

Ressuage des bétons hydrauliques

Laurent Josserand

▶ **To cite this version:**

Laurent Josserand. Ressuage des bétons hydrauliques. Mécanique [physics.med-ph]. Ecole des Ponts ParisTech, 2002. Français. NNT : . tel-00005679

HAL Id: tel-00005679
https://pastel.hal.science/tel-00005679

Submitted on 5 Apr 2004

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

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



THESE

pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'ECOLE NATIONALE

DES PONTS ET CHAUSSEES

Spécialité : **Structures et matériaux**

présentée et soutenue publiquement le 11 octobre 2002 par

Laurent JOSSERAND

Sujet :

RESSUAGE DES BETONS HYDRAULIQUES

Composition du jury : Messieurs,

Olivier COUSSY	Président
Henri VAN DAMME	Rapporteur
Kamal Henri KHAYAT	Rapporteur
François DE LARRARD	Directeur de thèse
Jean Pierre ILDEFONSE	Conseiller d'étude
Raoul FRANCOIS	Examinateur
Giuseppe MARCHESE	Invité
François CUSSIGH	Invité

Remerciements :

Je souhaite tout d'abord remercier **M. Henri Van Damme** et **M. Kamal Henri Khayat** qui ont accepté la lourde tache d'être rapporteur de ce mémoire. je remercie également Messieurs **Olivier Coussy**, **Raoul François**, **Giuseppe Marchese**, **François Cussigh** d'avoir accepté de participer à l'évaluation de mon travail.

Bien entendu, la palme des remerciements va à **François de Larrard** qui, plus qu'un directeur de thèse, fut un réel soutien durant ces quatre années de travail en commun. Le sujet qu'il m'a proposé fut enrichissant, motivant.

Je remercie également **Jean Pierre Ildefonse**, pour son soutien, ses remarques constructives et, tout simplement pour sa gentillesse. Il n'a jamais cessé d'apporter son aide.

Une thèse ne se bâtit pas seul, de nombreuses personnes ont participé à ce travail. Ils ne seront jamais assez remerciés pour leur soutien actif. Dans le désordre, je souhaite par conséquent présenter ma gratitude aux personnes suivantes :

- LCPC : Thierry Sedran et l'équipe du SEM, Agnès Jullien
- ESEM : Muzahim Al Mukhtar, Patrick Lecomte, Jacky Marie, Vincent Perthuisot et Brigitte Bruneau.
- CALCIA : Arnaud Schartzentruber, Patrick Chevallier et Denis Kaplan.
- Robert Eymard, Pierre Gelade, David Chopin

Enfin un remerciement particulier et personnel à l'ensemble de mes anciens élèves que j'ai eu plaisir à former. Citons parmi eux **Alan Carter**, **Ibrahim Boussari**, **Olivier Lyon**, **Bastien Mercadal**, **Sylvain Aujoulat**, **Edouard Henry**, **Elsa Martinez**, **Franck Berry**.

Table des matières

Chapitre I : **INTRODUCTION**

I.1. Conséquence du ressuage sur la qualité du béton 10

I.2. Conclusion 13

I.3. Démarche choisie 14

Chapitre II : **SYNTHESE BIBLIOGRAPHIQUE**

Introduction 15

II.1. Phénoménologie du ressuage 16

II.2. Caractérisation expérimentale 18
II.2.1. Mesure directe du volume d'eau ressuée 19
II.2.1.1. méthode ASTM C232
II.2.1.2. Méthode de la norme suédoise
II.2.1.3. Méthodes volumétriques par séparation au moyen d'un liquide dense
II.2.1.4. Autres méthodes
II.2.2. Mesure du tassement solide 22
II.2.2.1. Méthode visuelle de Powers
II.2.2.2. Méthode de Khayat
II.2.3. Mesure de la sensibilité au ressuage 24
II.2.3.1. Méthode par centrifugation
II.2.3.2. Méthode par vibration
II.2.4. Mesure des paramètres internes au matériau 25
II.2.4.1. Profil vertical de densité
II.2.4.2. Pression interstitielle

II.3. Paramètres influents 27
II.3.1. Paramètres non intrinsèques au matériau 28
II.3.1.1. Hauteur, diamètre et forme générale du moule
II.3.1.2. Inclinaison de la génératrice du moule
II.3.1.3. Qualité du malaxage
II.3.1.4. Effet des vibrations extérieures
II.3.1.5. Effet des conditions météorologiques
II.3.2. Paramètres intrinsèques au matériau 31

II.4. Modèles existants 33
II.4.1. Position du problème
II.4.2. Apport de POWERS et STEINOUR
II.4.3. Apport de Buscall et Jennings
II.4.4. Apport de Toorman, Tan et al.
II.4.5. Apport de Clear et Bonner
II.4.6. Modèles de perméabilité

II.5. Conclusion de l'analyse bibliographique 42

Chapitre III : **ETUDES EXPERIMENTALES** 44

III.1. Mesure expérimentale du ressuage 44
III.1.1. Mesure par tracé de sillons
III.1.2. Mesure au télémètre laser
III.1.3. Dépouillement des essais :

III.2. Mesure expérimentale de la perméabilité et de la compressibilité d'un béton 53
(mise au point d'un oedomètre-perméamètre)

III.3. Influence des paramètres non intrinsèques au matériau 57
III.3.1. Diamètre du moule
III.3.2. Hauteur du moule
III.3.3. Température
III.3.4. Malaxage
III.3.5. Durée écoulée entre le malaxage et la mesure de ressuage :

III.4. Influence des paramètres de la formulation 67
III.4.1. Rapport masse de gravillon sur masse de sable G/S
III.4.2. Dosage en eau
III.4.3. Dosage en ciment
III.4.4. Dosage en adjuvant plastifiant
III.4.5. Dosage en adjuvant superplastifiant
III.4.6. Retardateur de prise

III.5. Essais oedométriques – Corrélation avec le ressuage 75
III.5.1. Résultats des essais de perméabilité
III.5.2. Résultats des essais de compressibilité

Chapitre IV : **MODELISATION DU RESSUAGE HOMOGENE** 80

Introduction 80

IV.1. Etude du ressuage sans effets annexes 82
IV.1.1. Hypothèses de calcul : 82
IV.1.2. Configuration géométrique : 83
IV.1.3. Résolution du problème : 83
IV.1.4. Vitesse initiale de ressuage : 86
IV.1.5. Amplitude du ressuage : 87
IV.1.6. Etude numérique explicite en différences finies : 90
IV.1.6.1. Discrétisation de la colonne de béton :
IV.1.6.2. Conditions aux limites :
IV.1.6.3. Résolution du problème :
IV.1.6.4. Condition de convergence du calcul :
IV.1.6.5. Exemple de résolution :
IV.1.7. Etude numérique implicite : 94
IV.1.8. Etude adimensionnelle : 95
IV.1.8.1. Notations :
IV.1.8.2. Résolution du problème :
IV.1.9. Etude avec présence d'air occlus : 97
IV.1.9.1. Hypothèses de calcul :
IV.1.9.2. Résolution du problème :
IV.1.9.3. Conditions initiales :
IV.1.9.4. Vitesse initiale de ressuage :
IV.1.10. Comparaison avec l'expérience : 105

IV.2. Etude du ressuage avec effet vieillissant 106
IV.2.1. Hypothèses de calcul : 106
IV.2.2. Résolution du problème : 108
IV.2.3. Amplitude du ressuage : 108
IV.2.4. Etude numérique explicite : 108
IV.2.5. Etude numérique implicite : 109
IV.2.6. Validation expérimentale : 113
IV.2.7. Etude adimensionnelle : 116

IV.3. Perméabilité des empilements granulaires 118
IV.3.1. Introduction 118
IV.3.2. Etude de la perméabilité d'un béton frais 118
IV.3.2.1. Détermination de la fraction volumique d'eau mobile
IV.3.2.2. Détermination de la surface volumique hydrodynamique
IV.3.2.3. Estimation numérique de la surface volumique enveloppe d'un granulat
IV.3.2.4. Perméabilité d'un milieu poreux
IV.3.3. Validation expérimentale 128

IV.4. Compressibilité et vieillissement 131
IV.4.1. Compressibilité des empilements granulaires : 131
IV.4.1.1. modèle d'empilement compressible
IV.4.1.2. Résultats obtenus à l'oedomètre
IV.4.1.3. Résultats indirects par ressuage
IV.4.2. Temps caractéristique du vieillissement 139

IV.5. Application à des essais réalisés au LCPC 141
IV.5.1. Essais préliminaires : 141
IV.5.2. Essais en grande échelle : 145
IV.5.3. Conclusion : 150

Chapitre V : **OBSERVATIONS SUR LE RESSUAGE LOCALISÉ** 151

V.1. Introduction et observations 151

V.2. Paramètres influants 155
V.2.1. Hauteur initiale de la pièce coulée
V.2.2. Vitesse du ressuage homogène
V.2.3. Granulométrie

Chapitre VI : **CONCLUSIONS GENERALES** 159

VI.1. Apport général

VI.2. Apport scientifique

VI.3. Apport pratique (à la destination des professionnels)

VI.4. Besoins en recherche

Chapitre VII : **REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES** 163

Chapitre VIII : **ANNEXES**

Annexe A : Fiches caractéristiques des matériaux 169

Annexe B : Protocole expérimental (méthode des sillons) 176

Annexe C : Expérimentations (formules des bétons, mortiers et coulis utilisés – Résultats d'essai) 180

Annexe D : Courbes expérimentales de ressuage 184

Annexe E : Programmes numériques 200

Annexe F : Notations 207

Annexe G : Résumé à l'usage des programmeurs 209

CHAPITRE I

INTRODUCTION

Le ressuage est, avec la ségrégation, l'une des deux manifestations de la dégradation de l'homogénéité d'un béton frais. Dans le cas de la ségrégation, les grains présentent au cours du temps un mouvement relatif entre eux. Certains (les plus denses ou les plus volumineux) tombent alors que les autres (les fins ou ceux ayant une masse volumique réduite) remontent vers la surface.

Dans le cas du ressuage, les grains ont un mouvement d'ensemble vers le bas. Ce mouvement force l'eau intergranulaire à percoler vers le haut. Ainsi, une fois le béton mis en place dans son coffrage, une pellicule d'eau claire apparaît progressivement à sa surface. La sédimentation des grains est très lente, par conséquent le débit d'eau ressuée est modeste. Ainsi, la pellicule d'eau ne sera visible que si le débit d'évaporation à la surface du béton est inférieur au débit d'eau ressuée.

Un des cas de ressuage les plus intriguants est le cas du ressuage localisé. Lorsque l'eau remonte à la surface du béton, elle peut éventuellement entraîner avec elle les particules les plus fines. Cette remontée de laitance se séparera naturellement par sédimentation une fois arrivée à la surface. Le béton présentera alors dans sa masse des "trous de ver" (dénomination des canaux d'écoulement plus ou moins verticaux à paroi sableuse). Dans ce dernier cas, le béton présentera une ségrégation granulaire, uniquement dans sa partie haute. Au-dessus du béton quasi homogène, nous trouverons le sédiment des grains expulsés par les canaux. Bien entendu, les deux phénomènes (ressuage et ségrégation) peuvent avoir lieu en même temps. Un fort surdosage en eau amène inévitablement à cette extrémité.

Que le ressuage se présente sous sa forme normale ou localisée, une pellicule d'eau claire apparaît à la surface du matériau. Cette pellicule d'eau a, bien entendu, des conséquences sur la qualité du béton, qui peuvent être positives ou négatives selon la caractéristique considérée. Dans une optique d'amélioration constante de la qualité des bétons, la connaissance des causes du ressuage ainsi que de ces effets est primordiale.

I.1. Conséquences du ressuage sur la qualité du béton

I.1.1 Conséquences positives

Le principal intérêt qu'on peut prêter au ressuage est qu'il assure une bonne cure humide de la pièce de béton. Cette protection de la surface permet ainsi, d'éviter toute perturbation de l'hydratation locale du béton par dessiccation précoce. Cependant, dans le cas d'une absence de ressuage, les désordres engendrés par l'absence d'une véritable cure peuvent être importants. Une meilleure connaissance du ressuage permettrait ainsi de profiter pleinement de « l'auto-cure » du béton en adaptant le traitement de surface au niveau de ressuage attendu. Cette préoccupation pourrait même être prise en compte dès la formulation du béton ce qui permettrait d'éviter tout traitement ultérieur (il est de notoriété que la cure des bétons est souvent « oubliée » sur chantier).

Un autre aspect positif du ressuage est la portance à court terme du béton que ce phénomène permet, comme pour certains bétons de remblayage. Le terme générique employé désignant ces bétons à faibles dosages en ciment (< 50 $kg.m^{-3}$), est « **essorables** ». Ces bétons connaissent actuellement un grand développement pour le remblayage de tranchées. Dans ce cas particulier, on cherche une vitesse de ressuage maximale pour une restitution à la circulation la plus rapide possible. On utilise ainsi ce type de matériau pour le remplissage de tranchées, uniquement en sols perméables ou avec interposition d'une couche coffrante drainante.

L'utilisation de bétons similaires en sous-couche routière est aussi envisageable [Herr et *al.* 2001]. La connaissance du ressuage permettra peut être de favoriser leur apparition.

En plus des effets précités, le ressuage induit, hélas, plusieurs effets néfastes qui vont nuire à la qualité du béton à l'état durci

I.1.2 Conséquences sur la résistance du béton durci

Dans une colonne de béton durci, on observe des variations de densité et de résistances selon la hauteur [Loh et *al.* 1998, Giaccio & Giovambattista 1986, Hoshino 1989]. Sur le paramètre résistance, ces variations peuvent atteindre 20 à 30 % [Loh et *al.* 1998], les densités et les résistances les plus importantes étant en partie inférieure de l'élément. Selon ces auteurs, c'est bien le ressuage qui est à l'origine de ce phénomène !

Lorsque le ressuage est important, on constate une accumulation d'eau sous les plus gros granulats ou sous les armatures métalliques (figure I.1) [Giaccio & Giovambattista 1986, Ash 1972, Hoshino 1989, Jennings et *al.* 1998] ; la pâte de ciment entourant ces éléments sera plus poreuse : on parlera alors d'une auréole de transition de mauvaise qualité, ce qui

entraînera une mauvaise adhérence locale des aciers ou des granulats vis-à-vis de la matrice cimentaire.

Figure I.1: Séparation et accumulation d'eau due au ressuage dans le béton

Au niveau de la prévision de ces effets, l'influence de la sévérité du ressuage sur la résistance du béton durci a été montrée par **Lecomte** [Lecomte et *al.* 2002]. Les Modèles prédictifs de résistance, lorsqu'ils ne tiennent pas compte de ce phénomène, voient ainsi leurs prévisions entachées d'erreurs. La connaissance du ressuage et de son influence sur l'adhérence pâte/granulat conditionnant la résistance du béton, pourrait permettre d'améliorer cette prévision.

Dans les cas sévères de ressuage, la forte porosité existant sous les granulats provoque une microfissuration à peu près horizontale [Giaccio & Giovambattista 1986], ce qui entraînera une certaine anisotropie du béton (variation de résistance suivant la direction de charge de l'ordre de 25% [Giaccio & Giovambattista 1986]). En fait, c'est surtout pour la résistance à la traction en partie haute de l'élément que la diminution est la plus nette [Ash 1972, Hoshino 1989].

Le ressuage est aussi associé à un tassement d'ensemble. Si l'on tient compte de l'effet des pièces fixes [Powers 1968] comme les armatures métalliques, on trouvera, **selon POWERS**, une différence de concentration en granulats sous et sur la barre d'acier; Les grains butant sur les armatures. Ce type d'inhomogénéité peut être résolu par une vibration supplémentaire après tassement [Clear & Bonner 1988, Tamimi & Rigdway 1994] mais cela augmente le coût de la construction. Il est donc préférable de formuler des bétons peu ressuants.

Un autre effet des pièces fixes est le phénomène de fissuration accidentelle du béton frais par tassement, autrement nommé « cassure du béton frais » [Baron 1982]. Le béton est un matériau qui, au repos, acquiert progressivement une certaine cohésion à l'état frais. Lors du ressuage, le squelette granulaire descend et est cisaillé par les armatures métalliques. Ce cisaillement produit des fractures dans le béton qui, si la cohésion développée est

suffisamment importante, ne se referment pas (figure I.2). L'on évoque souvent l'image d'un cisaillement au couteau d'un yaourt. Cette fissuration accidentelle par tassement, profonde et ouverte se produit généralement dans l'heure qui suit le coulage.

Figure I.2: Phénomène de cassure du béton frais

Essentiellement due au cisaillement des cages d'armatures dont elle reproduit le dessin, cette fissuration peut être causée par des tassements différentiels du béton frais. Un cisaillement naît immanquablement à la limite entre deux zones de béton frais de profondeur différente. Ce phénomène peut être évité en **limitant le ressuage**, c'est à dire le tassement solide, ou bien en utilisant la technique de revibration déjà décrite. Cette revibration avant prise permettra une refermeture des fissures en réduisant la cohésion du matériau.

I.1.3 Autres conséquences

Un ressuage sévère entraînera une modification de la hauteur finale. Ce non-respect des dimensions du coffrage causé par le tassement d'ensemble peut aller, dans les cas extrêmes, jusqu'à des réductions de hauteur (hauteur coulée moins hauteur finale) de l'ordre de 5 % de la hauteur initiale [Powers 1968].

Un ressuage sévère s'accompagne d'une baisse notable de la qualité du parement en béton. Or, depuis quelques années, les architectes sont très sensibles à cette qualité, tant sur sa couleur, son uni que sur son relief. L'apparition depuis plusieurs années des bétons architectoniques, des bétons colorés, etc. a-t-elle un sens si l'on ne maîtrise pas le ressuage ?

A ces effets sur bétons, s'ajoutent des **effets particuliers aux coulis d'injections**. L'eau de ressuage se retrouve en partie haute des gaines de précontrainte ce qui peut provoquer une perte de durabilité locale par corrosion des torons [Le Roy et al. 2000, Gelade 2002]. Il faut ajouter le fait que ces mêmes torons amplifient énormément le phénomène

lorsqu'ils comportent des vides internes accessibles à l'eau (effets drainants). On notera enfin un effet d'accélération du phénomène (effet **Boycott**) lorsque les gaines sont inclinées (ce qui facilite le phénomène de localisation le long de la ligne supérieure de la gaine). Ce dernier effet est détaillé dans le paragraphe III.1.2 de ce rapport.

I.1.4 Ressuage comme indicateur de qualité d'un béton

Dans le cas d'un béton mis en place par pompage, **Kaplan** [Kaplan 2001] a montré qu'un béton trop ressuant n'est pas pompable. En effet, au démarrage de la pompe, le béton pénètre dans la tuyauterie poussant devant lui de la barbotine. Dans le cas de béton trop sensible au ressuage, les granulats prennent de l'avance par rapport au béton, se noient dans la barbotine et finalement sont à l'origine de la création d'un bouchon.

Parmi les bétons pompés, les bétons autoplaçant et autonivelant ont connu un fort développement ces derniers temps. En fait, durant ces 30 dernières années, la fluidité moyenne des bétons produits n'a fait qu'augmenter, passant de ferme à plastique puis à très plastique. La fluidité de ces bétons n'a qu'une limite, la conservation de leur homogénéité. Ainsi, les critères de ségrégation et de ressuage vont certainement connaître une importance croissante dans les prochaines années.

Certains auteurs ont mis en évidence une corrélation entre qualité de malaxage et ressuage [Soga et *al.* 1986, Ozkul & Baskoca 1997, Chopin 2002]. Un mauvais malaxage se distinguerait d'un malaxage de qualité par un ressuage plus fort. Cette corrélation est davantage détaillée dans le paragraphe II.3.1.3.

I.2. Conclusion

Nous pensons avoir montré l'intérêt d'une étude globale du ressuage. Du fait du rôle important que joue le ressuage lors de la mise en œuvre des bétons ainsi que sur certaines de ses caractéristiques à l'état durci, la prévision de l'intensité de ce phénomène en fonction de la formulation du matériau est nécessaire. C'est bel et bien cette prévision que la profession attend. Voilà par conséquent l'objectif de ce travail de recherche. Un second objectif est la prévision des effets d'échelle, indissociables de ceux de la formulation. Ce sont ces effets qui régissent en pratique la corrélation ressuage en laboratoire / ressuage sur chantier.

