces d'usure.

Peinture: jaune chromé MB 1227.

Options: auvent, jeu de pièces de rechange en alu, châssis à essieux suspendus avec frein à air comprimé pour remorquage sur route (vitesse selon Code de la Route). Eclairage de signalisation pour le remorquage sur route. Compresseur à air à entraînement hydraulique. Pompe à eau de lavage à entraînement hydraulique avec tuyau de pulvérisation et d'aspiration de 6,5 m. Tuyau de réduction 150 — 125 mm. Embout de nettoyage. Vibreur électrique sur la grille. Raccordement pour clapet anti-retour. Jambes d'appui hydrauliques. Trémie spéciale «Harsh-Mix».

Poids: 5700 kg



Caractéristique techniques BSA 2100 H	Standard	
	côté tige	côté semelle
Raccordement hydraulique	côté tige / côté semelle	
Diam. cylindre de refoulement	mm 200	
Course	mm 2100	
Cylindrée (2 cyl.)	l 132	
Pression sur le béton théor. max.	bar 115	bar 160*
Rapport hydr.	1: 3,0	1: 2,0
Réservoir hydr.	l 200	
Réservoir diesel (version diesel)	l 170	
Moteur débit max. théor.		
Moteur élect. 50 Hz 160 kW 1500 t/min.	m ³ /h 97	m ³ /h 65
Moteur diesel 167 kW 2300 t/min.	m ³ /h 97	m ³ /h 65

* Version spéciale: kit de montage haute pression pour pompe et tuyauterie, sur demande.

XI.4 RESULTATS BRUTS D'ESSAIS EN LABORATOIRE ET SUR LE CIRCUIT-PILOTE

XI.4.1 Etalonnage

Première campagne expérimentale

Date	Temper., °C	Numéro de capteur											
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
22/12/97	7	0.31	0.318	0.307	0.312	0.304	0.307	0.279	0.291	0.288	0.313	0.312	0.289
12/01/98	9	0.306	0.256	0.292	0.293	0.315	0.292	0.278	0.298	0.277	0.320	0.305	0.314
22/01/98	4	0.314	0.302	0.305	0.303	0.296	0.297	0.269	0.304	0.292	0.299	0.285	-
16/02/98	9	0.299	0.299	0.302	0.311	0.031	0.272	0.281	0.281	0.298	0.304	0.290	0.3
16/02/98	9.5	0.293	0.296	0.307	0.309	0.310	0.307	0.28	0.291	0.286	0.304	0.286	0.283
16/03/98	8	0.292	0.304	0.283	0.034	0.306	0.306	0.279	0.299	0.284	0.304	0.296	0.25
07/04/98	8	0.3	0.276	0.308	0.303	0.305	0.311	0.273	0.287	0.290	0.308	0.293	0.3

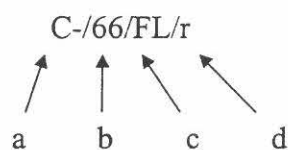
Deuxième campagne expérimentale

Date	Temper., °C	Numéro de capteur											
		1(5)*	2	3(9)	4(6)	5	6	7(3)	8	9	10	11	12
22/12/97	7	0.326	0.31	0.278	0.304	-	-	0.317	-	-	-	-	-
12/01/98	9	0.312	0.31	0.278	0.308	-	-	0.31	-	-	-	-	-
22/01/98	4	0.295	0.309	0.277	0.311	-	-	0.299	-	-	-	-	-
16/02/98	9	0.301	0.313	-	0.311	-	-	0.296	-	-	-	-	-

* Le numéro entre les parenthèses donne l'emplacement du capteur lors de la première campagne expérimentale