Si les objectifs sont atteints, pour tout béton en phase d'étude, le formulateur pourra vérifier la sensibilité de son produit vis à vis du ressuage. Cette vérification pourra se faire numériquement, c'est à dire à coût quasi-nul pour l'entreprise. Les formules reliant les

données de la formulation au ressuage seraient, par commodité, implantées dans un logiciel de formulation comme par exemple **BétonlabPro 2** édité par le LCPC.

Le domaine d'étude des matériaux dont on souhaite obtenir une prévision du ressuage correspond aux bétons, mortiers et coulis, dans l'ordre des priorités définies. D'autre part, nous nous limiterons au cas du ressuage homogène (non localisé).

I.3. Démarche choisie

Dans un premier temps, les diverses informations disponibles dans la littérature seront regroupées dans le chapitre II qui constitue l'analyse bibliographique. Nous comparerons alors, les diverses méthodes d'essai, les diverses modélisations, etc. Cette étude bibliographique, réalisée au début de la thèse, met en évidence un manque de connaissances expérimentales du phénomène et un manque de modélisations convaincantes.

Après avoir mis au point les protocoles expérimentaux nécessaires, nous présenterons les résultats de plusieurs études expérimentales, objet du chapitre III. Cette base de donnée permet ainsi d'augmenter et de compléter la connaissance pratique du ressuage. L'effet de la hauteur du coffrage (qualifié d'effet d'échelle) est, par exemple, l'un des paramètres que nous avons principalement étudié. Dans le quatrième chapitre, nous proposerons alors une modélisation complète du phénomène prenant comme données celles de la formulation. La comparaison avec l'expérience de la prévision permettra alors de définir un niveau de confiance à accorder à cette modélisation.

Avant de clore ce mémoire, le chapitre V présentera quelques observations sur le ressuage localisé. En effet, le ressuage apparaît soit sous une forme homogène (ce qui est l'hypothèse majeure dans laquelle nous nous sommes placés), soit sous une forme localisée où l'eau circule en partie par des chenaux verticaux d'écoulement. Nous chercherons à mieux connaître cette forme particulière de ressuage. Enfin, nous pourrons conclure ce mémoire et ainsi définir le stade actuel de connaissance du phénomène. Dans ce chapitre, nous proposerons une version du modèle plus accessible aux professionnels. Nous terminerons en évoquant des voies de recherche à explorer sur le sujet.

CHAPITRE II

SYNTHESE BIBLIOGRAPHIQUE

INTRODUCTION :

Relativement peu de publications sont disponibles sur le sujet. La plus fournie et la plus complète est celle qui figure dans un livre écrit par **Powers** [Powers 1968]: « The properties of fresh concrete. » En fait, dans cet ouvrage, le ressuage fait l'objet d'un chapitre à part. Par contre, cette publication a quelque peu vieilli, puisque sa parution date de 1968.

Un certain nombre de publications ont été faites depuis ; cependant, elles ne traitent que d'une ou plusieurs particularités. Aucune publication récente n'a analysé et synthétisé les connaissances actuelles disponibles. Une analyse de la bibliographie récente du sujet est donc nécessaire.

Nous définirons ce qu'est le ressuage dans la première partie de ce chapitre. Dans la seconde partie, nous exposerons les moyens actuels de caractérisation expérimentale de ce phénomène. Nous présenterons et comparerons les différents essais qui sont proposés dans la littérature.

Quelques publications mettent en évidence des paramètres influents, que ce soit la hauteur du coffrage, le temps de malaxage du béton, etc. Ces influences feront l'objet de la troisième partie. Enfin, dans la quatrième partie, nous exposerons les diverses pistes de modélisation existantes, modélisations de type « sédimentaire », ou basées sur le phénomène de consolidation

II.1. Phénoménologie du ressuage

Le ressuage est un type spécial de ségrégation où les particules solides ont un mouvement général inverse à celui du liquide. En fait, pendant la période dormante du béton, les particules solides qui sont plus denses que l'eau sédimentent. L'eau est ainsi chassée vers le haut dans le cas de coffrages imperméables.

Au niveau visuel, le ressuage s'observe par une mince pellicule d'eau à la surface du béton. Selon les conditions météorologiques, on assiste à une compétition entre le débit d'eau ressuée et le débit d'eau évaporée [Al Fadhala & Hover 2000, Powers 1968, Wainright & Ait Aider 1995]. Si ce dernier est plus faible, le phénomène de ressuage est visible, sinon, la surface du béton au lieu d'être brillante, devient mate. La quantité d'eau ressuée sera de toute façon égale à la quantité d'eau stagnante ajoutée à celle déjà évaporée.

En ce qui concerne le débit d'eau ressuée, la plupart des auteurs montrent qu'il est constant dans une première partie puis décroît lentement jusqu'à s'annuler [Loh et *al.* 1998, Powers 1968, Giaccio & Giovambattista 1986, Wainright & Ait Aider 1995]. Un exemple de courbe « classique » est reproduit dans la figure suivante.

Figure II.1 : Exemple de courbe classique de ressuage d'une pâte de ciment [Tan et *al.* 1987]

La caractérisation du ressuage se fera alors soit par mesure de la hauteur d'eau ressuée **Er (t)** soit par mesure du tassement des constituants solides **ΔH (t)**. Comme on le verra par la suite dans ce rapport, il peut subsister des différences entre ces deux méthodes de mesure [Clear & Bonner 1988, Khayat & Guizani 1997], du fait, probablement, d'une variation de la teneur en air occlus au cours du ressuage (figure II.2).

Figure II.2 : Evolutions temporelles comparées de la quantité d'eau ressuée et du tassement [Khayat & Guizani 1997]. Ce graphe compare le ressuage de trois formules de bétons qui se différencient par la quantité d'agent de viscosité (VMA) utilisé

De la mesure du ressuage, on tirera deux paramètres caractéristiques :

- D'une part la **vitesse initiale de ressuage** (bleeding rate) que nous noterons V_{IR}. En fait, il s'agit bien de la pente de la partie linéaire. Dans l'exemple de la figure II.1, on relève environ $1{,}1.10^{-3}$ m.min^{-1} c'est à dire 1,1 mm par minute.

- D'autre part l'**amplitude du ressuage** ΔH_∞ estimée pour un temps infini (bleeding capacity). Cette grandeur s'élève à environ 28 mm dans le même exemple.

Ce second paramètre peut aussi être exprimé en pourcentage de la hauteur initiale. Si cette hauteur était égale à 600 mm pour l'exemple précédent, nous aurions $\frac{\Delta H_\infty}{H} = 4{,}7\ \%$.

Il peut aussi être exprimé en fonction de la teneur en eau initiale (E) du matériau. Dans l'exemple précédent, prenons pour la formulation de la pâte de ciment, un dosage en eau de E = 900 $l.m^{-3}$ (volume d'eau par unité volumique de coulis). Ces données permettent de calculer la valeur de la perte d'eau Er_∞ qui serait de 5,2 %. La relation liant les deux expressions étant :

$$Er_\infty = \frac{1000}{E}.\frac{\Delta H_\infty}{H} \qquad \text{(II.1)}$$

D'après **Powers**, vitesse et amplitude de ressuage sont quasi-proportionnels dans le cas des pâtes de ciment [Powers 1968] pourvu que la hauteur initiale de l'échantillon soit inférieure à 12 cm. Dans le cas des bétons, des mortiers et des coulis pour lesquels H_0 est supérieur à 12 cm, les deux paramètres ne sont pas directement liés. Nous y reviendrons dans la partie II.4 dédiée à la modélisation du phénomène.

Il est des cas où la percolation verticale ascendante d'eau a lieu en des endroits privilégiés. Des canaux d'écoulement drainent l'eau vers la surface. Cette forme de ressuage est appelée « chanelled bleeding » en anglais [Loh et *al.* 1968]. Pour la traduction française, nous la nommerons « Ressuage localisé ». Du fait de la ressemblance de ce phénomène avec celui dit de « renard » observé en sol humide, nous aurions tout aussi pu utiliser le terme de « renardage ».

Dans cette forme spéciale de ressuage, lorsque l'eau remonte à la surface du béton, elle entraîne avec elle les particules les plus fines qui se déposent en surface [Giaccio & Giovambattista 1986]. L'étude de cet effet est abordée dans le chapitre V de ce mémoire. **Gaccio** et **Giovambattista** [Giaccio & Giovambattista 1986] estiment que l'appartion de ces canaux correspond à des vitesses de ressuage dépassant 0,06 $mm.min^{-1}$.

Ces mêmes auteurs estiment en outre, que la fissuration sous les gros granulats apparaît lorsque la perte d'eau Er_∞ dépasse 8 %. L'appellation « fissure » concerne ici des poches d'eau présentes en partie inférieure des gravillons.

II.2. Caractérisation expérimentale

La caractérisation expérimentale du ressuage pose un véritable problème. Deux familles de méthodes se distinguent : celles consistant à prélever l'eau ressuée et à quantifier

son volume, et celles se bornant à mesurer le tassement du squelette granulaire. Les diverses méthodes sont détaillées dans la partie suivante.

En fait plusieurs auteurs [Clear & Bonner 1988, Powers 1968, Khayat & Guizani 1997] trouvent une différence notable entre les résultats obtenus par ces deux types de méthodes. La mesure du tassement étant toujours inférieure à celle par prélèvement d'eau. Dans le chapitre IV, on recherchera si l'air occlus n'aurait pas un rôle majeur dans l'explication de cette différence.

Le problème de ce type de caractérisation est de concilier la qualité de la mesure et son aspect pratique. Un essai pratique est un essai qui demande peu de « doigté » de la part du technicien qui le réalise. L'essai idéal se pratique aussi bien sur chantier qu'en laboratoire.

II.2.1. Mesure directe du volume d'eau ressuée

La première idée est soit de mesurer le volume d'eau ressuée en place, ce qui n'est pas toujours évident, soit d'effectuer un prélèvement pour le mesurer à part. Ce type de mesure est plutôt destiné au laboratoire. En effet, il n'est pas très facile de mesurer le volume d'eau ressuée d'un voile de béton de 3 ou 4 mètres de longueur. En fait, si l'on sait prédire correctement les effets d'échelle, la mesure du ressuage dans un moule de dimension réduite permettra la prédiction du ressuage à l'échelle 1.

II.2.1.1. Méthode ASTM C232

Cette méthode assez simple consiste à prélever l'eau ressuée par le matériau à l'aide d'une pipette ou d'une seringue, en inclinant légèrement le moule [ASTM C232 1987].

Deux minutes avant chaque prélèvement, on place une cale sous un coté du moule ce qui permet l'accumulation d'eau de l'autre coté. On découvre celui-ci puis on effectue alors le prélèvement. Enfin, on ôte la cale pour redonner au moule sa position verticale. Le prélèvement est quant à lui mesuré dans un tube gradué.

Les critiques principales que l'on peut formuler viennent de cette inclinaison. Comme nous le détaillerons plus loin, le ressuage est influencé par les vibrations extérieures. Le fait de manipuler fréquemment le moule semble peu judicieux. Seul un opérateur ayant un certain doigté peut réaliser cet essai dans de bonnes conditions de répétabilité et de reproductibilité.

D'autre part, une fois le moule incliné, le ressuage se poursuit « en biais » par rapport à la génératrice du moule cylindrique (figure II.3). Ceci donnera naissance à une augmentation de la

vitesse du fluide le long de la génératrice surélevée. Le laps de temps étant de près de 3 minutes, cet effet pourra être négligé dans le cas de mesures suffisamment espacées dans le temps.

Figure II.3: Méthode ASTM C232

Enfin, dans certains cas, le prélèvement d'eau contient beaucoup de particules en suspension. Ceci majore la mesure quantitative du ressuage. Cet effet semble toutefois assez faible et sera négligé y compris dans les méthodes suivantes.

II.2.1.2. Méthode de la norme suédoise

Cette méthode mesure le ressuage sans intervention extérieure (par le technicien) en cours d'essai. Après malaxage, le béton est introduit dans un moule tronconique renversé. Ce tronc de cône est muni d'un cylindre intérieur permettant l'écoulement de l'eau ressuée. Le cylindre intérieur de 10 mm de diamètre est plus court que celui extérieur de hauteur 130 mm ce qui permet un arasage en pente (figure II.4).

Après serrage, le technicien arase le béton en cône, s'appuyant sur les rebords des cylindres. Il place ensuite un tube gradué sous le moule. Celui-ci va recueillir l'eau ressuée.

Figure II.4: Essai de la norme suédoise B5 6.33

Les inconvénients de cet essai sont les suivants :

- La forme conique du cylindre extérieur rend le dépouillement de l'essai complexe. L'utilisation d'un moule cylindrique simplifierait quelque peu le problème.

- La **quantité d'eau évaporée** doit absolument être prise en compte.

- L'arasage d'un matériau très fluide comme un béton auto-plaçant sera certainement plus difficile mais peut être envisagé si la pente imposée par l'appareillage est inférieure à celle limite de l'écoulement libre.

- Lors d'un ressuage important, une certaine quantité d'eau peut être immobilisée (figure II.5) et donc ne pas être comptabilisée.

Pour un béton ferme, cet essai, réalisé avec un dispositif limitant l'évaporation, est certainement très intéressant surtout si la mesure d'eau est réalisée par pesée (ce qui permet une augmentation de la précision de la mesure).

Figure II.5: zoom de la partie supérieure, cas d'un ressuage important

II.2.1.3. Méthodes volumétriques par séparation au moyen d'un liquide dense

Une idée astucieuse serait de forcer la séparation eau ressuée/béton en intercalant un liquide dense non miscible avec l'eau [Sawaide & Iketani 1992, Kaplan 2001].

Soit on procède alors par prélèvement de l'eau ressuée (méthode ASTM C243), soit, on utilise le type d'appareillage présenté en figure II.6. La réduction de section du moule permet d'augmenter la précision sur la lecture de la hauteur d'eau.

Dans sa thèse sur la pompabilité des bétons, **Kaplan** propose d'utiliser cette même méthode avec un type d'aéromètre à béton (appareillage relativement courant). L'utilisation ce cette méthode semble convenable à des fins de discrimination des bétons non pompables [Kaplan 2001]. Cela dit, la précision de la mesure est insuffisante pour notre objectif qui est de relier le ressuage aux données de la formulation.

Figure II.6: dispositif de mesure du ressuage de **Sawaide** [Sawaide & Iketani 1992].

Par ailleurs, l'utilisation d'un liquide dense (comme par exemple le tétrachloroéthylène) amène plusieurs types de problèmes. La toxicité et l'inflammabilité du produit obligent à une formation du personnel réalisant l'essai.

La miscibilité avec l'eau peut être négligée. En revanche, les différences de tension superficielle entre le produit, l'eau, le béton et les parois de l'appareillage entraînent l'accrochage d'un grand nombre de bulles d'eau. Ces bulles d'eau ne percolent pas jusqu'à la surface et ne sont donc pas comptabilisées dans l'eau ressuée. **Gelade** estime à 3 mm le rayon minimal que doit avoir une goutte pour franchir l'interface eau / liquide dense. Cet ordre de grandeur se confirme expérimentalement à l'œil [Gelade 2002]. Enfin, cet essai est globalement assez lourd. Le temps de mise en place est long ce qui fait reculer d'autant l'échéance de la première mesure.

II.2.1.4. Autres méthodes

Certains laboratoires privés ont développé leur propre méthode. Par exemple, on peut prélever directement à la seringue, l'eau ressuée d'une éprouvette 16x32. Cela ne coûte que le temps de prélèvement. Sans prise en compte de l'évaporation, ce protocole ne peut donner qu'un ordre de grandeur du ressuage obtenu.

Nous noterons que cette méthode est caduque lors d'utilisation de moule en carton. En effet, par attraction capillaire, le carton absorbe une grande partie de l'eau de ressuage. En revanche, la mesure de la hauteur de l'éprouvette de béton durci donne une indication sur l'amplitude du phénomène. Cette méthode est cependant peu précise, d'autant plus que certains auteurs évoquent un gonflement du matériau après ressuage (« post-bleeding expansion ») [Powers 1968, Sawaide & Iketani 1992].

II.2.2. Mesure du tassement du squelette granulaire

La seconde grande famille d'essai de ressuage mesure en fait le tassement du squelette granulaire. Les divers essais ont en commun la position d'un « flotteur » sur la surface du matériau, ce flotteur étant équipé pour la mesure du tassement.

II.2.2.1. Méthode visuelle de Powers

Cette méthode dite « float method » fut proposée par **Powers** [Powers 1968]. Le flotteur est dans ce cas un disque plat de 13 mm de diamètre et 3 mm d'épaisseur en bakélite (figure II.7). Ce flotteur est surmonté d'un mât. L'altitude du sommet de ce mât est estimée avec une lunette optique. **Powers** utilise ce même appareillage tant pour les coulis que pour les mortiers ou bétons.

Figure II.7 : dispositif de **Powers** [Powers 1968]

Cette méthode de mesure du ressuage ne semble pas présenter de défauts majeurs. Elle est cependant assez sensible aux vibrations extérieures. L'étude préalable de la conception du flotteur est indispensable. En effet, ce flotteur ne doit pas modifier la forme de la surface solide et doit la suivre parfaitement dans sa descente. Dans le cas contraire, on peut assister à un enfoncement de celui-ci [Gelade 2002].

II.2.2.2. Méthode de Khayat

Le flotteur est un miroir posé sur le squelette granulaire. Le déplacement vertical du flotteur est reporté, doublé, par un faisceau laser sur un écran pour y être mesuré (figure II.8) [Khayat & Guizani 1997].

Figure II.8: Appareillage pour la mesure du tassement du béton [Khayat & Guizani 1997]

Evidemment, si le miroir prend une inclinaison, la mesure est faussée. **Khayat** utilise par conséquent deux faisceaux laser diamétralement opposés. D'autre part, la pellicule d'eau ressuée étant fine, la modification de direction du faisceau suite au changement d'indice n'aura qu'une incidence faible. Cet effet peut toutefois être diminué en enlevant une partie de l'eau excédentaire.

II.2.3. Mesure de la sensibilité au ressuage

Les méthodes exposées ci-dessous ne mesurent pas directement le ressuage naturel mais plutôt un ressuage forcé, soit en augmentant la gravité (essais par centrifugation), soit en mesurant un ressuage sous vibration.

II.2.3.1. Méthode par centrifugation

Le matériau est introduit dans un moule placé en bout d'un bras tournant. Après chaque période de rotation de l'ensemble, on recueille l'eau ressuée [Charonnat & Lemaire 1988, Le Roy et *al.* 1998, Gelade 2002]. La connaissance de la vitesse de ressuage mais aussi de l'amplitude finale en fonction de l'accélération imposée permet :

- d'une part une meilleure précision des mesures par interpolation pour une valeur d'accélération de **1.g** .
- d'autre part, de manière indirecte, une meilleure connaissance du vieillissement du matériau qui a lieu en cours d'essai.

Pour ces raisons, cette méthode est précieuse pour des travaux de recherche. En fait, l'idée de départ est qu'un matériau présentant peu de ressuage après centrifugation n'en présentera quasiment pas lors du cas réel de mise en place. Par conséquent, il s'agit là d'un bon essai discriminant, différenciant bien les formules « à risque » de celles stables (tant vis à

vis du ressuage homogène que de celui localisé). Nous noterons, cependant, que les auteurs cités ont uniquement pratiqué cet essai sur pâte de ciment.

II.2.3.2. Méthode par vibration :

Inspiré de la méthode américaine C232 présentée en II.2.1.1, le béton est versé dans un moule cylindrique puis couvert de façon étanche. On alterne ensuite période de vibration et période de repos. Les mesures successives par prélèvement d'eau ressuée suivent le protocole de la norme C232 (inclinaison du moule, interposition d'une cale, aspiration de l'eau) [Bielak 1990].

L'intérêt de cette méthode est d'estimer l'augmentation des deux paramètres de ressuage (vitesse et amplitude) avec la vibration. En effet, un béton de chantier subira après coulage et serrage des vibrations résiduelles causées par :

- les engins lourds passant à proximité de la banche,
- le serrage des banches avoisinantes,
- les éventuels chocs que cette banche subira pendant le laps de temps où le béton ressue.

II.2.4. Mesure des évolutions internes du matériau

La mesure de l'exsudation d'eau n'est qu'une mesure de surface. Pour l'étude du ressuage, cette mesure ne rend pas compte des modifications internes du matériau : elle les globalise. Pour compléter l'information, certains auteurs proposent la réalisation en parallèle d'autres mesures comme celle du profil vertical de densité au cours du temps [Tan et *al.* 1997, Loh et *al.* 1998, Gelade 2002].

La mesure de la pression interstitielle au cours du temps est aussi proposée pour faciliter la compréhension du phénomène [Clear & Bonner 1988, Loh et *al.* 1998]. Cette mesure nous renseigne alors sur les équilibres mécaniques internes. Elle permet d'accéder, grâce à la loi de **Terzaghi** (équation II.2.), à la contrainte effective que reprend le squelette granulaire à l'instant considéré.

II.2.4.1. Profil vertical de densité

Au cours du ressuage, il y a tassement du squelette granulaire et donc augmentation de la compacité. Cet essai permet de mesurer localement cette augmentation. Les différents auteurs utilisent le même appareillage pour la mesure, à savoir le gamma-densimètre [Tan et *al.* 1997, Loh et *al.* 1998, Gelade 2002].

Une source radioactive est placée d'un coté de l'éprouvette en cours de ressuage. Cette source émet des rayons gamma qui sont partiellement absorbés par le béton. De l'autre coté

de l'éprouvette, un détecteur mesure le flux de photons gamma qui ont traversé le matériau. L'étalonnage de l'appareil, réalisé avec le moule vide servant à la mesure du ressuage, permet d'obtenir le flux de photons N_0 que reçoit le détecteur en l'absence de béton. La compacité est alors obtenue par [Gelade 2002]:

$$\Phi = \frac{1}{L(\mu_S.\rho_S - \mu_E.\rho_E)}.\left(\ln\left(\frac{N_0}{N}\right) - L.\mu_E.\rho_E\right) \qquad \text{(II.1)}$$

où L est la longueur totale de matériau traversé,
ρ_S et ρ_E sont les masses volumiques des grains solides et de l'eau respectivement,
N est le flux de photons gamma effectivement reçus,
μ_S est le coefficient d'atténuation moyen des matériaux solides (environ 0,077 $m^2.kg^{-1}$),
μE est le coefficient d'atténuation de l'eau (environ 0,086 $m^2.kg^{-1}$).

Malgré une assez faible résolution de la mesure, on parvient à distinguer des profils de densité faisant apparaître une augmentation de la compacité de l'échantillon au cours du ressuage, principalement dans sa partie basse [Tan et *al.* 1997] (figure II.9 et II.10).

Figure II.9 : Profils de densité de pâtes de ciment. H = 500 mm
[Tan et *al.* 1997]

Figure II.10 : Schéma du profil-type d'évolution de la compacité dans la hauteur avec le temps

II.2.4.2. Pression interstitielle

Pour une altitude définie, la loi de **Terzaghi** relie la contrainte totale **σ** exercée à la contrainte effectivement reprise par le squelette granulaire **σ'**, l'eau reprenant alors le complément. En notant **U** la pression interstitielle, la loi de **Terzaghi** s'écrit :

$$\sigma(z) = \sigma'(z) + U(z) \qquad \text{(II.2)}$$

Le tassement général est dû à celui du squelette granulaire. La connaissance de la contrainte que celui-ci supporte est, par conséquent, utile. Pour obtenir cette information, **Tan** et **Loh** disposent le long d'une génératrice verticale du moule, des capteurs de pression (« pore pressure transducers »). Ces capteurs de pression sont étalonnés avec le moule rempli d'eau. Ainsi, la valeur obtenue lors du ressuage est l'excès de pression interstitielle par rapport à la pression hydrostatique.

Les courbes types obtenues sont de la forme :

Figure II.11 : Schéma de l'évolution temporelle de l'excès de pression interstitielle pour différentes hauteurs de mesure

II.3. Paramètres influents

Munis des essais précités qui leur sont propres, les auteurs ont réalisé des campagnes de mesure, identifiant l'influence de tel ou tel paramètre. Pour plus de clarté dans la présentation de cette partie, les différents paramètres influents seront classés en deux catégories :

- ceux non intrinsèques au matériau. Il s'agit ici des divers paramètres extérieurs (température , dimensions du coffrage, vibrations …) ;

- ceux intrinsèques au matériau. Ces paramètres dépendent de la formulation du béton. Le formulateur, s'il connaît les diverses lois d'influence, pourra aisément jouer sur les dosages (ou bien sur la nature des constituants) pour atteindre son objectif vis-à-vis du ressuage

II.3.1. Paramètres non intrinsèques au matériau

II.3.1.1. Hauteur, diamètre et forme générale du moule

Le ressuage est connu pour présenter des effets d'échelle. Cependant, peu de publications abordent le sujet. L'effet d'un faible diamètre de moule a été précisé par **Gelade** [Gelade 2002]. L'auteur observe un phénomène d'adhérence de la pâte de ciment contre les parois qui peut entraîner une scission de la pâte en boudins.

Figure II.12: ressuage dans un tube mince, scission du matériau pendant le ressuage

Certains auteurs ont utilisé des moules de différentes hauteurs pour leur mesure de ressuage. Lorsque le ressuage ne localise pas, la vitesse semble indépendante de la hauteur [Loh et *al.* 1998] [Tan et *al.* 1997] ce qui n'est pas confirmé par d'autres publications [Schiessl & Weber 1992]. En revanche, selon les deux premiers auteurs, l'amplitude du phénomène est augmentée (figure II.13).

Figure II.13 : Amplitude du ressuage en fonction de la hauteur pour une pâte de ciment $\Phi_0 = 0{,}39$ [Tan et *al.* 1987].

Loh et *al.* montrent expérimentalement l'influence de cette hauteur sur le risque d'apparition de canaux d'écoulement. Ils introduisent alors l'existence d'une hauteur critique à partir de laquelle, la localisation du ressuage est inévitable. Pour une hauteur initiale de l'échantillon plus faible que cette hauteur critique, le ressuage est qualifié de « normal bleeding ».

II.3.1.2. Inclinaison de la génératrice du moule

L'effet d'une telle inclinaison sur pâte de ciment a été rapporté à maintes reprises [Le Roy et *al.* 2000]. En effet, les tests de ressuage de coulis d'injection pour gaines de précontrainte réalisés dans des gaines transparentes permettent de visualiser ce phénomène. Lorsque l'on regarde ce ressuage par le haut, on voit l'eau ressuer selon un schéma en arête de poisson (figure II.14).

Figure II.14: Effet Boycott

Nous interprétons ce phénomène par une localisation du ressuage le long de la génératrice supérieure. Cet effet est communément appelé **effet Boycott** du nom d'un médecin constatant par hasard que la sédimentation du sang est plus rapide lorsque le tube à essai est incliné [Le Roy et *al.* 2000]. En partie supérieure, on trouvera dans ce cas une fine couche de pâte « blanchâtre » composée généralement de calcite et d'ettringite [Le Roy et *al.* 1998, Le Roy et *al.* 2000].

Notons ici, que dans le cas de gaines de précontraintes injectée au coulis de ciment où les torons sont non gainés (non recouvert individuellement d'une gaine PVC), la localisation est déjà initiée par ces drains : l'eau trouve au centre des torons des chemins préférentiels d'écoulement. L'instabilité causée par le départ de fines n'a pas lieu ici puisque les torons jouent un rôle de filtres.

II.3.1.3. Qualité du malaxage

Un article publié par **Soga**, **Takagi** et **Kimura** aborde précisément l'influence du malaxage sur la vitesse de ressuage [Soga et *al.* 1986]. Globalement, les principaux enseignements que ces auteurs tirent de leur étude sont que la vitesse de ressuage diminue avec :

- l'augmentation du temps de malaxage ;
- l'augmentation de la vitesse de rotation des pales du malaxeur ;
- la diminution du temps d'introduction de l'eau de gâchage.

Les auteurs définissent alors une énergie de malaxage qu'ils relient à l'affaissement du béton, son air occlus et sa vitesse de ressuage (figure II.15).

Figure II.15 : Affaissement, air occlus et vitesse de ressuage versus Energie de malaxage [Soga et *al.* 1986]

D'autre part, il serait logique que l'homogénéité du mélange minimise le risque de localisation. Cependant, sur ce point, nous n'avons trouvé aucune donnée bibliographique précise.

II.3.1.4. Effet des vibrations extérieures

Sur chantier, les différents engins en place transmettent des vibrations au sol qui lui-même les propage. Le béton, une fois coulé, subira ces vibrations résiduelles avec plus ou moins d'intensité. Il est évident que cette vibration permettra lors du tassement du squelette granulaire un meilleur réarrangement des grains et, par conséquent une augmentation de l'amplitude du ressuage. **Bielak** et **Schissel** ont développé un test de ressuage avec plusieurs phases de vibrations (exposé en II.2.3.2.) ce qui permet de caractériser la sensibilité de la formule à cette sollicitation [Bielak 1990].

II.3.1.5. Effet des conditions météorologiques

En situation normale, l'eau de ressuage protège la surface du béton. Par conséquent, il ne devrait y avoir aucun effet de l'évaporation. Cependant, si le débit de ressuage est inférieur au débit d'évaporation, la surface supérieure du béton s'assèche et, au lieu d'être brillante devient mate. **Powers** écrit que dans ce cas, le ressuage peut être accéléré par attraction capillaire des grains secs de surface [Powers 1968].

Powers a, en outre, abordé l'effet de la température. Celle-ci peut en effet modifier la cinétique des phénomènes tant physiques (viscosité du liquide, état de floculation de la pâte,…) que chimiques. L'auteur indique que la modification de la viscosité du liquide est le paramètre majoritaire. Expérimentalement, entre 23 et 32°C, il a constaté une légère augmentation de la vitesse de ressuage (+15%) alors que l'amplitude est très faiblement diminuée (-5%). **Suhr** et **Schöner** confirment expérimentalement ces tendances [Suhr & Schöner 1990].

II.3.2. Paramètres intrinsèques au matériau

En ce qui concerne les influences principales, l'amplitude et la vitesse de ressuage augmentent si :

- le dosage en eau est augmenté [Powers 1968]
- le dosage en fine est diminué [Wainright & Ait Aider 1995, Giaccio & Giovambattista 1986]
- l'on choisit un ciment à surface spécifique moindre (la surface spécifique du sable n'a expérimentalement pas d'influence) [Powers 1968, Suhr & Schöner 1990]

A **dosage en eau et ciment constants**, l'influence des granulats est très faible [de Larrard & Ferraris 1998]. Le ressuage de mortiers non adjuvantés diffère peu de celui de bétons non adjuvantés, toujours à dosage en eau et ciment constants. Si bétons et mortiers sont adjuvantés de la même façon, le ressuage est aussi identique.

Les ciments commerciaux contiennent du sulfate de calcium pour réguler la prise. La nature (gypse, hémihydrate, …) comme le dosage de ce minéral dans le ciment influe sur les

caractéristiques du ressuage [Suhr & Schöner 1990]. Selon ces auteurs, c'est leur influence sur le développement d'ettringite primaire qui en est la cause principale.

Si l'on remplace une partie du ciment par du laitier, **Olorunsogo** [Olorunsogo 1998] relève une légère augmentation de la vitesse de ressuage. Il relève de même une augmentation notable de l'amplitude. D'autres auteurs confirment expérimentalement les mêmes évolutions [Wainright & Ait Aider 1995]

Figure II.16 : Evolution des paramètres du ressuage d'un béton en fonction de son dosage en ciment (les essais avec 200,250 et 300 kg de ciment sont susceptibles d'avoir présenté une localisation) [Wainright & Ait Aider 1995]

L'ajout de fumée de silice permet une meilleure stabilité empêchant tout ressuage [de Larrard & Ferraris 1998]

L'effet des adjuvants est relativement peu abordé dans la littérature. **Powers** trouve expérimentalement une réduction de la vitesse initiale de ressuage (-20%) avec l'utilisation de chlorure de calcium. L'amplitude est elle aussi diminuée par cet adjuvant (- 40%) [Powers 1968]. **de Larrard** et **Ferraris** [de Larrard & Ferraris 1998] évoquent de forts ressuages pour les bétons contenant un superplastifiant à saturation et un dosage faible à modéré en ciment. **Khayat** et **Guizani** [Khayat & Guizani 1997] ont étudié expérimentalement l'effet d'un adjuvant modificateur de viscosité (le « Welan gum »). Cet adjuvant, même introduit en faible quantité, réduit considérablement l'amplitude et la vitesse de ressuage (figure II.2).

Enfin, concernant l'effet de l'air occlus, **Powers** [Powers 1968] et **Hoshino** [Hoshino 1989] évoquent une diminution de la vitesse de ressuage avec une augmentation de la teneur en air occlus. **Clear** et **Bonner** [Clear et Bonner 1988] proposent une modélisation de cet effet que nous présenterons dans la partie II.4.5.

II.4. Modèles existants

Un certain nombre de publications proposent une modélisation du phénomène. Le problème est qu'il n'y a pas actuellement de consensus sur la question. Certains auteurs décrivent une modélisation purement sédimentaire, d'autre des modélisations purement de consolidation voire de consolidation à seuil [Yang & Jennings 1996]. L'analyse des diverses propositions est, par conséquent, indispensable.

II.4.1. Position du problème

Dans un premier temps, on peut affirmer intuitivement que la **modélisation du ressuage** va dépendre fortement du domaine de concentration solide de la suspension dont on parle. De nombreux problèmes de compréhension viennent du fait que le même terme (sédimentation) est utilisé pour définir des concepts différents. En notant **e**, l'indice des vides (volume liquide sur volume solide) du matériau, nous adopterons les définitions suivantes :

- Dans le cas de suspension à faibles concentrations (indice des vides supérieur à 100 [Kelly & Spotiswood 1982]), on assiste à une **sédimentation libre** des grains. Les grains sont suffisamment dispersés dans la phase liquide pour ne pas être perturbés dans leur chute. Cette sédimentation peut être assez bien décrite par la loi de **Stokes** (1851). On notera dans ce cas des vitesses de chutes différentes entre les grains suivant leur taille.

- Dans le cas de suspension de concentrations moyennes (indice des vides compris entre 1,6 [Loh et *al.* 1998] ou 6 [Toorman 1996] à 19 (selon BACHELOR) voire 100 [Kelly & Spotiswood 1982]), on parlera de **sédimentation gênée**. En effet, cette sédimentation est plus ou moins perturbée par les frottements intergranulaires ou autres phénomènes d'interaction entre particules. Les vitesses observées sont beaucoup plus faibles que celles calculées par la loi de **Stokes** [Kelly & Spotiswood 1982]. Certains auteurs proposent des théories de sédimentation à vitesse constante [Powers 1968], [Radocea 1992]. Cependant, on remarquera que ces théories entraînent un profil de densité, après sédimentation, constant selon la hauteur [Radocea 1992, Yang & Jennings 1996] ce qui n'est pas confirmé par l'expérience [Tan & *al.* 1997, Giaccio & Giovambattista 1986, Yang & Jennings 1996].

- Dans le cas de suspension à fortes concentrations (cas des bétons, mortiers et même de certains coulis), un autre phénomène vient perturber la sédimentation. Lors du tassement du squelette granulaire, l'eau s'évacue en percolant à travers lui jusqu'à la surface. Cette migration de l'eau est liée à la perméabilité du matériau. Dans le cas de suspensions à fortes concentrations, cette perméabilité n'est plus suffisante et donc ne permet pas une évacuation rapide de l'eau. Le terme habituellement consacré à ce cas de figure est celui de **consolidation**.

Figure II.17 : Position relative, selon l'indice des vides du matériau, des différentes modélisations

Tableau II.1 : Indices des vides des matériaux hydrauliques utilisés dans le génie civil.

	Indice des vides **e**
Coulis d'injection	1,3 à 1,6
Mortier	0,30 à 0,7
Béton auto – nivelant	0,35
Béton classique	0,25 à 0,35
Béton à hautes performances	0,19 à 0,25
Béton de poudres réactives	0,18

A la vue des valeurs inscrites dans le tableau II.1, il apparaît que la grande majorité des bétons, mortiers et coulis ont un indice des vides inférieur à 2. Les diverses modélisations traitant le ressuage comme de la sédimentation gênée apparaissent alors peu adaptées. En règle générale, toute modélisation ne faisant pas intervenir la perméabilité du matériau, directement ou indirectement semblent vouée à l'échec.

Nous noterons ici, que certaines modélisations de sédimentation gênée (donc à vitesse constante) utilisent la perméabilité. Bien que ces modélisations ne prédisent pas toute la courbe de ressuage, elles pourront donner éventuellement une bonne prédiction de sa vitesse initiale. En ce qui concerne les modèles de consolidation, deux familles se distinguent :

- Les modèles de consolidation à seuil [Yang & Jennings 1996]
- Les modèles de consolidation à loi de comportement [Toorman 1996] [Tan & *al.* 1997] [Loh et *al.* 1998] du type de ceux rencontrés en mécanique des sols.

La plupart des théories que l'on trouve dans la littérature partent du principe qu'au moment du coulage, à une altitude donnée, toute la pression due au poids du béton situé au-dessus est reprise entièrement par le fluide. Cette pression se transfère alors graduellement au squelette granulaire. Ainsi, à un temps infini, le fluide subit uniquement sa pression hydrostatique, le squelette granulaire reprenant alors le complément (figure II.18) [Clear & Bonner 1988].

à l'instant initial au bout d'un temps infini

Figure II.18 : Diagramme de pression interne dans le béton pour l'instant initial et final

$\sigma(z)$ étant la pression totale exercée par le poids du béton, u(z), la pression reprise par le fluide.

Si on utilise la notation bien connue des mécaniciens des sols, nous écrirons :

à t = 0 : $\sigma(z) = u(z) = \left[\rho_s.\Phi_0 + \rho_w.(1-\Phi_0)\right].g.z$; $\sigma'(z) = 0$ (II.1)

où ρ_s et ρ_w sont les masses volumiques du solide et de l'eau
Φ_0 étant la compacité initiale du béton

à t infini, $\sigma(z) = \sigma'(z) + u(z)$ où $u(z) = \rho_w.g.z$ (II.2)

L'équation précédente traduit l'absence de gradient de charge. Le cas contraire obligerait l'eau à se déplacer ce qui indique que le phénomène ne serait pas terminé.

d'où $$\sigma'(z) = (\rho_S - \rho_W).g.\int_0^z \Phi(z).dz \quad \text{(II.3)}$$

$\sigma'(z)$ peut alors être vu comme la part de pression reprise par le squelette granulaire à la fin de la période de ressuage. $\Phi(z)$ est alors la compacité stable à l'altitude z. La nouvelle répartition dans la hauteur des compacités après ressuage se fait au détriment de la partie haute, où la compacité est nulle (l'eau devient claire), pour la partie basse, qui voit sa fraction volumique solide augmenter.

Une fois ces notations posées, nous pouvons exposer les diverses modélisations qui nous semblent avoir un **réel intérêt** pour l'étude en cours. Pour améliorer la présentation, ces propositions sont groupées par affinités et sont exposées avec nos propres notations.

II.4.2. Apport de POWERS et STEINOUR

Powers et **Steinour** sont parmi les premiers a avoir pris à bras le corps le problème. A partir de la loi de **Kozeny - Carman**, ces auteurs déterminent dans un premier temps la perméabilité du milieu granulaire:

$$K = \frac{\rho_w.g.(1-\Phi)^3}{k_0.\eta.\Phi^2.(\rho_s.S_w)^2} \quad \text{(II.4)}$$

où K est le coefficient de perméabilité du milieu [$m.s^{-1}$],
ρ_w et ρ_s sont respectivement les masses volumiques de l'eau et des grains solides [$kg.m^{-3}$]
Sw, la surface spécifique des grains solides [$m^2.kg^{-1}$]
Φ, la compacité du mélange granulaire
η, la viscosité de l'eau [Pa.s]

k_0, un facteur de forme généralement de l'ordre de 5.

Rappelons que l'hypothèse de base de la relation de **Kozeny** consiste à assimiler l'ensemble des pores à un réseau de capillaires cylindriques dont la surface latérale est égale à la surface spécifique des grains. Muni de cette prévision de la perméabilité du matériau, les auteurs relient ce paramètre à la vitesse de ressuage. La méthode générale suivie est celle exposée ci-dessous.