XI.4.2 Aéromètre modifié

N° es	Description	Vitesse initiale de ressuage cm ³ / heure	Ressuage à 60 min cm ³
13	C=/52/FL	0	0
14	C=/38/FL	0	0
15	C=/66/FL	20	17,5
16	C=/52/TP	-	-
17	C=/38/TP	25	20
18	C=/66/TP	15	17,5
19	C+/66/TP	15	7,5
20	C+/38/TP	15	12,5
21	C+/52/TP	10	7,5
22	C-/52/FL	30	25
23	C-/38/FL	20	20
24	C+/52/FL	0	0
25	C-/66/FL	115	85
26	C+/38/FL	0	0
27	C+/66/FL	25	22,5
28	C+/52/TP	10	7,5
29	C+/52/FL	0	0
30	C-/38/TP	20	17,5
31	C-/52/TP	30	25
32	C-/66/TP	110	75
33	C-/52/FL/s	70	42,5
34	C=/66/FL/s	45	37,5
35	C=/38/TP/s	40	35
36	C=/52/TP/s	30	22,5
37	C-/52/FL/r	15	10
38	C=/66/FL/r	20	17,5
39	C=/52/TP/r	15	12,5
40	C=/66/TP/r	15	15
41	C-/66/FL/s	50	42,5
42	C-/66/FL/r	0	0



- a – teneur en ciment (cf. paragraphe IV.2);
b – proportion de gravillon (cf. paragraphe IV.2);
c – consistance;
d – compositions avec le sablon correcteur (s) ou avec du gravillon roulé (r).

XI.4.3 Propriétés rhéologiques des bétons

Première campagne expérimentale

Béton	Densité kg/m ³	Slump, cm	Seuil de cisaillement, Pa	Viscosité plastique, Pa.s
C=/52/FL	2340	16	808	73
C=/38/FL	2310	16	722	31
C=/66/FL	2310	18	1017	71
C+/52/FL	2410	21	378	351
C+/38/FL	2370	21	403	132
C+/66/FL	2380	22	377	121
C-/52/FL	2360	18	473	73
C-/38/FL	2330	18	440	50
C-/66/FL	2350	20	743	59
C=/52/TP	2305	14	-	-
C=/38/TP	2350	13	775	51
C=/66/TP	2410	13	1015	96
C+/52/TP	2400	12	1314	94
C+/38/TP	2360	15	554	50
C+/66/TP	2380	13	976	90
C-/52/TP	2350	15	696	82
C-/38/TP	2300	13	556	78
C-/66/TP	2340	16	597	44
C-/52/FL/s	2370	18	813	41
C=/66/FL/s	2340	20	483	46
C=/38/TP/s	2310	13	584	70
C=/52/TP/s	2340	14	680	64
C-/66/FL/r	2370	20	519	38
C-/52/FL/r	2370	19	567	25
C=/66/FL/r	2400	20	638	46
C=/52/TP/r	2400	13	1040	88
C=/66/TP/r	2390	16	453	67
C-/66/FL/r	2390	17	557	37
Ségrég1	2420	18	927	161
Ségrég2	2400	21	249	216

Deuxième campagne expérimentale

Béton	Densité, kg/m ³	Slump, cm	Seuil de cisaillement, Pa	Viscosité plastique, Pa.s
BCS CPA	2320	18	1200	40
BCS CPA	2320	19	900	40
BCN CPA	2440	24	580	175
μ_1%	2430	19	1200	50
μ_0,5%	2415	16	1137	88
μ_1,5%	2444	21	655	175
μ_2%	2437	20	900	270
μ_1%	2422	19	900	115
10%FS_2,5%GT	2405	16	1378	50
10%FS_1,5%GT	2410	19	969	81
5%FS_2,5%GT	2405	22	829	170
5%FS_1,5%GT	2369	17	1019	80
Air_base	2327	11	1423	99
Air_6%	2311	11	1174	70
Air_8%	2282	11	2000	56
Air_10%	2329	11	2116	30
μ_3%	2417	24	983	214
Mode opér.	2296	12	-	-
μ_3%	composition erronée			
BAP1	2206	28	106	400
Mode opér.	2313	12	-	-
Mode opér.	2335	12	-	-
μ_3%	2417	27	400	277
BAP 2	2304	24	660	113

XI.4.4 Propriétés tribologiques des bétons

Première campagne expérimentale*

Béton	τ_{oi}^t , Pa	τ_{oi}^p , Pa	η^t , Pa.s/m	η^p , Pa.s/m
C=/52/FL	111	143	470	430
C=/38/FL	85	71	344	334
C=/66/FL	89	32	357	363
C+/52/FL	260	246	587	554
C+/38/FL	50	82	470	505
C+/66/FL	104	89	664	602
C-/52/FL	68	53	267	344
C-/38/FL	56	41	252	344
C-/66/FL	35	20	244	325
C=/52/TP	81	102	288	334
C=/38/TP	75	69	290	258
C=/66/TP	-	-	-	-
C+/52/TP	150	136	455	564
C+/38/TP	81	79	338	459
C+/66/TP	95	97	349	392
C-/52/TP	58	52	207	239
C-/38/TP	170	76	206	143
C-/66/TP	-	-	-	-
C=/66/FL/s	164	43	404	220
C=/52/TP/s	178	65	316	382

* Il s'agit seulement des compositions dont les essais de tribologie ont été effectués avec la dernière version du tribomètre.

τ_{oi}^p est le seuil de l'interface déduit à partir d'un essai de pompage;

τ_{oi}^t est le seuil de l'interface mesuré au tribomètre à cylindres coaxiaux;

η^p est la constante visqueuse de l'interface déduite à partir d'un essai de pompage;

η^t est la constante visqueuse de l'interface mesurée au tribomètre à cylindres coaxiaux.

Deuxième campagne expérimentale

Béton	τ_{oi}^t , Pa	τ_{oi}^p , Pa	η^t , Pa.s/m	η^p , Pa.s/m
BCS CPA	165	110	558	459
BCS CPA'	108	100	569	530
BCN CPA	0	34	1039	1117
μ _1%'	0	130	594	550
μ _0,5%	100	136	622	666
μ _1,5%	50	0	778	638
μ _2%	32	34	926	1148
μ _1%	0	36	718	717
10%FS_2,5%GT	153	260	585	478
10%FS_1,5%GT	107	112	797	506
5%FS_2,5%GT	0	10	864	784
5%FS_1,5%GT	111	130	672	630
Air_base	0	36	655	880
Air_6%	38	87	885	812
Air_8%	28	141	697	755
Air_10%	0	128	866	732
μ _3%	0	30	842	803
Mode_opér.	100	108	439	325
μ _3%	0	5	555	562
BAP1	24	0	1600	1462
Mode_opér.	-	-	-	-
Mode_opér.	-	-	-	-
μ _3%	10	10	805	908
BAP2	0	0	1115	927