Dans un premier temps, on exprime, à l'instant initial, la charge **h** en un point du matériau. A cet instant, la compacité initiale est noté $\mathbf{\Phi_0}$.

$$h(z) = z - \frac{\left[\rho_S.\Phi_0 + \rho_W.(1-\Phi_0)\right].g.z}{\rho_W.g} + cste \qquad \text{(II.5)}$$

Le gradient de charge devient alors, en notant $\mathbf{d_S}$ la densité des grains solides (rapport de ρ_S par ρ_W) :

$$\frac{dh}{dz} = \Phi_0.(d_S - 1) \qquad \text{(II.6)}$$

La loi de **Darcy** permet alors d'obtenir, dans le cas d'un moule vertical cylindrique, la vitesse initiale du fluide, identique dans toute la hauteur de l'éprouvette. Celle-ci est l'opposée de la vitesse initiale de ressuage.

$$V_{IR} = -v_{fluide} = K(\Phi_0).\Phi_0.(d_S - 1) \qquad \text{(II.7)}$$

Le surplus de pression exercé sur le fluide va ainsi entraîner à l'instant initial, un déplacement du fluide vers la surface supérieure ce qui donne finalement :

$$\frac{Q}{S} = \frac{g.(\rho_s - \rho_w).(1-\Phi)^3}{k_0.\eta.(\rho_s.S_w)^2.\Phi} \qquad \text{(II.8)}$$

Powers utilise la notation en Q/S ce qui est tout à fait identique à V_{IR} ou bien encore $\left|\frac{dz_s}{dt}\right|$ en l'absence d'air occlus, où z_s est la hauteur de la portion solide.

Figure II.19 : Paramétrage en hauteur

Si l'on connaît la surface spécifique des grains et la compacité initiale du mélange granulaire, cette méthode permet de connaître la vitesse initiale de ressuage. Les auteurs ont ainsi mis en évidence le rôle prépondérant de la surface des grains qui définit en fait la taille des pores équivalents.

Au niveau expérimental, en revanche, la formule ne tient pas. D'après **Powers**, ce n'est pas la relation reliant vitesse de ressuage et perméabilité qui pose problème mais la

façon dont on applique la relation de **Kozeny-carman** elle-même (II.4). Cette dernière formule parait être bien adaptée pour une suspension de grains sphériques non floculés. Cependant, dans le cas du ciment contenant en abondance des particules fines, la floculation est importante. A partir d'études sur pâtes de ciment, **Powers** propose la formulation suivante :

$$\frac{Q}{S} = \frac{g.(\rho_s - \rho_w).(1 - \phi - \omega_i)^3}{k_0.\eta.(\rho_s.S_w)^2.\phi} \qquad (II.9)$$

où ωi est, selon l'auteur la quantité d'eau qui ne prend pas part à la percolation à travers la pâte de ciment. En quelque sorte, ωi est la **fraction d'eau immobile** qui fut l'objet de maintes discussions à l'époque [Powers 1968, Harris 1977]. Nous y ajouterons notre propre pierre dans la troisième partie du chapitre IV. ωi varie selon **Powers** de 24 à 32 % suivant la floculation, la forme et l'hydratation des grains. Cependant, nous garderons un œil critique sur les points suivants :

- la surface spécifique de l'enveloppe des grains varie au cours du temps et est difficile à déterminer. **Powers** propose d'utiliser la surface mesurée au turbidimètre de Wagner [Powers 1968].

- l'effet des adjuvants n'est abordé qu'empiriquement dans le facteur ωi.

Muni de cette modélisation, **Steinour** montra que les valeurs prédites de vitesse initiale de ressuage ne s'éloignent guère de la réalité [Steinour 1945]. En revanche, cette modélisation ne donne aucune information sur l'évolution du ressuage dans le temps.

En ce qui concerne la capacité du ressuage (amplitude relative à la hauteur initiale), l'auteur ne propose que des expressions empiriques :

Pour les pâtes de ciment *:* $\text{Capacité} = \frac{\Delta H}{H} = \frac{C}{\rho_c}.k^2.[e - e_m]^2$ (II.10)

où C est la teneur en ciment [$kg.m^{-3}$] , ρ_c , sa masse volumique [$kg.m^{-3}$]
k est une constante empirique égale à 0,5
e est l' indice des vides réel de la pâte
e_m est l'indice limite empirique variant de 0,7 à 1,6 suivant la surface spécifique du ciment.

En fait, cette relation aboutit à une certaine proportionnalité entre la vitesse de ressuage et son amplitude.

Pour les bétons *:* $\frac{\Delta H}{H} \geq \frac{\Delta H_p}{H}.\frac{p}{V}$ (II.11)

où ΔHp est l'amplitude du ressuage de la pâte de ciment et $\frac{p}{V}$ est la proportion volumique de pâte dans le béton.

Cette inégalité traduit l'impuissance du modèle de **Powers** à prédire correctement l'amplitude du phénomène. Selon lui, l'augmentation peut aller jusqu'à 40 % .

Nous remarquons que ces deux dernières formules ignorent les éventuels effets d'échelle.

II.4.3. Apport de Buscall et Jennings

Buscall a bâti une théorie de la consolidation des suspensions concentrées floculées. Cette théorie s'appuie sur l'existence d'une fonction **Py(Φ)** caractérisant la contrainte-seuil en compression de la suspension [Yang & Jennings 1996].

L'équation II.3 écrite plus haut est reprise pour être comparée à Py(Φ)

$$\sigma'(z) = (\rho_S - \rho_W).g.\int_0^z \Phi(z).dz \qquad \text{(II.3)}$$

- si $|\sigma'(z)| \leq Py(\Phi)$, la contrainte effective est inférieure à la contrainte seuil. Il y a absence de consolidation : $\Phi = \text{cste} = \Phi_0$

- si $|\sigma'(z)| > Py(\Phi)$, il y a augmentation de compacité pour conserver une égalité entre les deux termes.

Le graphique de la figure II.20 [Yang & Jennings 1996, Gelade 2002] montre la répartition des compacités théoriques. Ce modèle définit une hauteur critique **Hc** (présence du seuil) en dessous de laquelle la consolidation a effectivement lieu. Cette théorie a été validée avec des expériences sur des suspensions d'alumine (forcément très floculées) [Gelade 2002]. En revanche, sur pâte de ciment, **Gelade** a montré que le modèle n'était pas adapté [Gelade 2002].

Figure II.20 : Schéma d'évolution d'une suspension homogène [Gelade 2002]

II.4.4. Apport de Toorman, Tan et al.

Toorman a proposé un modèle de consolidation propre (consolidation d'un matériau sous son propre poids). L'écriture de ce modèle est détaillée dans le chapitre IV puisque c'est la base de départ que nous avons finalement choisie. L'auteur isole une tranche de hauteur dz pour laquelle il écrit les différentes équations physiques connues (équilibre mécanique, loi de **Darcy**, conservation du volume liquide…). Le tout aboutit à l'équation différentielle suivante reprise par **Tan et *al.*** [Tan et *al.* 1997].

$$\frac{1+e_0}{\gamma_W}.\frac{\partial}{\partial a}\left[\frac{k}{1+e}.\left((1+e).\frac{\partial \sigma'}{\partial e}.\frac{\partial e}{\partial a}-\gamma_S+\gamma_W\right)\right]+\frac{\partial e}{\partial t}=0 \qquad \text{(II.12)}$$

où e_0 est l'indice des vides du matériau initial,
e est l'indice des vides actuel : e = e (a,t) ,
a est la hauteur solide (voire définition dans le chapitre IV partie 1)
k est la perméabilité du milieu.

$\frac{\partial \sigma'}{\partial e}$ constitue ici la loi de comportement du squelette granulaire. **Clear** définit la compressibilité de celui-ci notée $\mathbf{m_V}$ [Clear & Bonner 1988]: $\frac{1}{m_V}=\frac{1}{\Phi_0}.\frac{\partial \sigma'}{\partial e}$ (II.13)

Evidemment, la connaissance de cette compressibilité est nécessaire à la résolution de l'équation différentielle.

Tan et *al.* résolvent numériquement l'équation (II.12) en prenant :

$$\frac{\partial \sigma'}{\partial e}=-\beta_0-\beta_1.t \qquad \text{(II.14)}$$

Autrement dit, ils utilisent une compressibilité indépendante de la compacité. Remarquant une faible correspondance entre les points expérimentaux et théoriques (lorsque

$\beta_1 = 0$), ils introduisent dans leur fonction de compressibilité une loi d'évolution avec le temps empirique (rigidification du matériau). Malgré cela, la précision du modèle sur la prévision de l'amplitude est toujours limitée…

On notera que les paramètres k, β_0 et β_1 sont issus de l'expérience. L'effet de la composition du béton n'est toujours pas pris en compte (en particulier l'effet des adjuvants). Cela dit, il s'agit d'un modèle physique, démontrable qui, a lui seul, décrit l'ensemble de la courbe de ressuage.

II.4.5. Apport de Clear et Bonner

Une publication en marge des précédentes [Clear & Bonner 1988] propose de discrétiser le tassement en deux parties distinctes :

- un tassement immédiat du à la compressibilité de l'air, les autres matériaux étant pris comme incompressibles.

- un tassement différé du à la percolation du liquide à travers le matériau

En fait, la description du phénomène correspond à une description type mécanique des sols (tout comme le modèle de **Toorman**). Les auteurs ajoutent simplement la présence de bulles d'air. L'influence de l'air occlus peut s'expliquer par le basculement d'une partie du tassement différé (défavorable) dans le tassement immédiat dû à la compression de l'air occlus. En cours de ressuage, la pression interstitielle diminue ce qui permet une décompression des bulles d'air. Ainsi, en présence d'air, le tassement du squelette granulaire semble moindre.

L'excès de pression interstitielle immédiate ou non drainée est obtenu par :

$$\Delta u = \overline{B}.\Delta\sigma \qquad \text{(II.15)}$$

où $\overline{B}$ est un coefficient égal à $\dfrac{1}{1+(1-\Phi).\dfrac{Cf}{m_v}}$ (II.16)

avec **Cf**, coefficient de compressibilité du fluide (air + eau) [Pa^{-1}] , **Φ** la compacité et $\mathbf{m_v}$ la compressibilité du squelette granulaire déjà définie plus avant.

Hélas, les auteurs en restent à ce stade. On aurait aimé une prise en compte de l'effet de l'air occlus dans le modèle de **Toorman**. Cela aurait constitué un modèle général très intéressant. Cette modélisation semble être tout à fait satisfaisante pour décrire le rôle des bulles d'air dans le ressuage. N'oublions pas que la compressibilité de ces bulles d'air induit un tassement d'ensemble du béton sans entraîner d'eau de ressuage. Ce peut être l'explication des différences observées entre le volume d'eau ressuée et le volume du tassement, mais il n'y a pas actuellement de confirmation publiée.

Au bilan, des différents modèles exposés, il apparaît un paramètre essentiel qui est la perméabilité du milieu granulaire. Une recherche bibliographique des différents modèles de prédiction de ce coefficient s'impose.

II.4.6. Modèles de perméabilité

Plusieurs auteurs ont cherché à modéliser ce paramètre prenant en compte la compacité du milieu, sa surface spécifique ou d'autres caractéristiques du matériau comme par exemple son diamètre correspondant à 10% de passants cumulés. La grande diversité des modèles existants n'est applicable que dans des cas particuliers (perméabilité des sables, …) [De Marsily 1981]. Cet auteur décrit un certain nombre de modèle dont les plus intéressants sont reportés ci-dessous.

Pour alléger les notations, l'habitude est d'introduire la perméabilité relative **k** [m^2], intrinsèque au matériau, pour s'affranchir de l'influence du fluide.

$$k = \frac{\eta}{\rho_W . g} . K \qquad \text{(II.17)}$$

où η est la viscosité du fluide et ρ_W sa masse volumique.

De Marsily cite le modèle de **Hazen** qui relie la perméabilité du matériau à son diamètre à 10% de passant (noté d_{10}). La relation proposée, convertie en unité du système international, est la suivante :

$$k = C . \frac{(d_{10})^2}{10^5} \qquad \text{(II.18)}$$

où C est un coefficient variant de 100 à 150

La simplicité de cette relation, qui ne fait pas intervenir la compacité du milieu ni sa surface spécifique, nous fait craindre une mauvaise prédiction en dehors de la précision que nous recherchons.

Le modèle de **Bretjinski** a pour principal paramètre la compacité. En revanche, l'effet de la surface spécifique n'est pas pris en compte :

$$k = 1{,}16.10^{-12} . \left(\frac{1 - \Phi}{0{,}117} \right)^7 \qquad \text{(II.19)}$$

Kozeny proposa alors, en 1927, une relation faisant intervenir les deux paramètres-clefs :

$$k = C.\frac{(1-\Phi)^3}{\Sigma_W^2} \qquad \text{(II.20)}$$

où C est un coefficient valant 0,5 à 0,6

Cette relation fut améliorée par la suite avec le concours de **Carman**. La démonstration de cette nouvelle équation est fournie dans le chapitre IV partie III.

$$k = \frac{(1-\Phi)^3}{5.\Phi^2.\Sigma_W^2} \qquad \text{(II.21)}$$

Cette relation est actuellement assez utilisée. Par exemple, c'est à partir de cette équation qu'est calculée la surface spécifique de **Blaine** des liants (Norme NF P 15-442). Cela dit, la relation n'est pas réputée pour sa précision.

II.5. Conclusion de l'analyse bibliographique

Au niveau de la connaissance expérimentale du ressuage, différentes lacunes peuvent être relevées :

- les protocoles expérimentaux de mesure du ressuage ne semblent pas adaptés à la précision recherchée pour notre étude qui vise à relier ressuage et formulation ;
- les effets d'échelle sont peu étudiés. Par conséquent, on peut se demander si un essai de laboratoire représente effectivement les conditions du chantier ;
- les effets des adjuvants ne sont pratiquement pas abordés dans les articles actuels ;
- plus généralement, l'effet des paramètres de la formulation (dosage en ciment, dosage en eau, …) est lui aussi peu abordé.

Une partie importante du travail de thèse consistera à augmenter la base de donnée des connaissances expérimentales sur le phénomène. Dans un premier temps, il parait raisonnable de **se limiter au cas du ressuage homogène**. Pour la modélisation du ressuage des matériaux, nous essaierons de couvrir l'ensemble des matériaux hydrauliques (bétons, mortiers et coulis). Cela dit, la priorité sera donnée aux bétons et mortiers. La modélisation générale proposée par **Toorman**, **Tan et *al***. semble très intéressante, car très physique. Leur modèle fait intervenir deux paramètres : la perméabilité et la compressibilité du milieu granulaire.

En ce qui concerne la perméabilité, le modèle de **Powers** qui n'est qu'une modification du modèle de **Kozeny-Carman** semble être une bonne base de départ. Ce modèle est lui aussi démontrable, très physique. Les données nécessaires sont celles de la

formulation. En revanche, peu de résultats d'essais sont disponibles pour vérifier voire valider cette modélisation. Des essais à compacité et à surface spécifique variables devront donc être conduits.

Le second paramètre est la compressibilité pour laquelle nous n'avons aucune information. Dans un premier temps, un protocole d'identification d'une telle loi de comportement devra être proposé. Le dispositif expérimental permettra alors d'obtenir une loi d'évolution expérimentale en fonction des paramètres de la formulation. Dans un second temps, on recherchera une modélisation plus scientifique des lois d'évolution de la compressibilité du squelette granulaire. L'utilisation du modèle d'empilement compressible de **de Larrard** et **Sedran** pourrait à ce stade être utile.

Enfin, une ébauche d'étude du phénomène de localisation pourra être menée. En effet, ce phénomène fait partie des principaux centres d'intérêt de la profession.

CHAPITRE III

ETUDES EXPERIMENTALES

Suite à l'analyse bibliographique, un programme de recherche est défini sur plusieurs points :

- Développement d'un essai convenable de caractérisation du ressuage,
- Développement d'un essai de mesure de la perméabilité et de la compressibilité du béton frais.

Muni de ces divers protocoles expérimentaux, l'étude portera sur :

- la mise en évidence des effets d'échelle sur le ressuage ;
- la recherche des paramètres de formulation influents (compacité, adjuvants, …).

III.1. Mesure expérimentale du ressuage

Les conditions que doit remplir la méthode de mesure du ressuage sont les suivants :

- la mesure doit être répétable et suffisamment précise ;

- le dispositif ne doit pas avoir d'influence sur la mesure ;

- la mesure doit correspondre effectivement à ce que l'on recherche à savoir la hauteur d'eau ressuée ;

Comme nous l'avons vu dans le chapitre II, les méthodes existantes ne sont pas jugées suffisamment précises pour notre étude qui vise à relier ressuage et formulation. Les méthodes de mesure que nous proposons ici, bien qu'extrêmement simples, semblent un peu plus précises.

III.1.1. Mesure par tracé de sillons

Le protocole que nous avons utilisé à l'ESEM est détaillé en **annexe B**. Le choix fait est de prélever tout bonnement l'eau, sans toucher au moule, dans des sillons préalablement tracés sur la surface du béton. Ces sillons ont une profondeur plus faible à mesure qu'on se rapproche des bords de l'éprouvette (voir figure III.1).

Cas des diamètres < 80 mm Cas des diamètres > 80 mm

Figure III.1 : Schéma descriptif des sillons

Ainsi, l'eau ressuante, est drainée par ces sillons vers le centre du moule ou elle peut être prélevée toutes les 5 à 30 minutes suivant le type de données voulues.

Figure III.2 : photo du dispositif utilisé sans plaque

L'eau prélevée est pesée, en même temps qu'est relevée la masse totale du moule (figure III.3). Celui-ci étant placé sur une balance pendant tout l'essai. L'évolution dans le temps de la somme des deux masses donne la quantité d'eau évaporée ce qui permet, après linéarisation, une correction de la mesure. La partie II.1.3 détaille la méthode de dépouillement utilisée.

Figure III.3: Schéma de la méthode par double pesée

A ce protocole de base, peuvent être apportées différentes améliorations détaillées ci-dessous. Seul le premier point n'a pu être pris en compte pour les essais réalisés. On notera que des essais de ressuage ont étés conduits au LCPC (cf. chapitre V) avec ce même protocole et ont donné satisfaction.

1 - réalisation de l'essai dans un environnement régulé en température et hygrométrie. Une température constante de 20°C est conseillée. En effet, la mesure est influencée par l'évaporation mais aussi par la température extérieure (voir partie III.3.2) ;

2 - interposition d'un tapis en mousse entre la balance et le moule pour limiter l'influence des vibrations extérieures ;

3 - utilisation d'une balance précise au centième de gramme pour la mesure du bécher d'eau ressuée. Une balance précise au dixième suffit pour le moule ;

4 - pose d'une plaque en caoutchouc sur le moule entre chaque prélèvement pour limiter quelque peu l'évaporation. Celle-ci se réduit alors environ au tiers. Dans ce cas, en début d'essai, on ne remplira pas complètement le moule afin d'éviter que la plaque soit en contact avec l'eau de ressuage. D'autre part, on notera que si la plaque est plus froide que le béton, un phénomène de condensation sous la plaque fait apparaître des gouttelettes d'eau.

5 - réalisation de trois essais en même temps sur la même gâchée de béton dans trois hauteurs différentes de moules pour identifier l'occurrence éventuelle d'une localisation. L'absence de localisation est validée si les trois essais donnent la même vitesse initiale de ressuage (cf chapitre V).

Cette méthode très simple et peu coûteuse n'est cependant pas exempte de défauts. En effet, le tracé de sillons dans un coulis ou mortier très fluide est difficile, les sillons ayant tendance à se refermer. Dans ce cas, on peut s'y reprendre à 2 ou 3 fois dans le temps pour les tracer en profitant du raidissement progressif du matériau. D'un autre côté, les gravillons d'un béton ferme gênent ce tracé en s'opposant au passage de l'outil à rainurer. Lors de ce tracé, on sera obligé d'ôter les gravillons des rainures ce qui peut causer la création d'un point bas autre que le centre de l'éprouvette. Dans tous les cas, le tracé de sillons devra être terminé dans les 10 minutes après démarrage de l'essai. Ces sillons ne seront plus retouchés par la suite.

Figure III.4 : photo du dispositif utilisé sans plaque

Cette méthode possède tout de même une répétabilité acceptable (voir figure suivante) puisque l'écart quadratique moyen sur V_{IR} est de 5,1 %.

Figure III.5: mesures comparées du ressuage d'un mortier à base de filler calcaire (formule M48) par la présente méthode. Moule : diamètre 9,4 cm, hauteur 17 cm

III.1.2. Mesure au télémètre laser

L'idée de cette méthode est de profiter des progrès récents des capteurs de déplacement sans contact de plus en plus utilisés dans le domaine du génie civil. La proposition est d'utiliser ici, un télémètre laser. Bien entendu, ce ne sera plus la hauteur d'eau ressuée qui sera mesuré mais le tassement du squelette granulaire. L'inconvénient majeur du protocole précédent est le tracé des sillons, peu aisés à réaliser dans le cas de bétons très fluides. Dans cette nouvelle méthode, comme dans les études de **Powers** et de **Khayat**, nous disposons à la surface du béton frais un flotteur dont nous mesurons l'enfoncement.