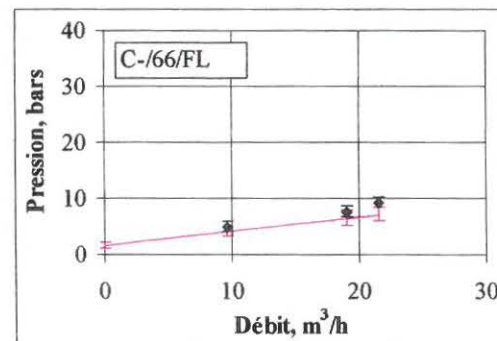
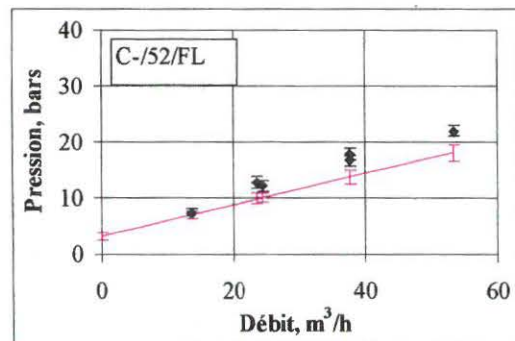
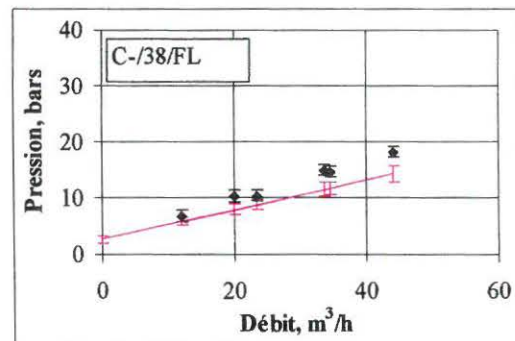
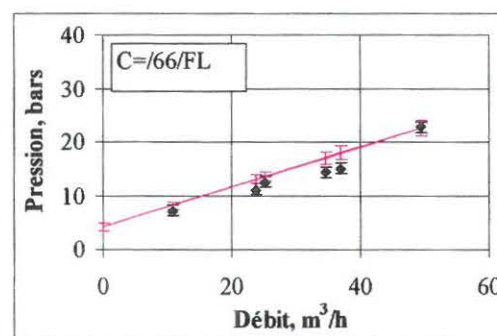
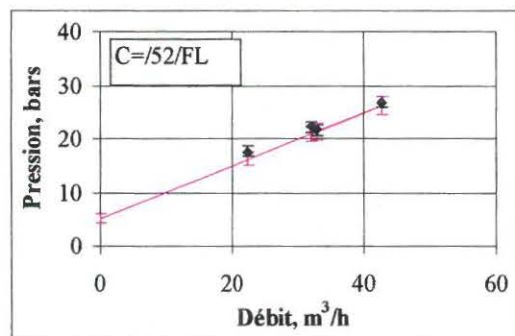
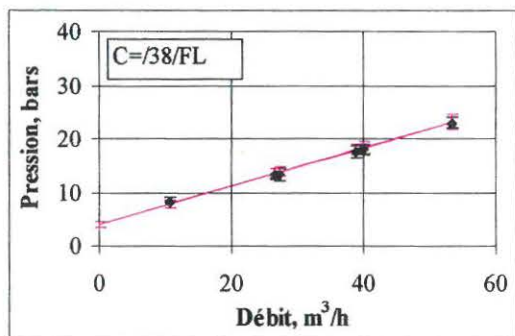
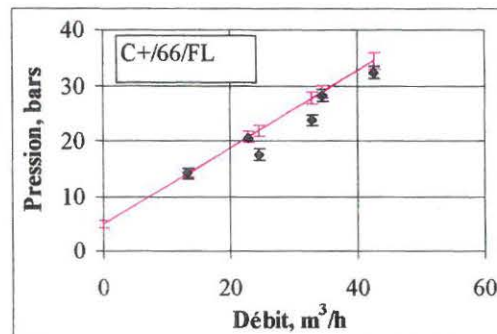
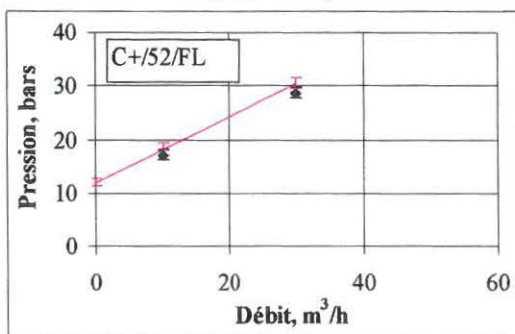
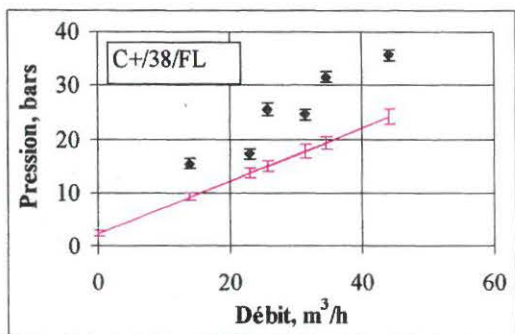
τ_{oi}^p est le seuil de l'interface déduit à partir d'un essai de pompage;

τ_{oi}^t est le seuil de l'interface mesuré au tribomètre à cylindres coaxiaux;

η^p est la constante visqueuse de l'interface déduite à partir d'un essai de pompage;

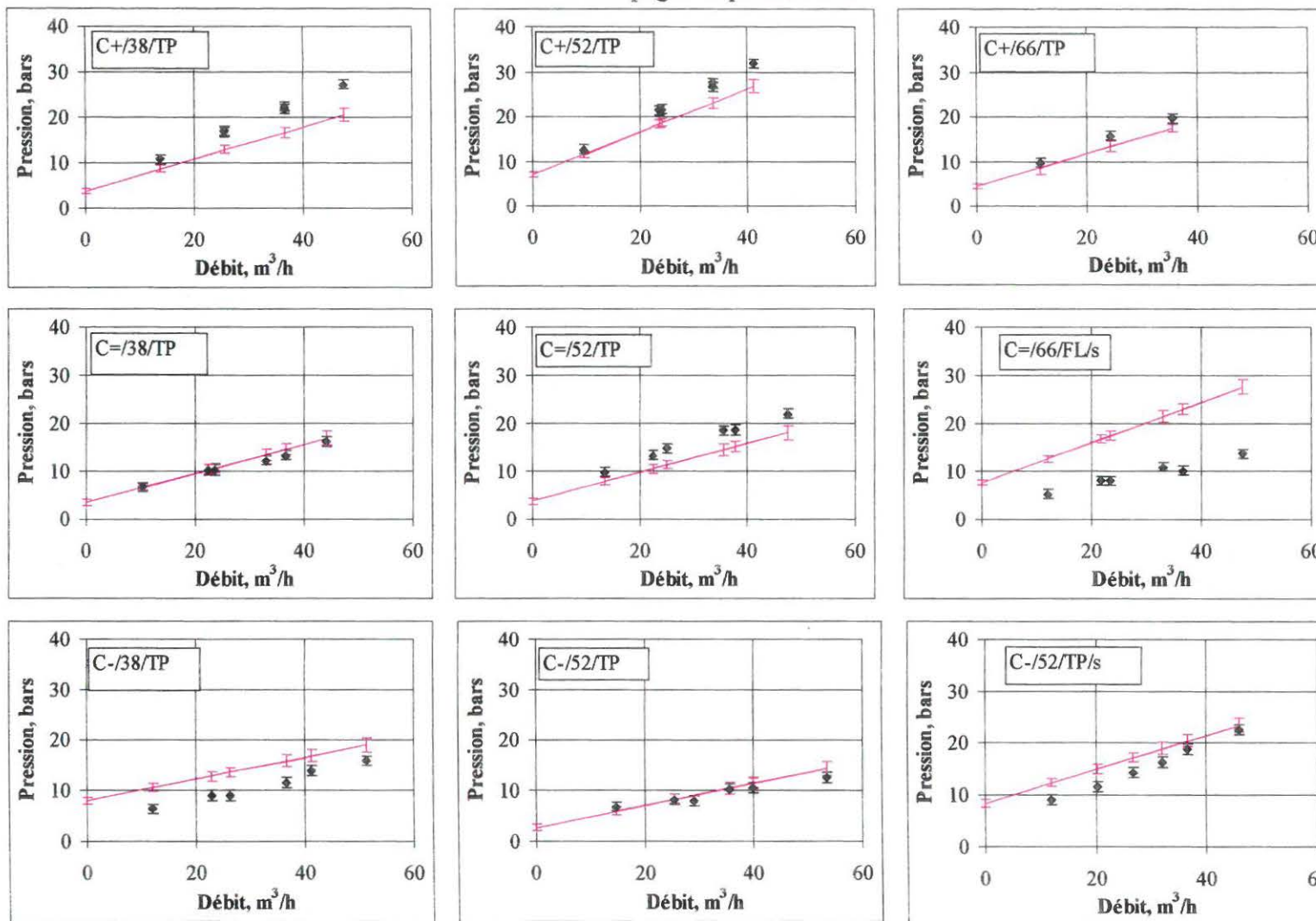
η^t est la constante visqueuse de l'interface mesurée au tribomètre à cylindres coaxiaux.