L'utilisation d'un capteur de déplacement sans contact est donc indispensable. **Powers** utilisait une méthode visuelle, ce qui obligeait la présence d'un technicien tout au long de l'essai. De manière à éviter cette présence et à multiplier par 10 (environ) la précision de la mesure, nous utiliserons un télémètre laser (la précision d'un tel dispositif correspond à une incertitude inférieure à 10 μm !).

Une source laser est placée au-dessus de l'échantillon, dirigée vers le flotteur. Cette source émet un faisceau de 100 Hz de fréquence (30 nm de longueur d'onde). Après réflexion sur le flotteur, ce faisceau est capté pour être analysé. Connaissant le retard de phase obtenu, on en déduit la position du flotteur. La précision obtenue est alors meilleure que 10 μm (en fait, le micron peut être affiché) alors que la course de ce capteur est légèrement supérieure à 20 mm.

Figure III.6 : Dispositif de mesure avec télémètre laser

Le capteur doit être couplé à un système d'acquisition de mesure, permettant soit une lecture visuelle du tassement, soit une impression sur table traçante en cours d'essai, soit enfin une acquisition informatique. Dans le cas d'un choix d'acquisition informatique, le calcul de la vitesse de ressuage pourrait alors se faire automatiquement.

Pour des raisons économiques et pratiques, un seul essai a été conduit dans la thèse. Les remarques que l'on peut formuler concernant l'essai sont les suivantes :

- la méthode est effectivement très pratique ;
- l'eau de ressuage ne doit pas être traversée par le laser car pas assez limpide ;
- la surface visée par le laser peut être très réduite (moins de 1 cm^2) ;
- la méthode, en elle-même est certainement très répétable. Tout le problème est ramené au flotteur. Celui-ci a, en effet, une mise en place qui semble délicate. Suivant les cas, il a tendance à s'enfoncer ou à remonter en cours d'essai. Une conception fine du flotteur est indispensable ;
- la méthode est extrêmement sensible à toutes vibrations extérieures ;

Malheureusement, nous n'avons pas pu faire un usage intensif de cette méthode, pour des questions de coût de l'appareillage.

III.1.3 : Dépouillement des essais :

Le premier protocole d'essai qui est proposé est celui qui a servi à l'obtention de toutes les courbes de ressuage obtenues au cours de cette thèse. Le système par double pesée permet la correction de la mesure vis-à-vis de l'évaporation. La méthode choisie est la suivante :

On trace la somme des deux masses (bécher et moule) en fonction du temps (figure III.7). La courbe obtenue est assez linéaire en moyenne. Par la méthode des moindres carrés, on en détermine la pente moyenne exprimée en gramme par minute. Pour cet exemple de l'essai conduit avec la formule M4 dans un moule de 17 cm de hauteur, l'évaporation ainsi mesurée vaut – 4,7 $mg.min^{-1}$.

La connaissance de cette vitesse d'évaporation permet alors aisément la correction de la mesure de quantité d'eau ressuée en fonction du temps. A la mesure massique du bécher (plus précise que celle du moule), on ajoute l'estimation de la masse d'eau l'évaporée. Dans le cas de réalisation simultanée de trois essais avec trois moules et trois béchers de diamètres identiques, l'évaporation mesurée sur l'un d'eux par la double pesée peut être reportée aux deux autres essais avec une erreur négligeable.

Figure III.7 : Exemple de courbe d'évaporation :
somme des masses du moule et du bécher versus temps

Le tracé de la courbe de ressuage ne pose aucun problème. La courbe obtenue est assez « cursive », les points expérimentaux ne varient que peu autour de la courbe moyenne. Ceci indique que la mesure est assez précise et permet alors le tracé de la courbe de vitesse du ressuage (figure II.9).

Figure III.8 : Courbe classique de ressuage
Formule M4 dans un moule de hauteur 17 cm

La vitesse de ressuage est la dérivée temporelle de la courbe précédemment obtenue. Le calcul des points de cette courbe est assez aisé : on calcule l'augmentation d'eau ressuée entre deux points expérimentaux de ressuage. Il suffit alors de diviser cette augmentation par la durée séparant ces deux points. Ce rapport est ensuite affecté au temps moyen (somme des deux temps expérimentaux sur 2). Pour le tracé de la courbe, nous ajoutons par habitude à l'ensemble des points calculés, le point 0 ; 0. Un exemple de tracé obtenu est proposé en figure III.9. La forte augmentation de vitesse aux premiers instants correspond à un passage de 0 (pour t = 0 – epsilon) à V_{IR}. Ce passage ne peut, en effet, s'effectuer dans le cas réel en un temps infinitésimal. L'augmentation constitue donc un artefact dont nous ne tiendrons pas compte.

Figure III.9 : Courbe classique d'évolution temporelle de la vitesse de ressuage
Formule M4, Hauteur du moule 17 cm
(cas d'une bonne qualité de prélèvement)

L'introduction de cette courbe dérivée amène plusieurs commentaires :

Premièrement, la dispersion des points expérimentaux autour de la courbe lissée dépend du technicien réalisant l'essai. Un technicien ayant déjà pratiqué obtiendra une courbe ressemblant à celle tracée en figure III.9. S'il manque un peu d'expérience, la courbe moyenne sera la même, mais les points seront distribués autour (exemple de la figure III.10). En fait, ce qui fait la qualité du prélèvement c'est la manière utilisée qui doit toujours être rigoureusement identique.

Les conseils que l'on pourrait donner sont les suivants :

- Ne pas chercher à prélever une quantité trop faible mais espacer les prélèvements

- Ne prélever que l'eau au centre de l'échantillon et jamais celle qui se trouverait « en flaque » à coté du centre

- Prélever l'eau (si possible) en une seule fois. Ne pas chercher à récupérer une quantité infime restée dans le creux central.

Figure III.10 : Courbe d'évolution temporelle de la vitesse de ressuage
(cas d'une qualité du prélèvement moindre)
(Le matériau testé est différent de celui de la figure III.9)

La courbe de vitesse de ressuage nouvellement introduite fait apparaître deux régions :

- la première région, où la vitesse augmente de 0 (!) à sa valeur maximale, est toujours très courte (moins de 10 min). Vu les faibles vitesses de fluide en jeu, on exclut une origine cinétique à un tel retard. Il pourrait plutôt s'agir d'une saturation de surface car ce phénomène ne se rencontre que dans le cas d'une mesure par prélèvement d'eau. Autrement dit, Il faut une quantité minimale d'eau ressuée pour pouvoir la prélever. La durée de cette région dépend essentiellement de la pente d'écoulement donnée aux sillons. Plus la pente est faible, plus longue est cette durée.

- une seconde région où la vitesse décroît plus ou moins lentement pour tendre vers zéro.

Muni de cette courbe de vitesse, on peut définir alors la **V**itesse **I**nitiale de **R**essuage (V_{IR}) comme la valeur maximale de cette courbe. En effet, la première région est un artefact causé par la présence de sillons. Dans le cas d'utilisation d'un autre protocole expérimental, cet artefact n'apparaît pas (figure II.1). Cela dit, ça ne réduit pas l'intérêt de la méthode. Comme l'artefact est court, son influence est peu importante. Dans l'exemple de la figure III.9, la vitesse initiale de ressuage est ainsi estimée à 0,044 $mm.min^{-1}$. Dans l'exemple de la figure III.10, $V_{IR} = 0{,}02$ $mm.min^{-1}$

Comme l'a montré l'analyse bibliographique, la vitesse de ressuage est corrélée à la perméabilité du matériau. Un appareillage spécifique est ainsi proposé.

II.2. Mesure expérimentale de la perméabilité et de la compressibilité d'un béton

Les essais en laboratoire sont censés représenter l'écoulement du liquide in situ. L'échantillon de matériau prélevé doit par conséquent être représentatif, notamment en terme de compacité. Par analogie avec l'étude de la perméabilité d'un sol, un essai en laboratoire ne peut prendre en compte l'effet de défauts locaux du sol (failles, lentilles argileuses, …). De même, les hétérogénéités locales du béton seront ignorées. Prenons l'exemple de torons de précontrainte non gainés, verticaux ou inclinés. La perméabilité et donc le ressuage du coulis d'injection sera facilité par ce drain involontaire.

Tous les dispositifs de mesures de perméabilité existants se basent sur la loi de **Darcy** exprimant la vitesse de percolation du fluide entre deux points en fonction de la différence de charge hydraulique imposée. La mesure se fait habituellement sur des échantillons de sols mais peut tout aussi bien se pratiquer sur des échantillons de béton, mortier ou coulis.

L'idée générale est donc de mesurer à la fois le débit et la perte de charge du matériau. Les protocoles expérimentaux associés sont généralement très simples. Deux principes se dégagent : les perméamètres à charge variable et ceux à charge constante. Un exemple d'essai à charge constante est proposé ci-dessous :

Figure III.11 : Schéma d'un perméamètre - type

Hélas ce type de perméamètre conduit souvent à des problèmes de répétabilité de la mesure. D'où pourraient provenir ces problèmes ? Une hypothèse avancée est que l'écoulement peut, dans certains cas, ne pas être homogène dans la section. Le schéma suivant montre une section de béton ayant présenté une localisation de l'écoulement.

Au début de ce rapport, nous nous sommes restreints à l'étude du ressuage homogène, non localisé. Pour être cohérent, l'essai de perméabilité ne doit pas entraîner ce type de phénomène. Afin de limiter le risque d'apparition de localisations, nous choisissons de précompacter le matériau avant mesure de sa perméabilité.

Un dispositif expérimental a été développé dans ce sens au cours de la thèse. Il s'agit d'un perméamètre-oedomètre. L'idée maîtresse de ce dispositif est d'obtenir une courbe de perméabilité en fonction de la compacité du matériau. Le schéma de fonctionnement est présenté ci-contre.

Comme le montre la figure III.13, il s'agit en premier lieu d'un oedomètre. Le matériau testé, uniquement drainé par le haut, est enserré entre deux pierres poreuses protégées par un papier-filtre.

Lorsqu'une pression d'air est appliquée sur la face inférieure du piston coulissant, le matériau subit cette même pression totale. Il s'ensuit un tassement d'ensemble mesurable par le comparateur mécanique.

Plusieurs paliers de compression sont imposés. La valeur de pression correspondant au palier est lue puis corrigée pour tenir compte du frottement du piston. Le frottement estimé correspond à une perte de pression de 0,18 bar. A la stabilisation de chaque palier, on détermine d'une part la compacité (supposée homogène) du matériau. Ce calcul se fait à partir de la donnée de la compacité initiale et du tassement mesuré. D'autre part, à chaque palier, on mesure la perméabilité du matériau. Pour ce faire, le piston a été préalablement percé sur toute sa longueur (figure III.14).

En mesurant d'une part le débit de percolation d'eau et d'autre part la différence de charge imposée ainsi que l'épaisseur de l'échantillon, on en déduit sa perméabilité.

Figure III.15 : Vue générale du dispositif

L'augmentation de pression se traduit par une augmentation de la compacité moyenne du matériau notée Φ et parallèlement à une diminution de sa perméabilité K. Nous avons donc accès pour tout matériau à une loi expérimentale K = f (Φ) sur une plage de compacité limitée par :

- la pression totale imposable au matériau
- la compacité initiale

En fait, le protocole d'essai choisi est le suivant: on insère le matériau dans le moule puis vient l'opération de serrage (par exemple 3 couches damées 12 fois). Après fermeture du couvercle, on précompacte le matériau à 0,5 bars pour limiter les risques de localisation. Ensuite, commencent alors les mesures de tassement et de perméabilité entre chaque palier de pression.

Figure III.16 : Vue générale de l'oedomètre en cours d'essai

Figure III.17 : Vue générale de l'oedomètre vide, capot enlevé. Le volume de l'échantillon est de 0,5 litres (diamètre intérieur = 100 mm ; hauteur initiale = 65 mm)

L'avantage principal de cet essai est d'obtenir pour la même gâchée de matériau une portion de sa courbe K = f (Φ) et d'autre part, une « idée » de la compressibilité de celui-ci. En revanche, ce dispositif ne nous met pas à l'abri de localisations, qui restent possibles lors de la mise en pression du piston. En effet, si l'incrément de pression exercé est trop important, il s'ensuit un déplacement brutal d'eau susceptible de provoquer l'apparition de canaux d'écoulement. Des canaux verticaux ont étés observés sur quelques échantillons de béton. En fait, lors du chargement oedométrique, la contrainte exercée se répercute immédiatement sur l'eau créant une différence de charge importante. C'est probablement lors de ces premiers instants, où le squelette n'est pas encore « préconsolidé », que la localisation risque le plus de se produire.

III.3. Influence des paramètres non intrinsèques au matériau

Plusieurs mini-campagnes expérimentales ont étés menées pour cerner les lois qualitatives d'influence. Certains paramètres, comme les dimensions du coffrage, la température, sont indépendants de la formulation et exerce une influence notable. D'autres, comme la compacité, la surface spécifique, sont complètement intrinsèques à la formulation. Dans un premier temps, nous restreignons l'étude aux paramètres de la première catégorie

III.3.1. Diamètre du moule

Dans certains cas (par exemple si le diamètre du moule est trop faible), le frottement du béton contre les parois du moule devient non négligeable et réduit ainsi le tassement du squelette granulaire. Les essais de **Gelade** sur coulis [Gelage 2002] ont pratiquement tous présenté une scission du matériau en plusieurs parties. L'élancement qu'il a utilisé était de l'ordre de 0,05.

En fait, pour des diamètres fins, les forces de frottement grains / paroi deviennent importantes par rapport au poids du matériau et peuvent conduire à une ou plusieurs scission(s) de celui-ci dans le moule. Chaque partie étant alors séparée par de l'eau de ressuage (figure III.18).

L'eau recueillie en partie haute est ainsi minorée par cet effet.

Figure III.18: ressuage dans un tube mince

Evidemment, déterminer précisément l'élancement limite conduisant à de tels effets est difficile. On pourra proposer tout de même la règle grossière suivante :

$$\frac{D}{H} \geq 0{,}24 \qquad \text{(III.1)}$$

Cette règle nous est suggérée par la modélisation suivante. Considérons une partie de la colonne en béton qui serait en équilibre à l'intérieur du moule. Ce morceau aurait une hauteur maximale M que l'on pourrait calculer de la manière suivante.

La partie de colonne est en équilibre mécanique, ce qui signifie une égalité entre son poids déjaugé et le frottement induit contre la paroi. Cette stricte égalité vient bien du fait que l'on cherche à calculer sa hauteur maximale. En notant ρ_B la masse volumique du béton, le poids déjaugé P est alors :

$$P = (\rho_B - \rho_W).g.\frac{\pi.D^2}{4}.M \qquad \text{(III.2)}$$

Pour une altitude donnée, la pression horizontale exercée par le béton sur le moule est inférieure à la pression verticale. Si l'on place l'origine d'altitude en partie inférieure du morceau de colonne, la résultante des forces de frottement T est inférieure à :

$$T \leq \int_0^M \mu.\rho_B.g.(M - z).\pi.D.dz = \mu.\rho_B.g.\pi.D.\frac{M^2}{2} \qquad \text{(III.3)}$$

Dans cette expression μ désigne le coefficient de frottement béton / paroi. L'égalité des deux termes P et T amène alors à :

$$M = \frac{(\rho_B - \rho_W)}{2.\mu.\rho_B}.D \qquad \text{(III.4)}$$

De manière à éviter que ce type de phénomène se produise, nous devons imposer une hauteur H du moule inférieure à M ce qui revient à :

$$\frac{D}{H} \geq \frac{2.\mu.\rho_B}{(\rho_B - \rho_W)} \qquad \text{(III.5)}$$

Dans le cas d'un frottement acier / béton, le coefficient de frottement diffère peu de 0,07 [Djelal et *al.* 2001]. La masse volumique d'un béton $\boldsymbol{\rho_B}$ avoisine généralement 2400 $kg.m^{-3}$. L'application numérique amène au résultat (III.1).

De manière à vérifier expérimentalement le bien fondé de l'équation III.1 proposée, le ressuage d'un mortier 0/4 à 360 kg de ciment par m^3 (formule M44) a été mesuré dans quatre moules de même hauteur mais de diamètres différents. L'air occlus fut trouvé égal à 6 %, pour un temps de malaxage de 2'30 dans un malaxeur vertical. Les quatre essais proviennent de la même gâchée. La hauteur de tous les moules est de 17 cm. Les résultats apparaissent à la figure III.19.

Figure III.19 : ressuage versus temps pour les différents diamètres
(Mortier M44 – hauteur 17 cm)

Tableau III.1 : Résultats des essais

Diamètre [mm]	37	74	94	155
Surface [cm^2]	11	43	69	189
Elancement [/]	**0,22**	**0,44**	**0,55**	**0,91**
Vitesse [10^{-5} $m.min^{-1}$]	0,85	1,3	1,2	1,08
Amplitude [mm]	0,87	1,07	1,2	1,15

Compte tenu de l'incertitude tant sur la mesure de vitesse que sur celle de l'amplitude, seul l'essai sur petit diamètre s'écarte significativement du lot. Les trois autres essais sont identiques pour les deux paramètres de ressuage. L'essai sur grand diamètre accuse un retard un peu plus important à cause de la formation de flaques. On doit alors attendre le débordement de ces flaques pour que l'eau ressuée suive les sillons jusqu'au point de prélèvement. Un tracé des sillons « plus ramifié » aurait donné meilleure satisfaction.

Dans ces essais, aucune localisation n'est observée. Dans le cas présent, l'élancement critique est certainement compris entre 0,22 et 0,44 ce qui est compatible avec la proposition (III.1). Pour information, les courbes de vitesse de ressuage des quatre essais sont données dans la figure III.20.

Comme il ne s'agit pas d'un objectif majeur de la thèse, nous en resterons là. Cela dit, il serait souhaitable de connaître plus précisément le coefficient de frottement. Il est en effet possible que la valeur limite de 0,24 proposée diffère de façon non négligeable d'un béton à l'autre.

Figure III.20 : vitesse de ressuage correspondant aux 4 diamètres
Formule M44, hauteur du moule = 17cm

III.3.2. Hauteur du moule

D'après **Powers** [Powers 1968], la hauteur du moule ne devrait pas avoir d'influence sur la vitesse de ressuage. En revanche, concernant l'amplitude finale du phénomène, certaines publications ont montré un effet d'échelle notable. Dans le but de confirmer et/ou d'éclaircir ces points, le ressuage de plusieurs formulations a été mesuré dans des moules de hauteurs différentes. A titre d'exemple la figure suivante montre les courbes de ressuage d'un même mortier (formule M1) coulé dans des moules de différentes hauteurs.

Figure III.21: Courbes de ressuage pour différentes hauteurs initiales *(la dénomination H170 correspond à une hauteur de coulée de 170 mm)* [Josserand & de Larrard 2002]

Les résultats d'essais montrent qu'effectivement dans le cas de ressuage homogène (non localisé), on n'observe pas de variation notable de la vitesse initiale de ressuage avec la hauteur. Ceci est conforme avec ce que prédit la modélisation (voir chap.II.I.4).

En revanche, comme on peut le voir sur la figure III.21, un très net effet d'échelle est observé sur l'amplitude du phénomène. L'amplitude finale du ressuage croît avec la hauteur. La courbe obtenue, présentée en figure III.22 est toujours du même type, à savoir convexe, quel que soit le matériau considéré (coulis, mortiers, bétons adjuvantés ou non). La convexité mesurée de la courbe d'amplitude finale fonction de la hauteur initiale confirme les résultats de la bibliographie. Cet effet d'échelle sera plus longuement étudié dans la partie concernant l'effet vieillissant de la modélisation.

Figure III.22: Amplitude du ressuage versus hauteur initiale
Mortier M1

III.3.3. Température

Expérimentalement, la température joue effectivement un rôle vis-à-vis de la vitesse de ressuage (cf figure II.23). Pour mettre en évidence cette influence, le même mortier M1 est à nouveau réalisé en gâchant les matériaux tièdes avec de l'eau chaude. Après malaxage, la

température du béton a été mesurée à 32°C. La diminution dans le temps de cette température n'a, en revanche, pas été mesurée.