Première campagne expérimentale



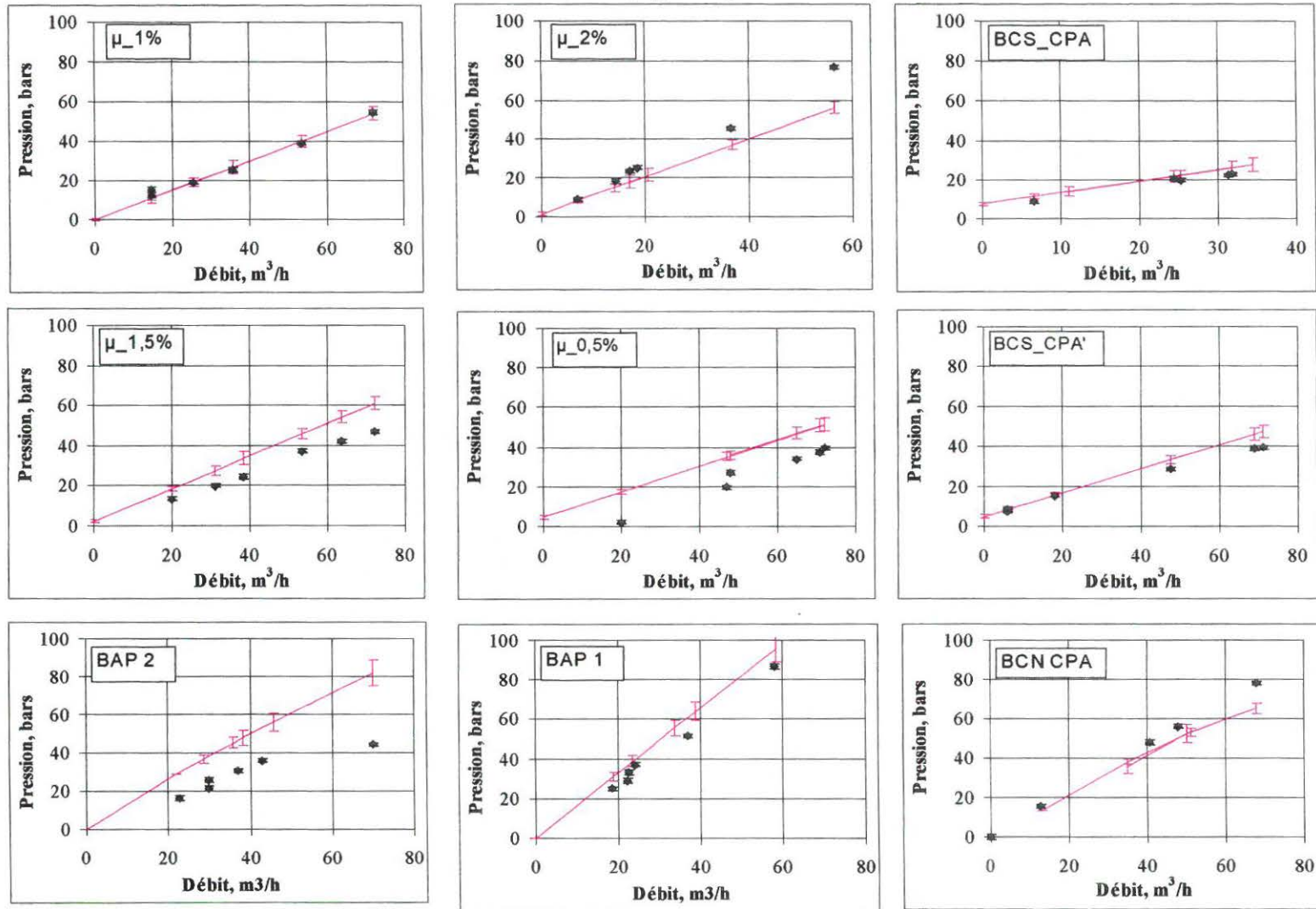
◆ - points expérimentaux;
 — - modèle.

Première campagne expérimentale



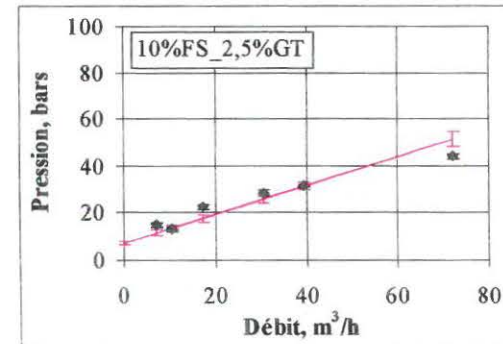
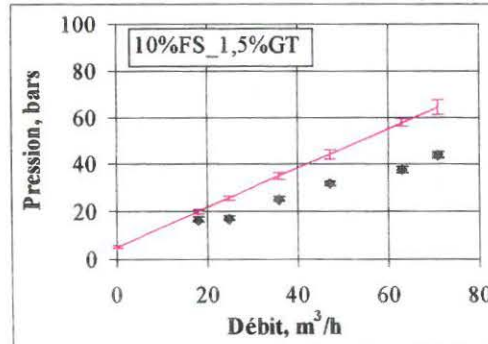
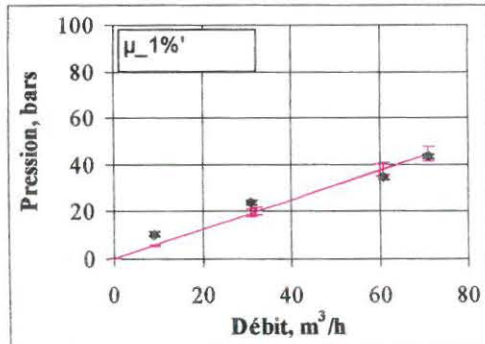
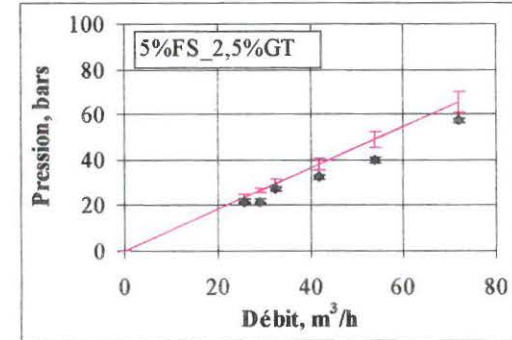
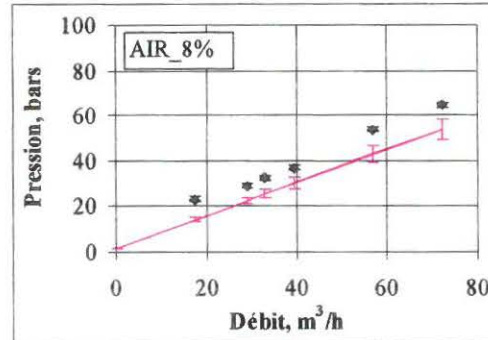
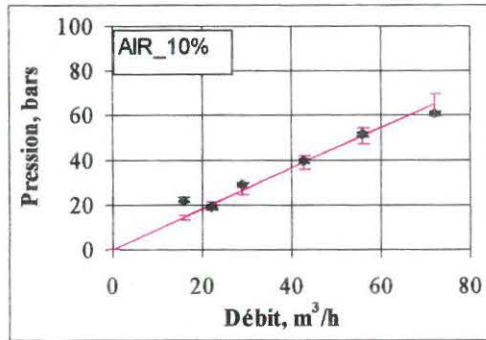
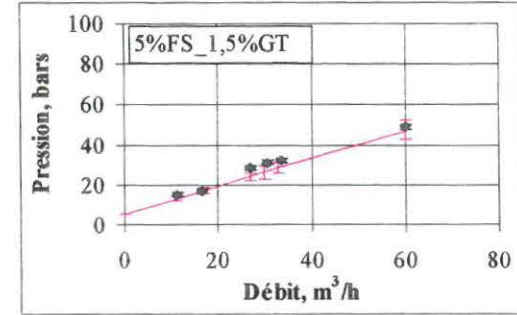
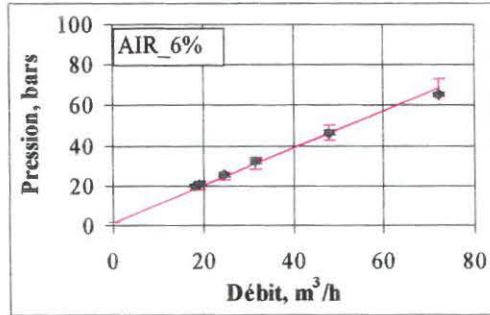
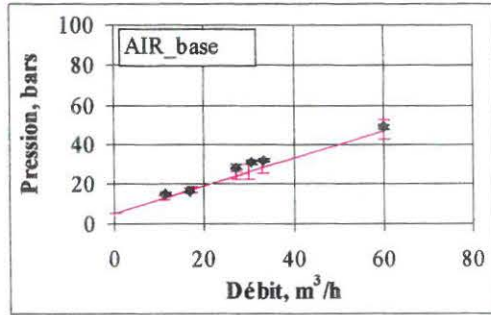
◆ - points expérimentaux;
 — - modèle.