Que la température ait une influence sur la vitesse de ressuage semble logique si on le rapporte à la viscosité de l'eau qui varie aussi avec la température. Les tables de viscosité indiquent, en effet, une variation de près de 35% entre 20 et 30°C. Notons que la vitesse initiale de ressuage est proportionnelle à la perméabilité du matériau qui, elle-même, est inversement proportionnelle à la viscositée de l'eau (cf chapitre II.4.6). Les deux essais conduits à 19°C donnent une vitesse initiale de ressuage environ égale à 0,06 $mm.min^{-1}$. Pour la même température, les tables donnent une viscosité de l'eau de $1,03.10^{-3}$ Pa.s alors qu'à 32°C, la viscosité est de $0,78.10^{-3}$ Pa.s. On s'attend par conséquent à ce que la vitesse initiale de ressuage pour 32°C soit égale à $\frac{1,03}{0,78} * 0,06 = 0,08$ $mm.min^{-1}$ ce que nous obtenons effectivement par l'expérience (figure III.23).

Figure III.23: Evolution de la vitesse de ressuage du mortier M1 pour deux températures et deux hauteurs de moule

La vitesse initiale de ressuage est donc augmentée alors qu'en revanche, l'amplitude expérimentale est diminuée. Cette diminution devient assez importante lorsque le ressuage est long. La figure III.24 montre la modification de l'effet d'échelle avec ce changement de T°. On comprend, à partir de cette courbe que l'effet responsable de la convexité de la courbe dépend de la température du béton. Cette dépendance sera, elle aussi, plus longuement détaillée dans la partie du chapitre IV dédiée à l'étude du vieillissement du matériau.

III.3.4. Malaxage

Le type de malaxeur, mais aussi le temps de malaxage, peuvent avoir une influence sur la valeur de la vitesse ou de l'amplitude du phénomène. Une étude sommaire fut conduite sur le béton B43. Les courbes obtenues figurent en annexe D. Différents protocoles de malaxage furent utilisés :

- une bétonnière de chantier (40 l) comportant une seule vitesse de rotation. Quatre durées totales de malaxage furent testées : 30'' ; 1' ; 3' ; 6'

- un malaxeur vertical planétaire (15 l) comportant deux vitesses de rotation. Les durées totales de malaxage utilisées furent : 45'' ; 2'30''

Dans tous les essais, le volume de béton gâché était de 10 litres. La quantité d'air occlus de chaque essai fut mesurée (voir figure III.25). En revanche, la maniabilité du béton ainsi gâché ne l'a pas été, mais fut appréciée à l'œil : le malaxage au malaxeur planétaire fut semble-t-il, plus efficace puisque le béton ainsi gâché avait une consistance légèrement plus fluide que ceux obtenus avec la bétonnière.

Figure III.25 : Quantité d'air occlus pour les différents protocoles

de malaxage. (béton B43)

Concernant la vitesse de ressuage, seule la durée de malaxage a joué dans notre étude (figure III.26). Bétonnière ou malaxeur, cela ne change rien. Cependant, on notera que l'effet de l'absorption d'eau par les granulats peut masquer les phénomènes en jeu. En effet, pour tous les essais, les granulats sont introduits dans le malaxeur à l'état sec. Aucune préhumidification n'a été effectuée.

Figure III.26 : Vitesse initiale de ressuage pour les différents protocoles
Formule de béton B43

La décroissance obtenue de la vitesse initiale de ressuage avec la durée de malaxage confirme les résultats obtenus par **Soga** [Soga et al. 1986]. En ce qui concerne l'amplitude finale des essais, la différence ne se fait que sur les grandes hauteurs. Peu d'influence est observée sur celles dont la hauteur est faible (figure III.27).

Figure III.27 : Amplitude du ressuage versus hauteur initiale (B43)

Figure III.27 bis : Schéma de l'influence du temps de malaxage

Comme d'habitude, ces courbes sont convexes. L'évolution suit l'allure présentée dans le schéma figure III.27 bis. La modélisation proposée dans le chapitre suivant nous indiquera que l'amplitude finale dépend de deux facteurs :

- un facteur de consolidation ;
- un facteur de vieillissement.

Le second facteur ayant une influence importante qui dépend de la hauteur initiale du moule. Pour les moules de faible hauteur, le vieillissement n'a pas le temps d'intervenir. Pour les moules de grande hauteur, c'est le vieillissement qui à lui seul, stoppe le phénomène.

Dans notre étude sur le temps de malaxage, pour les faibles hauteurs où l'aspect temporel n'intervient pas, on remarque que l'amplitude est indépendante du temps de malaxage. Ceci ne semble pas être contraire à la logique. Par contre, pour les hauteurs plus importantes, la vitesse de ressuage diminuant avec le temps de malaxage (figure III.25), le phénomène sera plus long. Le vieillissement sera donc d'autant plus présent (figure III.26).

Seul l'essai à 45'' de malaxage détonne ce qui semble normal compte tenu du fait que l'essai s'est déroulé au retour des vacances de Noël. Le laboratoire n'ayant pas encore atteint sa température habituelle. Or, il a été montré expérimentalement que plus l'ambiance est froide, plus le ressuage dure et par conséquent, plus l'amplitude finale est grande.

III.3.5. Durée écoulée entre le malaxage et la mesure de ressuage :

En fait, nous savons qu'un vieillissement s'exerce sur l'amplitude du phénomène mais nous ignorons s'il influence aussi la vitesse de ressuage. D'où l'idée de réaliser des mesures de ressuage décalées dans le temps.

Figure III.28 : Dérivée de la courbe de ressuage en fonction du temps d'attente après malaxage (Mortier M12)

La figure III.28 montre le résultat de notre étude réalisée sur la formule M12. Toutes les 20 minutes, un prélèvement de mortier est réalisé pour mesurer son ressuage sur les 60 premières minutes. (Ne disposant que de trois moules identiques, nous sommes obligés d'imposer une rotation de 60 min par moule). Entre chaque prélèvement, l'ouverture de la bétonnière est couverte avec un linge humide.

Sur la figure précédente, une légère diminution de la vitesse avec le temps d'attente est mise en évidence. La vitesse perd près de 25% au bout de deux heures de repos. De manière à savoir si l'évaporation est à l'origine de cette diminution, la même étude a été conduite sur une formule similaire, remplaçant le ciment par du filler calcaire (formule M46). Aucune baisse n'a été observée, la vitesse de ressuage oscille autour d'une valeur constante proche de 0,015 $mm.min^{-1}$ ici (figure III.29).

Figure III.29 : V_{IR} comparées des 2 mortiers avec les temps d'attente

L'évolution physico-chimique du ciment pendant sa phase « dormante » est, par conséquent, à l'origine d'une diminution progressive de la vitesse initiale de ressuage. Cependant, la diminution pour un mortier n'est qu'assez faible et pourra, si on le souhaite, être négligée (une prise en compte est toutefois proposée dans le chapitre IV.4.2). Il est probable que pour un coulis de ciment, cette diminution serait plus importante puisque la surface spécifique des grains du matériau est très supérieure.

III.4. Influence des paramètres de la formulation

Il est bien évident que les divers paramètres de formulation influencent en premier lieu le ressuage. La diversité des bétons, des matériaux utilisés pour leur confection, leurs dosages respectifs font que cette étude ne pourra qu'être partielle.

III.4.1. Rapport masse de gravillon sur masse de sable (G/S)

Afin d'identifier l'influence de cet unique paramètre, quatre bétons ont étés testés (M32, B34, B35, B36). Les dosages en ciment et en eau sont identiques pour ces quatre formulations. Le tableau suivant reprend les formulations ainsi que les résultats obtenus.

Tableau III.2 : Résultats des essais à rapport G/S variable (les dosages sont donnés en kg par m^3 de béton)

Formule	*M32*	*B36*	*B34*	*B35*
G/S	**0**	**0,25**	**0,8**	**1,8**
Ciment	415,2	411,2	413,3	409,1
Eau	249,1	246,7	248,0	245,5
Sable	1546,6	1259,2	904,1	585,0
G 5/12 R	0	75,0	173,6	252,6
G 8/20 SC	0	239,5	549,7	800,8
Air occlus	4,7%	3,7%	1,1%	0,7%
V.I.R. [mm/min]	***0,016***	***0,014***	***0,015***	***0,015***
Maniabilité	Très ferme	Plastique	Très plastique	Très plastique

Le rapport G/S influence évidemment la rhéologie du matériau. En revanche, la vitesse de ressuage, en accord avec la modélisation proposée dans le chapitre IV, reste constante.

La vitesse initiale de ressuage d'un béton est quasiment identique à celle du mortier dont le volume de sable a été augmenté de la valeur du volume de gravillons enlevés. Le coût de l'étude sur un mortier étant inférieur à celui sur un béton, nous trouvons là un premier intérêt à la thèse.

Les informations concernant l'amplitude du ressuage ne sont hélas que partielles et entachées de l'influence de la température variable du laboratoire.

III.4.2. Dosage en eau E

Bien que cela paraisse évident, il convient de vérifier l'augmentation des deux paramètres (vitesse et amplitude) avec le dosage en eau de la formule.

Tableau III.3 : Résultats des essais à quantité d'eau variable (dosages en kg par m^3 de béton)

Formule	*M5*	*M48*	*M6*
Sable 0/2,5	1395,0	1383,8	1371,9
Filler calcaire	516,7	512,5	508,1
Eau	**232,5**	**256,3**	**264,3**
Air occlus	5,8%	4,0%	3,8%
Vitesse de ressuage [mm/min]	**0,0068**	**0,0101**	**0,0120**
Amplitude [mm] pour H = 17 cm	**2,4**	**3**	**3,7**

Figure III.30 : Ressuage comparé des formules M5, M6 et M48 pour H = 17 cm

La tendance logique est confirmée. La figure suivante trace l'évolution expérimentale de la vitesse de ressuage obtenue et la compare à celle donnée par le modèle décrit dans le chapitre IV.3

Figure III.31 : Evolution expérimentale et théorique de la vitesse initiale de ressuage

III.4.3. Dosage en ciment

Le dosage en ciment est un paramètre très sensible. Une faible variation de celui-ci entraîne des conséquences notables. Pour mettre en évidence cet effet, quatre formulations correspondant à quatre dosages en ciment différents sont choisies. L'idéal est de se fixer une teneur en eau constante pour les quatre formules. Hélas, la mise en place des mortiers n'est possible que sous certaines conditions de maniabilité (ni trop fluide, ni trop ferme). De même la mesure du ressuage n'est possible qu'entre deux valeurs limites de teneur en eau (ressuage trop faible pour être mesurable, localisation de l'écoulement). Nous avons, par conséquent choisi d'adapter le dosage en eau des formules pour atténuer les effets du dosage en ciment.

Tableau III.4 : Résultats des essais à E et C variable (dosages en kg par m^3 de béton)

Formule	*C20*	*M21*	*M22*	*M23*
Sable 0/4	0	586,9	1145,7	1564,8
Ciment CEM I 52,5	**1625,1**	**1173,7**	**763,9**	**367,1**
Eau	476,9	392,9	307,3	242,4
Air occlus	2,0%	2,7%	3,3%	6,6%
Vitesse de ressuage [mm/min]	**0,0070**	**0,0120**	**0,0140**	**0,0307**
Amplitude [mm] pour	**n.m.**	**0,7**	**0,6**	**1,0**

H = 17 cm				

Dans la figure III.32, la décroissance de la vitesse initiale du ressuage avec la quantité de ciment est montrée clairement. Notons que l'effet est grandement atténué par l'augmentation volontaire du dosage en eau. Nous profitons de cette figure pour y placer les points résultants du modèle présenté en IV.3. Comme il est signalé à ce chapitre, la prévision aux dosages « courants » est assez bonne même si cette figure ne le montre pas clairement.

Figure III.32 : Evolution expérimentale et théorique
de la vitesse initiale de ressuage

III.4.4. Dosage en adjuvant plastifiant*

A partir de la formule M38, on gâche différents mortiers à dosages en plastifiant croissants. Tous les autres constituants sont par ailleurs maintenus constants. Le plastifiant est toujours introduit dès le départ du malaxage dans l'eau de gâchage. La quantité d'eau ajoutée tient compte de celle d'apport de l'adjuvant. Volontairement, les dosages introduits sont extrêmement massifs de manière à visualiser parfaitement les influences exercées. Les dosages habituels de la profession pour cet adjuvant avoisinent plutôt **0,3%**. Le tableau suivant récapitule les moyennes des mesures faites :

Tableau III.5 : Résultats des essais à dosage en SIKA 22S variable (les dosages sont exprimés en pourcentage de la quantité de ciment)

Adj. [%C]	0%	0,71%	1,1%	1,43%	2,86%	6%
Air occlus	5,5%	6,5%	7%	7%	7%	9%
Vitesse expérimentale [10^{-5} m.min^{-1}]	1,35	1,28	0,78	0,61	0,27	0

Les valeurs reportées dans le tableau II.5 montrent un léger entraînement d'air par l'adjuvant (lignosulfonate). Dans la plage des dosages couramment utilisés pour ce produit (moins de 0,5% du dosage en ciment), **cet adjuvant n'a aucun effet sur la vitesse de ressuage** (voir figure III.33). En revanche, un fort surdosage réduit cette vitesse jusqu'à l'annuler (figure III.34).

Figure III.33 : Evolution expérimentale de la vitesse initiale de ressuage
En fonction de l'adjuvantation en plastifiant SIKA 22S (échelle des abscisses réduite)

Figure III.34 : Evolution expérimentale de la vitesse initiale de ressuage
En fonction de l'adjuvantation en plastifiant SIKA 22S (pleine échelle)
(pour tous les points, le dosage en eau des formulations est constant)

L'explication de la chute de la vitesse initiale pour les surdosages en SIKA 22S peut provenir en partie de la consistance du produit : L'adjuvant a une viscosité supérieure à celle de l'eau (voir tableau III.6). En revanche, le volume d'air entraîné ne semble pas suffisant pour expliquer une telle diminution.

En ce qui concerne l'amplitude du phénomène, la tendance est une légère augmentation (aux dosages « courants ») surtout visible pour les grandes hauteurs (figure III.35). Pour les forts surdosages, l'amplitude redescend à des valeurs très faibles.

Figure III.35 : Amplitude versus pourcentage d'adjuvant pour 3 hauteurs différentes de moules

Tableau III.6 : Temps d'écoulement d'1 litre de liquide au cône de Marsh (muni d'un ajutage de 4,76 mm)

Nature du liquide	Eau	Eau	Sika 22S	Optima 100	Chrysotard	Mélange 50% eau + 50% optima 100
Température	17 °C	32 °C	18°C	18°C	18°C	18°C
Temps d'écoulement [s]	33	29,5	49,5	54,5	29,1	38,4

L'adjonction de l'adjuvant augmente la compacité virtuelle (au sens du modèle de **de Larrard** [de Larrard 1998]). Ceci augmente la compressibilité du squelette granulaire (voir partie IV.4.). Pour de faibles dosages, la vitesse reste inchangée. Il est donc logique de voir croître l'amplitude. Pour des dosages plus élevés (ici 0,8% de la quantité de ciment), la vitesse est sensiblement plus faible. L'effet vieillissant déjà cité dans la partie III.3.4. prend, par conséquent, davantage d'importance. Cet effet vient alors compenser (voire écraser) celui de l'augmentation de la compacité virtuelle.

III.4.5. Dosage en adjuvant superplastifiant*

La même démarche que celle utilisée pour tester l'effet du plastifiant est reprise ici. La formule de base à laquelle est ajoutée le superplastifiant est toujours la formule M38 (cf. Annexe B). Le principe d'utiliser des dosages courants (environ 1% du poids de ciment) mais aussi des dosages massifs est également repris (voir tableau III.7).

Tableau III.7 : Résultats des essais à dosage en OPTIMA 100 variable (les dosages sont exprimés en pourcentage de la quantité de ciment)

Adj. [%C]	0,00%	0,35%	0,71%	1,43%	2,86%	4,40%	6,00%
Air occlus	5,0%	6,4%	6,6%	7 %	5,1%	5,7%	3,2%
Vitesse expérimentale [10^{-5} m.min^{-1}]	1,35	1,3	0,99	0,83	0,72	0,32	0,42

Tout comme le plastifiant, les résultats montrent un léger entraînement d'air pour des dosages « courants ». Pour des forts dosages, la fluidité du mortier devient telle que l'air arrive tout de même à s'évacuer gravitairement.

Plusieurs essais ont présenté une localisation du ressuage dans l'éprouvette de 51 cm de hauteur. La figure II.36 présente l'ensemble des résultats d'essai. On voit dans cette figure que pour des dosages courants en superplastifiant (environ 1% du poids de ciment), on observe une réduction de la vitesse de ressuage. Un agrandissement de la première partie de la courbe est proposé en figure II.37. La vitesse de ressuage est réduite de près de 40 % par cet adjuvant (toujours à dosage en eau totale constante).

Figure III.36 : Vitesse initiale du ressuage versus pourcentage total d'OPTIMA 100 (pleine échelle)

*** Avertissement : ce paragraphe présente les résultats obtenus avec l'OPTIMA 100 de CHRYSO**. Cet adjuvant (polymère à base de phosphonates modifiés) ne peut représenter à lui-seul l'ensemble de la gamme des superplastifiants utilisés. La fiche technique fournie par l'entreprise est insérée dans l'annexe A.

Figure III.37 : Vitesse initiale du ressuage versus pourcentage total d'OPTIMA 100 (agrandissement)

En conclusion,

- A dosage en eau constant **cet adjuvant réduit légèrement le ressuage homogène mais augmente le risque de localisation**. Si localisation il y a, la vitesse de ressuage est alors considérablement augmentée. Peut être ce phénomène est-il à l'origine de l'idée répandue selon laquelle l'ajout de superplastifiant augmente le ressuage.

- A consistance du béton constante, on peut s'attendre à une réduction du ressuage homogène.

III.4.6. Retardateur de prise *

La formule de base à laquelle on ajoute des dosages croissants en retardateur (le Chrysotard ce) est la formule M9. Trois dosages ont étés utilisés : 1,5 %, 3 % et 5 % du poids de ciment. La formule M3 correspond à celle contenant 5 % de retardateur. Les courbes de vitesse de ressuage obtenues sont données en figure III.38.

Figure III.38 : Ressuage et vitesse de ressuage du mortier M9
avec différents dosages en retardateur (H = 17 cm)

Les courbes obtenues nous amènent à formuler plusieurs remarques :

- l'utilisation de ce retardateur amène une réduction de la vitesse initiale de ressuage de près de 25 %. Nous noterons à cette occasion que les données reportées dans le tableau III.6 indiquent pourtant que cet adjuvant est moins visqueux que l'eau ! ;

- à partir d'un certain dosage critique (ici inférieur à 1,5 % du poids de ciment), un surdosage n'a aucun effet sur le ressuage ;

- l'amplitude est très légèrement augmentée (pour une hauteur initiale du moule égale à 17 cm) ;

- la durée totale du ressuage est augmentée. Ceci pourrait être explicable par la réduction de la cinétique d'hydratation du ciment.

III.5. Essais oedométriques – Corrélation avec le ressuage

Certaines formules dont le ressuage a été mesuré ont aussi été testées dans l'oedomètre développé au cours de cette thèse. C'est le cas des formules M1 à M7. L'oedomètre présenté dans la seconde partie de ce chapitre permet d'obtenir :

- une courbe de perméabilité en fonction de la compacité du matériau

- une courbe de « compacité stable » en fonction de la contrainte effective imposée

III.5.1. Résultats des essais de perméabilité :

Dans un diagramme semi-logarithmique, il apparaît que l'évolution de la perméabilité avec la compacité est assez linéaire. En fait, comme la plage de compacité balayée est relativement faible, il est tout à fait normal de tomber sur ce type de relation. Une courbure de courbe ne s'apprécie que sur une plage de compacité beaucoup plus large. La figure III.39 reprend les données obtenues avec les mortiers M1,M2 et M3.

Figure III.39 : Perméabilité versus compacité des mortiers M1, M2 et M3.
Les points « pleins » correspondent à des essais avec l'oedomètre-perméamètre, alors que

les points à fonds blanc correspondent à des essais indirects par ressuage.

L'équation II.21 relie vitesse initiale de ressuage et perméabilité. La mesure de la vitesse de ressuage permet d'obtenir une estimation de la perméabilité du matériau. Dans la figure III.39, nous avons choisi de reporter aussi les points de perméabilité obtenus par ressuage. Ces points amènent les commentaires suivants

- les compacités des essais menés avec l'oedomètre sont plus importantes que celle du ressuage puisque l'on précompacte le matériau avant la première mesure ;

- les points obtenus par ressuage se placent « dans l'alignement » de ceux obtenus avec l'oedomètre.

La figure suivante reprend les valeurs obtenues avec les mortiers M5 et M6 de filler calcaire où seul le dosage initial en eau est différent. L'alignement des points obtenus par ressuage et par l'oedomètre se confirme.

Figure III.40 : Perméabilité versus compacité des mortiers M5 et M6
Les points « pleins » correspondent à des essais avec l'oedomètre-perméamètre,
les points à fond « blanc » correspondent à des essais indirects par ressuage

Enfin, pour clore provisoirement l'étude, nous avons cherché à connaître l'influence de la floculation. Pour ce faire, nous avons comparé les résultats obtenus avec les mortiers M4 et M7. La formule de M7 est identique à celle de M4 mais contient en plus un superplastifiant (l'OPTIMA 100 de CHRYSO). L'alignement de l'ensemble des points confirme l'indépendance de la vitesse de ressuage signalée dans les paragraphes III.4.4 et III.4.5 avec l'utilisation ou non de ce superplastifiant.

Figure III.41 : Perméabilité versus compacité des mortiers M4 et M7
Les points « pleins » correspondent à des essais avec l'oedomètre-perméamètre
les points « blanc » correspondent à des essais indirects par ressuage.

Nous verrons dans le chapitre IV.3 comment relier la perméabilité aux paramètres du matériau comme par exemple sa compacité. Des différentes études précédentes, **nous concluons à la validité de l'équation II.21** qui relie vitesse de ressuage et perméabilité:

$$V_{IR} = K.\Phi_0.(d_S - 1) \qquad \text{(II.21)}$$

L'essai de perméabilité indirect par ressuage est plus « doux » qu'un essai perméamétrique dans le sens où le gradient de charge imposé est plus faible. Ainsi, grâce à cet essai, nous avons accès à la perméabilité homogène (non localisée) du matériau pour des compacités faibles.

III.5.2. Résultats des essais de compressibilité :

Dans un diagramme semi-logarithmique, on reporte la compacité obtenue pour un temps infini (appelée compacité stable) en fonction de la contrainte effective imposée. L'allure des courbes obtenues, présentées en figure III.42, est, là encore, assez linéaire.

Figure III.42 : Compacité stable versus contrainte effective de différents mortiers (formules M2, M3, M4, M48). Un essai concernant un béton 0/8 gâché au filler calcaire est aussi reporté

L'équation des courbes obtenues est du type :

$$\Phi = \lambda . \ln\left(\frac{\sigma'}{10^5}\right) + \Phi_A \qquad \text{(III.6)}$$

où λ est la pente de la droite de tendance,
et Φ_A est la compacité « stable » sous une pression de 1 bar

Dans le chapitre IV.4, nous détaillerons davantage ces courbes. Elles nous permettront d'obtenir une loi de comportement du squelette granulaire reliant compacité et contrainte effective.

CHAPITRE IV

MODÉLISATION DU RESSUAGE HOMOGÈNE

INTRODUCTION :

De l'analyse bibliographique, on tire les conclusions suivantes concernant le ressuage :

Du fait de la gravité, les grains solides composant la suspension (le béton) sédimentent, obligeant l'eau à percoler verticalement. Cette percolation est réglée en cinétique par la perméabilité du matériau.

Au fur et à mesure du déroulement de cette sédimentation, la compacité du béton augmente quelle que soit la hauteur. On parle alors de consolidation avec l'apparition progressive d'une contrainte effective σ' reprise par le squelette granulaire.

En fait, au moment du coulage, à une altitude donnée, toute la pression du poids du béton situé au-dessus est reprise entièrement par le fluide. Ensuite, cette pression se transfère graduellement au squelette granulaire. Ainsi, à un temps infini, le fluide subit uniquement sa pression hydrostatique, le squelette granulaire reprenant alors le complément (*figure IV.1*) [Clear & Bonner 1988].

à l'instant initial au bout d'un temps infini

Figure IV.1 : Diagramme de pression interne dans le béton pour l'instant initial et final

$\sigma(z)$ étant la pression totale exercée par le poids du béton, u(z), la pression reprise par le fluide. La modélisation précédente peut ainsi se résumer, de façon simplifiée comme suit :

- Le squelette granulaire se modélise par un ressort de souplesse C_S .
- La percolation de l'eau à travers ce solide se modélise par un piston de perméabilité K.

Figure IV.2 :

Dans le cas réel, les bétons contiennent de **l'air occlus** qui demeure après le serrage. De plus, la particularité des bétons est de présenter une **évolution chimique** rapide de ses constituants.

Dans un premier temps, nous allons écrire les différentes équations régissant cette consolidation en ignorant ces deux effets. Par la suite, nous chercherons à estimer, voire à quantifier chacun d'eux.

Enfin, il ne restera qu'à étudier plus finement les lois d'évolution de la perméabilité K et de la compressibilité Cs du squelette granulaire avec les données de la formulation.

IV.1. Etude du ressuage sans effets annexes

IV.1.1. Hypothèses de calcul

Les hypothèses nécessaires à la résolution de ce problème sont les suivantes :

- le ressuage sera considéré comme homogène. On exclut ici tout phénomène de localisation ;

- la séquence de mise en place du béton est ignorée. A l'instant initial, le béton est considéré comme homogène, ayant pour dosage des constituants, ceux de la formulation ;

- le problème sera pris unidimensionnel. On ne traitera ici que le cas du ressuage dans des moules prismatiques ou cylindriques, de génératrices parallèles à l'axe de gravité ;

- le milieu est biphasique. Nous ne tiendrons compte que des fractions volumiques solide et liquide dont la somme fera 100%. C'est l'hypothèse habituelle de saturation qui correspond à l'absence d'air occlus ;

- les constituants (eau et solides) seront jugés incompressibles. L'hypothèse mérite toutefois d'être vérifiée.

Plaçons-nous dans le cas extrêmement défavorable d'une colonne de béton de 10 m de hauteur ; la pression interstitielle en bas de cette colonne, à l'instant du coulage, est d'environ 240 kPa. L'eau subit par conséquent un excès de pression de 140 kPa. La dépressurisation de l'eau lors de l'essai de ressuage entraînera une différence de volume ΔV égale à :

$$V.\beta_w.\Delta p \qquad \text{(IV.1)}$$

Cette formule, dans laquelle β_W est la compressibilité de l'eau, s'écrit aussi : $\frac{\Delta V}{V} = \beta_W.\Delta p$.

Après intégration, le volume occupé par l'eau sera : $V = V_0.e^{-\beta_w.(p-p_0)}$ (IV.2)

La compressibilité de l'eau β_W étant estimée généralement à 5.10^{-10} Pa^{-1}, l'augmentation de volume sera numériquement de 0,07 ‰ en bas de la colonne. Comme le profil de surpression est linéaire, cette augmentation de volume sera par conséquent, la cause d'une apparition d'eau en surface du béton d'environ 0,1 mm suivant la compacité du béton. Cette hauteur d'eau étant très faible, nous choisirons donc de négliger cette compressibilité du liquide.

La compressibilité des constituants solides étant environ 25 fois inférieure à celle de l'eau, nous négligerons de même cet effet.

IV.1.2. Configuration géométrique :

Nous noterons **z** la position d'une particule solide à l'instant **t** et **Z** sa position initiale. **Z** est sa coordonnée Lagrangienne, **z** celle Eulérienne. La vitesse de chute de la particule est alors :

$$v^S = \frac{dz(Z,t)}{dt} \tag{IV.3}$$

On peut aussi introduire la hauteur solide **a** de la particule. C'est la hauteur correspondant à un compactage à 1 des couches inférieures. Ces trois coordonnées sont reliées par :

$$a = \Phi_0 . Z \quad \text{et} \quad da = \Phi_0 . dZ = \Phi . dz \tag{IV.4}$$

où Φ_0 est la compacité initiale. Cette dernière équation traduit l'incompressibilité du milieu solide.

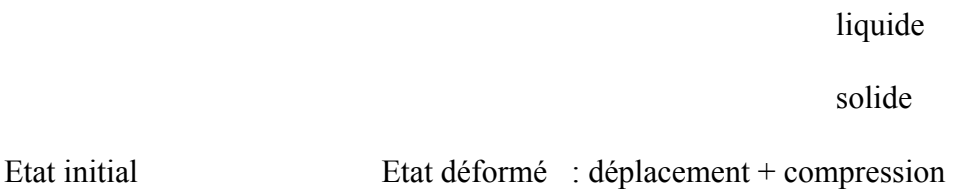


Figure IV.3 : Configuration des paramètres de hauteur

Ouvrons une parenthèse d'ordre mathématique, pour toute fonction F(z(Z,t),t), on a :

$$\frac{\partial F(Z)}{\partial Z} = \frac{\Phi_0}{\Phi} . \frac{\partial F(z)}{\partial z} \quad \text{et} \quad \frac{\partial F(Z)}{\partial t} = \frac{\partial F(z)}{\partial t} + v^S . \frac{\partial F(z)}{\partial z} \tag{IV.5}$$

IV.1.3. Résolution du problème

Par convention, les contraintes de compression seront prises positives. L'équilibre mécanique d'une couche de béton s'écrit alors :

$$\sigma(z + \Delta z, t) - \sigma(z,t) + \Delta z . [\Phi . \gamma_S + (1 - \Phi) . \gamma_W] = 0 \tag{IV.6}$$

d'où $$\frac{d\sigma}{dz} + \Phi.\gamma_S + (1-\Phi).\gamma_W = 0 \qquad \text{(IV.7)}$$

La conservation d'un milieu de masse volumique ρ en écoulement s'écrit :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + div(\rho.v) = 0 \text{ quel que soit t.} \qquad \text{(IV.8)}$$

Dans notre cas, pour la phase liquide, cette relation s'écrit :

$$\frac{\partial(1-\Phi)}{\partial t} + \frac{\partial\left[(1-\Phi).v^W\right]}{\partial z} = 0 \qquad \text{(IV.9)}$$

Certaines publications oublient la relation de conservation de la phase solide. Cette relation, sous les judicieux conseils de **Coussy** et **Eymard** [communication privée] s'écrit :

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} + \frac{\partial\left(\Phi.v^S\right)}{\partial z} = 0 \quad \text{c'est à dire} \quad \frac{\partial \Phi}{\partial t} + v^S.\frac{\partial \Phi}{\partial z} + \Phi.\frac{\partial v^S}{\partial z} = 0 \qquad \text{(IV.10)}$$

Le débit de percolation du fluide s'exprime alors par la loi de **Darcy** reliant ce débit au gradient de charge imposé. A l'instant t, la charge hydraulique s'écrit :

$$h(z,t) = \frac{U}{\gamma_W} + z \qquad \text{(IV.11)}$$

D'où $$(1-\Phi).\left(v^W - v^S\right) = -K.grad(h) = -K.\left[\frac{1}{\gamma_W}\frac{\partial U}{\partial z} + 1\right] \qquad \text{(IV.12)}$$

Il ne reste plus qu'à donner la relation de **Terzaghi** exprimant la contrainte effective exercée sur le squelette granulaire. Dans cette expression, $\sigma'(\Phi)$ constitue la loi de comportement du squelette granulaire.

$$\sigma'(\Phi) = \sigma - U \qquad \text{(IV.13)}$$

Les équations (IV.9) et (IV.10) peuvent se simplifier en : $(1-\Phi).v^W + \Phi.v^S = cste$

Au bas de la colonne de béton, les vitesses des deux phases sont nulles. Par conséquent,

$$(1-\Phi).(v^W - v^S) = -v^S \qquad \text{(IV.14)}$$

Cette dernière relation donne avec (IV.7), (IV.12) et (IV.13) :

$$v^S = -K.\Phi.(d_S - 1) - \frac{K}{\gamma_W}.\frac{\partial \sigma'}{\partial z} \qquad \text{(IV.15)}$$

L'expression de la vitesse de chute des grains fait intervenir 2 parties. L'une, $K.\Phi.(d_S - 1)$ peut être qualifiée de « fonction sédimentation ». Cette sédimentation se faisant à vitesse constante dans la hauteur et étant « réglée » par la perméabilité du milieu. L'autre, $\frac{K}{\gamma_W}.\frac{\partial \sigma'}{\partial z}$ peut être qualifiée de « fonction compressibilité ». Cette dernière fonction peut aussi s'écrire $\frac{K}{\gamma_W}.\frac{\partial \sigma'}{\partial \Phi}.\frac{\partial \Phi}{\partial z}$ en faisant intervenir la loi de comportement du squelette granulaire.

(IV.10) et (IV.15) donnent alors :

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial z}\left[K.\Phi^2.(d_S - 1) + \frac{K.\Phi}{\gamma_W}.\frac{\partial \sigma'}{\partial \Phi}.\frac{\partial \Phi}{\partial z} \right] = 0 \qquad \text{(IV.16)}$$

Notons enfin $\frac{1}{C_S} = \frac{\partial \sigma'}{\partial \Phi}$ la dérivée de la loi de comportement. C_S est en quelque sorte la souplesse du squelette granulaire pris comme un ressort.

Une écriture plus commode pour l'intégration de l'équation (IV.16) peut se faire en utilisant soit la variable Lagrangienne Z, soit la hauteur solide a.

En variable Lagrangienne, la seconde équation (IV.10) s'écrit (en tenant compte de la remarque formulée par l'équation IV.5) :

$$\frac{\partial \Phi(Z)}{\partial t} + \Phi.\frac{\partial v^S}{\partial z} = \frac{\partial \Phi(Z)}{\partial t} + \frac{\Phi^2}{\Phi_0}.\frac{\partial v^S}{\partial Z} = 0 \qquad \text{(IV.17)}$$

Avec (IV.15) nous obtenons alors

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} - \frac{\Phi^2}{\Phi_0}\frac{\partial}{\partial Z}\left[K.\Phi.(d_S - 1) + \frac{K.\Phi}{\gamma_W.C_S.\Phi_0}.\frac{\partial \Phi}{\partial Z}\right] = 0 \qquad \text{(IV.18)}$$

que l'on peut aussi écrire sous la forme

$$\frac{\partial \frac{1}{\Phi}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial Z}\left[\frac{K.\Phi.(d_S - 1)}{\Phi_0} + \frac{K.\Phi}{\gamma_W.C_S.\Phi_0^2}.\frac{\partial \Phi}{\partial Z}\right] = 0 \qquad \text{(IV.19)}$$

ou bien encore en variable solide

$$\frac{\partial \frac{1}{\Phi}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial a}\left[K.\Phi.(d_S - 1) + \frac{K.\Phi}{\gamma_W.C_S}.\frac{\partial \Phi}{\partial a}\right] = 0 \qquad \text{(IV.20)}$$

En résumé :

- $\frac{\partial \Phi}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial z}\left[K.\Phi^2.(d_S - 1) + \frac{K.\Phi}{\gamma_W.C_S}.\frac{\partial \Phi}{\partial z}\right] = 0$ (IV.16)
- $\frac{\partial \frac{1}{\Phi}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial Z}\left[\frac{K.\Phi.(d_S - 1)}{\Phi_0} + \frac{K.\Phi}{\gamma_W.C_S.\Phi_0^2}.\frac{\partial \Phi}{\partial Z}\right] = 0$ (IV.19)
- $\frac{\partial \frac{1}{\Phi}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial a}\left[K.\Phi.(d_S - 1) + \frac{K.\Phi}{\gamma_W.C_S}.\frac{\partial \Phi}{\partial a}\right] = 0$ (IV.20)

$\Phi(a,t)$ doit vérifier à tout moment la relation (IV.20). Tout le problème se réduit à la résolution de cette équation implicite à deux variables a et t.

IV.1.4. Vitesse initiale de ressuage (V_{IR})

L'équation (IV.15) écrite en Z = H représente effectivement l'opposé de la dérivée de la courbe de ressuage habituelle. Cette dérivée, à l'instant initial, est égale à :

$$v^S\Big|_{\substack{t=0\\Z=H}} = V_{IR} = -K(\Phi_0).\Phi_0.(d_S - 1) - \frac{K(\Phi_0)}{\gamma_W.C_S}.\frac{\partial \Phi}{\partial z}\Big|_{\substack{t=0\\Z=H}} \qquad \text{(IV.21)}$$

A l'état initial, il n'y a pas de gradient de compacité dans la colonne de béton. Le cas contraire va à l'encontre de l'hypothèse de l'homogénéité du béton frais.

Ainsi, on démontre : $$V_{IR} = K(\Phi_0).\Phi_0.(d_S - 1) \qquad \text{(IV.22)}$$

Cette dernière équation, déjà rencontrée lors de l'analyse bibliographique [Powers 1968], permet soit la prédiction de la vitesse de ressuage si l'on connaît la perméabilité du béton frais, soit la mesure de cette perméabilité par l'intermédiaire d'un essai de ressuage. Cette étude aboutit ainsi à une nouvelle démonstration de l'équation reliant vitesse initiale de ressuage et perméabilité du matériau.

En fait, le véritable intérêt de cette étude est dans la prévision de l'amplitude.

IV.1.5. Amplitude du ressuage

Le ressuage du béton peut être obtenu à tout instant par l'expression suivante :

$$\Delta H(t) = -\int_0^t v^S_{|_{Z=H}}.dt \qquad \text{(IV.23)}$$

Notons qu'à la surface du béton, la compacité n'a aucune raison de changer. Elle reste constante égale à Φ_0 . Il ne reste alors plus qu'à intégrer (IV.15) pour obtenir :

$$\Delta H(t) = V_{IR}.t + \frac{K(\Phi_0)}{\gamma_W.C_S}.\int_0^t \frac{\partial \Phi}{\partial Z}\Big|_{Z=H}.dt \qquad \text{(IV.24)}$$

Cette équation décrit bien la courbe de ressuage. Celle-ci est assez linéaire dans sa première partie car le terme $\frac{\partial \Phi}{\partial Z}\Big|_{Z=H}$ reste nul assez longtemps. En effet, la consolidation démarre par le bas de la colonne. A la fin de la courbe ce terme prend une valeur non nulle, négative

A un temps infini, la dérivée temporelle de l'équation (IV.19) est nulle ce qui permet d'écrire :

$$\Phi.(d_S - 1) + \frac{\Phi}{\gamma_W . C_S(\Phi).\Phi_0} . \frac{\partial \Phi}{\partial Z} = cste \qquad \text{(IV.25)}$$

En fait, comme il n'y a pas de consolidation dans la couche supérieure de la colonne de béton, cette constante est nulle.

Autrement écrit, à la fin du phénomène de ressuage,

$$\frac{\partial \Phi}{\partial Z} = \gamma_W . C_S(\Phi).\Phi_0.(1 - d_S) \qquad \text{(IV.26)}$$

L'évolution de la compacité dans la hauteur de la colonne de béton s'obtient en résolvant cette équation différentielle. La résolution nécessite la connaissance de la fonction compressibilité du squelette granulaire $C_S(\Phi)$. La constante d'intégration s'obtient quant à elle par $\Phi(Z = H) = \Phi_0$.

Dans le cas où C_S est une constante, indépendante de Φ, l'évolution de la compacité finale prend la forme d'une droite en fonction de la hauteur. Cette droite ayant pour équation :

$$\Phi(Z) = \Phi_0 + \gamma_W . C_S . \Phi_0 . (1 - d_S) . (Z - H_0) \qquad \text{(IV.27)}$$

Pour affiner le modèle, on peut prendre une évolution linéaire de C_S en fonction de Φ, l'équation précédente devient alors :

$$\Phi(Z) = \Phi_0 + B.\left(1 - \exp^{-\gamma_W . \frac{C_S(\Phi_0)}{\lambda} . \Phi_0 . (1 - d_S) . (Z - H_0)}\right) \qquad \text{(IV.28)}$$

$$\text{où } C_S(\Phi) = C_S(\Phi_0) - \frac{C_S(\Phi_0)}{\lambda} . (\Phi - \Phi_0) \qquad \text{(IV.29)}$$

Cette dernière relation (IV.29) n'est qu'un développement au premier ordre de la fonction C_S . Le coefficient λ est une constante qui ne dépend que de la formulation du matériau tout comme $C_S(\Phi_0)$.

De manière en enrichir encore davantage la loi de comportement, nous verrons, dans la quatrième partie de ce chapitre (IV.4), que la forme de $C_S(\Phi)$ est plutôt du type exponentiel :

$$C_S(\Phi) = \lambda.10^{-5}.\exp^{\left(\frac{\Phi_C - \Phi}{\lambda}\right)} \qquad \text{(IV.30)}$$

Dans cette forme plus complète, λ est la même constante, Φ_C est une compacité dépendant entre autres de la granulométrie du mélange granulaire. Si elle est obtenue par ajustement d'une courbe expérimentale de ressuage, nous la noterons Φ_B. Si elle est issue du modèle détaillé dans la quatrième partie de ce chapitre, nous noterons effectivement cette compacité Φ_C. Cette notation sera respectée dans toute la suite du mémoire.