Deuxième campagne expérimentale



◆ - points expérimentaux;
 — - modèle.

Deuxième campagne expérimentale



◆ - points expérimentaux;
 — - modèle.

XI.4.5 Coefficients de remplissage

Première campagne expérimentale

Béton	Coefficient de remplissage
C=/52/FL	0,72
C=/38/FL	0,7
C=/66/FL	0,5
C+/52/FL	0,5
C+/38/FL	0,63
C+/66/FL	0,65
C-/52/FL	0,7
C-/38/FL	0,77
C-/66/FL	0,45
C=/52/TP	-
C=/38/TP	0,74
C=/66/TP	-
C+/52/TP	0,71
C+/38/TP	0,73
C+/66/TP	0,45
C-/52/TP	0,75
C-/38/TP	0,67
C-/66/TP	-
C-/52/FL/s	0,74
C=/66/FL/s	0,75
C=/38/TP/s	0,67
C=/52/TP/s	0,76
C-/66/FL/r	0,6
C-/52/FL/r	0,68
C=/66/FL/r	0,6
C=/52/TP/r	0,7
C=/66/TP/r	0,6
C-/66/FL/r	0,7
Ségrég1	-
Ségrég2	-

Deuxième campagne expérimentale

Béton	Coefficient de remplissage
BCS CPA	0,85
BCS CPA'	0,85
BCN CPA	0,9
$\mu_{1\%}$	0,9
$\mu_{0,5\%}$	0,82
$\mu_{1,5\%}$	0,85
$\mu_{2\%}$	0,86
$\mu_{1\%}$	0,86
10%FS_2,5%GT	0,85
10%FS_1,5%GT	0,85
5%FS_2,5%GT	0,77
5%FS_1,5%GT	0,82
Air_base	0,75
Air_6%	0,77
Air_8%	0,77
Air_10%	0,79
$\mu_{3\%}$	0,76
Mode_opér.	-
$\mu_{3\%}$	-
BAP1	0,8
Mode_opér.	-
Mode_opér.	-
$\mu_{3\%}$	0,8
BAP2	0,8

XI.5 SCHEMAS DES CIRCUITS POUR LES ESSAIS DE VALIDATION SUR LE CHANTIER "CŒUR DEFENSE"