On notera que le développement limité au premier ordre de cette fonction $C_S(\Phi)$ ramène bien à (IV.29).

La résolution de l'équation différentielle (IV.26) nécessite alors une étude numérique. La figure suivante reprend, pour le même mortier, l'évolution de la compacité dans la hauteur en fonction de la forme choisie pour C_S .

Une fois l'équation différentielle (IV.26) résolue, nous connaissons le profil de compacité dans la hauteur $\Phi(Z)$ et donc l'amplitude finale du ressuage par :

$$\Delta H_\infty = H_0 - \int_0^{H_0} \frac{\Phi_0}{\Phi}.dZ \qquad \text{(IV.31)}$$

Dans l'exemple de la figure précédente, avec la forme exponentielle choisie pour C_S, l'amplitude du ressuage après calcul vaut 9,2 mm c'est à dire 0,92 % de la hauteur initiale. Analytiquement, avec cette forme exponentielle, l'amplitude finale du phénomène s'écrit alors $\Delta H_\infty = \frac{\lambda}{\Phi_0}.\left[H_0 - \frac{1 - e^{-A.H_0}}{A}\right]$ où $A = \gamma_W.\Phi_0.(d_S - 1).\frac{C_S(\Phi_0)}{\lambda}$.

IV.1.6. Etude numérique explicite en différences finies

IV.1.6.1. Discrétisation de la colonne de béton

Pour résoudre l'équation (IV.20) exprimée en hauteur solide **a**, s'écrivant pour une couche d'épaisseur Δa, nous allons donc discrétiser la hauteur de la colonne de béton en N couches d'épaisseur ΔZ.

A t = 0 : $\Delta Z = \frac{H_0}{N}$

où N est le nombre de couches.

Figure IV.5 : Discrétisation de la hauteur

Nous utilisons le paramétrage en hauteur solide a qui reste constant dans le temps. L'épaisseur solide de chaque couche sera alors :

$$\Delta a = \frac{\Phi_0 . H_0}{N} \qquad \text{(IV.32)}$$

Pour alléger la présentation de la résolution, nous introduisons les notations suivantes :

Soit : $$\Gamma(a,t) = -v^S = \frac{K.\Phi}{\gamma_W . C_S} . \frac{\partial \Phi}{\partial a} + K.\Phi.(d_S - 1), \qquad \text{(IV.33)}$$

$\Phi_{i,j}$, la compacité de la couche i au temps j,

et $\Gamma_{i,j}$, la valeur calculée de Γ pour la couche i au temps j.

IV.1.6.2. Conditions aux limites :

- à t = 0, quelle que soit la hauteur $\Phi_{i,0} = \Phi_0$. Ceci correspond à l'hypothèse d'homogénéité à l'instant initial ;

- à tout moment, la compacité de la couche supérieure reste constante : $\Phi_{N,j} = \Phi_0$. D'après **Loh**, si cette compacité diminuait au cours du temps, ce serait signe de ségrégation [Loh et *al.* 1998] ;

- l'hypothèse d'étanchéité du coffrage amène à considérer la vitesse relative de l'eau nulle en sous face de la couche inférieure : $\Gamma_{1,j} = 0$.

IV.1.6.3. Résolution du problème :

(20) s'écrit alors : $\frac{\partial \Gamma}{\partial a} = -\frac{\partial \frac{1}{\Phi}}{\partial t}$ c'est à dire :

$$\frac{\Gamma_{i+1,j} - \Gamma_{i,j}}{\Delta a} = -\frac{1}{\Delta t}.\left(\frac{1}{\Phi_{i,j+1}} - \frac{1}{\Phi_{i,j}}\right) \qquad \text{(IV.34)}$$

Nous pouvons alors écrire les 2 équations de base pour l'algorithme de calcul :

$$\Phi_{i,j+1} = \frac{1}{\frac{1}{\Phi_{i,j}} - \frac{\Delta t}{\Delta a}.\left(\Gamma_{i+1,j} - \Gamma_{i,j}\right)} \qquad \text{et} \qquad \text{(IV.35)}$$

$$\Gamma_{i,j} = \frac{K.\Phi_{i,j}}{\gamma_W.C_S}.\frac{\left(\Phi_{i,j} - \Phi_{i-1,j}\right)}{\Delta a} + K.\Phi_{i,j}.\left(d_S - 1\right) \qquad \text{(IV.36)}$$

Dans ces deux dernières équation, K et C_S sont toujours des fonctions de Φ. Pour simplifier la résolution numérique, nous prendrons pour K et C_S leur valeur réactualisée :

Dans (IV.32), K devient $K_{ij} = K(\Phi_{ij})$. De même C_S devient $C_{Sij} = C_S(\Phi_{ij})$.

L'algorithme de calcul progresse en temps de la façon suivante : (*figure IV.6*)

	Γ	Φ	Γ	Φ
				c.l.
en gras, les résultats:	o			
pour calculer **x** , on a besoin des x				
pour calculer **o** , on a besoin des o	o	o	**x**	x - **o**
o : calcul de la compacité				x
x : calcul de Γ				
c.l. : conditions aux limites			c.l.	
	t		$t + \Delta t$	

figure IV.6 : exemple de progression du calcul entre 2 pas de temps pour 5 couches

Cette résolution a été réalisée à l'aide du logiciel MATLAB version 5.3. Le programme de calcul est fourni en annexe E1.

IV.1.6.4. Condition de convergence du calcul :

Afin que le calcul converge, le pas de temps Δt utilisé doit être inférieur à un Δt critique. Les cas de non-convergence ont leur origine au second pas de temps du calcul. La non convergence apparaît si :

$$\Gamma_{3,2} - \Gamma_{2,2} \geq \Gamma_{2,2} - \Gamma_{1,2} \qquad \text{(IV.37)}$$

La condition limite inférieure amène $\Gamma_{1,2} = 0$ donc $\Gamma_{2,2} \leq \frac{1}{2}.\Gamma_{3,2}$.

Cela signifie alors que si $\Delta t < \frac{1}{2}.\frac{\gamma_W.C_S(\Phi_0).(\Delta a)^2}{K(\Phi_0).\Phi_0^3}$ (IV.38), la convergence du calcul est assurée. On retrouve ici la condition de stabilité classique des schémas explicites aux différences finies [Patankar 1980 p57].

IV.1.6.5. Exemple de résolution :

L'équation (IV.24) permet d'écrire numériquement la valeur du ressuage à un moment donné :

$$\Delta H(Nt.\Delta t) = K(\Phi_0).\Phi_0.\Delta t.\sum_{j=2}^{Nt}\left(ds - 1 - \frac{\Phi_{N,j} - \Phi_{N-1,j}}{\gamma_W.C_S(\Phi_0).\Delta a}\right) \qquad \text{(IV.39)}$$

Avec les mêmes données que celles utilisée dans la figure IV.4, on trace alors l'évolution du ressuage au cours du temps. La forme choisie pour C_S est la forme exponentielle. La forme d'évolution choisie pour K est par exemple (voir partie III) :

$$K(\Phi) = K(\Phi_0).[1 - b.(\Phi - \Phi_0)] \qquad \text{(IV.40)}$$

Introduire la fonction perméabilité seulement à son premier ordre permet de simplifier grandement l'implantation numérique et n'enlève pratiquement rien à la précision obtenue.

(a) (b)

Figure IV.7 : Evolution numérique du ressuage

Données :
- ds = 2,7
- Φ_C = 0,78
- $C_S(\Phi_0)$ = 1,68.10^{-6} Pa^{-1}
- $K(\Phi_0)$ = 5,46.10^{-7} m.s^{-1}
- Φ_0 = 0,75
- b = 36
- H = 1 m
- λ = 0,011

Le pas de temps utilisé pour ce calcul est de 50 secondes. La colonne de béton a été divisée en 10 tranches.

Muni de cette implantation numérique, nous pouvons extraire de cette résolution, à chaque temps, les courbes d'évolution de la compacité dans la hauteur du moule (figure IV.8). On retrouve alors pour un temps infini, la même forme de $\Phi(Z)$ décrite dans la figure IV.4 avec pour C_S le modèle exponentiel.

Figure IV.8 : Evolution de la compacité **$\Phi(Z,t)$**

La modélisation développée ici confirme les observations expérimentales de **Loh** mettant en évidence le fait que la consolidation débute par les couches inférieures [Loh et *al.* 1998].

IV.1.7. Etude numérique implicite

La méthode de résolution précédente s'avère parfois longue en temps de calcul. Elle nécessite de plus, un ajustement du pas de temps Δt. En effet, un choix trop faible de ce pas entraînera un temps global de calcul long. En revanche, un choix trop important de Δt peut entraîner une divergence du calcul.

La proposition qui est faite ici est d'utiliser une méthode de résolution dite implicite. L'équation (IV.20) s'écrit en fait **$F(\Phi) = 0$** où la fonction **F** constitue l'ensemble du premier membre. Pour trouver la racine d'une telle équation, plusieurs méthodes itératives existent :

- la méthode par dichotomie : non abordée ici car jugée trop lente

- la méthode de Newton : utilisée par **Coussy** et **Eymard** [communications privées]. Celle-ci n'est pas abordée ici car jugée trop compliquée à implanter numériquement

- Enfin, une méthode intermédiaire facile à implanter et jugée la plus rapide des trois.

Le principe de cette méthode est de choisir arbitrairement deux compacités Φ_1 et Φ_2 proches de la racine. Ces deux compacités permettent de définir deux points $(\Phi_1, F(\Phi_1))$ et $(\Phi_2, F(\Phi_2))$.

Figure IV.9 : Schéma explicatif de la méthode de résolution

La courbe représentative de F est alors approximée par la droite passant par les points 1 et 2. Cette droite coupe l'axe des abscisses en Φ_3.

$$\Phi_3 = \frac{F(\Phi_1).\Phi_2 - F(\Phi_2).\Phi_1}{F(\Phi_1) - F(\Phi_2)} \qquad \text{(IV.41)}$$

Si $F(\Phi_3)$ est inférieur à la précision ε recherchée, Φ_3 est élu racine de F. Sinon, on recommence l'interpolation entre cette fois Φ_3 et la compacité Φ_1 ou Φ_2 la plus proche de Φ_3. Dans la pratique, on choisira pour Φ_1 la compacité de la même couche au pas de temps précédent. Φ_2 sera par contre totalement arbitraire.

L'erreur commise par cette méthode peu orthodoxe semble trés faible. En pratique, on n'observe pas de différence entre les courbes obtenues par les méthodes explicite et implicite. Le programme implanté sous MATLAB est lui aussi fourni dans l'annexe E.

IV.1.8. Etude adimensionnelle

Une étude du ressuage sous forme adimensionnelle semble appropriée. En effet, elle générera des courbes maîtresses à partir desquelles, toutes les autres pourront être déduites.

IV.1.8.1. Notations :

Chaque paramètre est rendu adimensionnel. Nous noterons ainsi respectivement ϕ et κ la compacité et la perméabilité réduite :

$$\kappa\left(\frac{\Phi}{\Phi_0}\right)=\kappa(\phi)=\frac{K(\Phi)}{K(\Phi_0)} \qquad \text{(IV.42)}$$

De même, la compressibilité du matériau est adimensionnalisée. **cs** est sa variable réduite.

$$cs\left(\frac{\Phi}{\Phi_0}\right)=cs(\phi)=\frac{C_S(\Phi)}{C_S(\Phi_0)} \qquad \text{(IV.43)}$$

Ces diverses notations permettent de définir le temps caractéristique de la consolidation. Ce temps noté $\mathbf{T_S}$ sera égal à :

$$T_S=\frac{\gamma_W.H^2.C_S(\Phi_0)}{\Phi_0.K(\Phi_0)} \qquad \text{(IV.44)}$$

La définition de ce temps adimensionnel nous permet de réduire temps et vitesses :

$$\varsigma=\frac{Z}{H} \qquad \tau=\frac{t}{T_S} \qquad \upsilon=\frac{v^S.T_S}{H} \qquad \text{(IV.45.46.47)}$$

IV.1.8.2. Résolution du problème :

Avec ces nouvelles notations adimensionnelles, l'équation (IV.10) s'écrit :

$$\frac{\partial\phi}{\partial t}+\phi.\frac{\partial(\phi.\upsilon)}{\partial\zeta}=0 \qquad \text{(IV.48)}$$

Si l'on introduit α, un nouveau paramètre du problème égal à

$$\alpha=\Phi_0.(d_S-1).H.\gamma_W.C_S(\Phi_0), \qquad \text{(IV.49)}$$

(IV.15) se réécrit :

$$\upsilon=-\kappa(\phi).\phi.\alpha-\frac{\kappa(\phi)}{cs(\phi)}.\phi.\frac{\partial\phi}{\partial\varsigma} \qquad \text{(IV.50)}$$

Dans cette dernière équation (IV. 50), on retrouve le premier terme qui est un terme de sédimentation. Le second correspond toujours à un phénomène de consolidation. Reste alors à réécrire l'équation IV.19 pour obtenir l'équation générale suivante :

$$\frac{\partial\frac{1}{\phi}}{\partial\tau}+\frac{\partial}{\partial\zeta}\left(\kappa(\phi).\phi.\alpha+\frac{\kappa(\phi)}{cs(\phi)}.\phi.\frac{\partial\phi}{\partial\varsigma}\right)=0 \qquad \text{(IV.51)}$$

Pour l'instant, nous n'avons pas pris en compte d'effet vieillissant sur la compressibilité du matériau. Par conséquent, l'implantation sous MATLAB de l'algorithme de résolution n'a pas été réalisée. Cela dit, la résolution de cette équation ne semble pas poser de problèmes majeurs. La méthode reste toujours la même.

La définition, entre autre, du temps caractéristique de la consolidation noté T_S améliore effectivement la présentation du modèle et amène un outil supplémentaire comparatif des bétons.

IV.1.9. Etude avec présence d'air occlus

Toute l'étude précédente ignore la présence d'air entraîné lors du malaxage. Bien qu'à la mise en place, on cherche à éliminer la plus grande partie de ce volume d'air, il en reste toujours de 0,5 à 4 % dans le cas de bétons, voire jusqu'à 8 % pour les mortiers. A ce stade de l'étude, on est en droit de ce demander si ce volume d'air a une influence sur le phénomène, comme tendrait à le montrer l'article de **Clear** et **Bonner** [Clear & Bonner 1988]. L'air peut effectivement jouer un rôle de « vase d'expansion ». Certains auteurs comme **Popovics** ont observé que la hauteur d'eau ressuée ne représente que 80 % du tassement des constituants solides. Ceci indiquerait alors obligatoirement la présence d'un constituant compressible.

A l'instant initial, si l'on ne tient pas compte de l'air occlus, la contrainte totale ($\Delta\sigma$) se transmet entièrement à l'eau. Si l'on en tient compte, cette contrainte se transmet à l'eau qui, étant la phase continue, comprime l'air. S'ensuit un tassement d'ensemble qui peut comprimer légèrement le squelette granulaire. Au cours du temps, le ressuage se passe de la même façon qu'en l'absence d'air entraîné, en tenant compte du fait que l'air se décomprime progressivement puisque la pression interstitielle décroît. On résume alors cette modélisation comme suit :

Figure IV.10 : Schéma explicatif de l'influence du volume d'air

Nous noterons que ce schéma rhéologique est simplifié. Il ignore l'influence des plus petites bulles, qui pourraient agir directement sur le squelette granulaire, comme de petits ballons de baudruche. Cependant, la simplicité du modèle proposé permet d'écrire des équations relativement simples, dont la suite dira si elles sont représentatives des phénomènes étudiés.

IV.1.9.1. Hypothèses de calcul :

Les mêmes hypothèses que celles énoncées dans la première partie sont réutilisées. L'hypothèse $\mathcal{H}4$ est modifiée par l'introduction de la fraction volumique gazeuse. L'hypothèse $\mathcal{H}2$ donnant les conditions initiales du système ne tient plus. En effet, à t = 0, les bulles d'air se compriment instantanément en bas de colonne. Ainsi, à l'instant initial, en partie basse, la compacité doit être majorée et le pourcentage d'air minoré.

Finalement, Les hypothèses nécessaires à la résolution de ce problème deviennent :

- le ressuage sera considéré comme homogène. On exclut ici tout phénomène de localisation ;
- la séquence de mise en place du béton est ignorée. A l'instant initial, aucun déplacement vertical d'eau n'a encore eu lieu ;
- le problème sera pris unidimensionnel. On ne traitera ici que le cas du ressuage dans des moules cylindriques parallèles à l'axe vertical ;
- le milieu est triphasique. La somme des fractions volumiques solide, liquide et gazeuse font 100 % ;
- l' eau et les constituants solides seront supposés incompressibles ;
- Les bulles d'air sont insérées dans le squelette granulaire. A une altitude donnée, elles suivent le mouvement des grains solides avec la même vitesse qu'eux. La faible déformabilité des bulles rendra, en effet, difficile leur remontée dans un matériau au repos à squelette granulaire compact comme le béton.

Nous sommes conduits à introduire en plus une loi de comportement du milieu gazeux qui constitue l'hypothèse $\mathcal{H}7$.

- L'air occlus est un gaz parfait. Cette hypothèse simplifie grandement l'étude en négligeant l'effet de la tension superficielle. Cette approximation semble acceptable en l'absence d'entraîneur d'air qui stabilise des bulles de très petites tailles. En notant Ψ la fraction volumique d'air, nous écrirons alors :

$$(p_{atm} + U).\Psi = n.R.T = Cste \qquad \text{(IV.52)}$$

En première approximation, le volume de béton ainsi que la température variant peu,

$$\frac{\Delta U}{p_{atm} + U} + \frac{\Delta \Psi}{\Psi} = 0 \qquad \text{ou encore} \qquad \frac{\Delta U}{\Delta \Psi} = -\frac{p_{atm} + U}{\Psi} \qquad \text{(IV.53)}$$

rapport que l'on peut considérer comme constant pour des pressions interstitielles modérées. La mesure expérimentale de l'air occlus donne alors l'équation suivante, exprimant la loi de comportement des bulles d'air entraînées :

$$\frac{\Delta U}{\Delta \Psi} = -\frac{p_{mesure}}{\Psi_0} = -\frac{1}{Ca} \qquad \text{(IV.54)}$$

En fait, l'équation (IV.53) complète donnerait :

$$\Delta \Psi = -\frac{\Psi.(1-\Psi).\Delta U}{p_{atm} + U + (1-\Psi).\Delta \Psi} \qquad \text{(IV.55)}$$

ce qui nous ramène effectivement à (IV.53) et (IV.54) si l'on considère Ψ petit.

IV.1.9.2. Résolution du problème

L'équilibre mécanique d'une couche de béton d'épaisseur dz donné par l'équation (IV.7) en l'absence d'air entraîné devient dans notre cas :

$$\frac{d\sigma}{dz} + \Phi.\gamma_S + (1-\Phi-\Psi).\gamma_W = 0 \qquad \text{(IV.56)}$$

La relation (IV.13) de **Terzaghi** s'applique toujours, ce qui permet d'écrire :

$$\frac{\partial \sigma'}{\partial z} + \frac{\partial U}{\partial z} - \frac{\partial \sigma}{\partial z} = 0 \qquad \text{(IV.57)}$$

C'est à dire : $$\frac{\partial \sigma'}{\partial \Phi}.\frac{\partial \Phi}{\partial z} + \frac{\partial U}{\partial \Psi}.\frac{\partial \Psi}{\partial z} + \Phi.\gamma_S + (1-\Phi-\Psi).\gamma_W = 0 \qquad \text{(IV.58)}$$

Avec les notations,

$\frac{1}{C_S} = \frac{\partial \sigma'}{\partial \Phi}$ où C_S est la compressibilité (ou plutôt souplesse) du squelette granulaire, et

$\frac{1}{Ca} = -\frac{\partial U}{\partial \Psi}$ où Ca est défini comme la compressibilité de l'air,

on obtient l'équation suivante qui constitue l'équation d'équilibre des trois phases. Toute modification de Ψ aura une incidence sur Φ .

$$\frac{1}{C_S}.\frac{\partial \Phi}{\partial z} - \frac{1}{Ca}.\frac{\partial \Psi}{\partial z} + \Phi.\gamma_S + (1-\Phi-\Psi).\gamma_W = 0 \qquad \text{(IV.59)}$$

L'eau percole verticalement à travers le squelette solide et gazeux. La conservation de la phase liquide s'écrit alors :

$$\frac{\partial(1-\Phi-\Psi)}{\partial t} + \frac{\partial\left[(1-\Phi-\Psi).v^W\right]}{\partial z} = 0 \qquad \text{(IV.60)}$$

De même lorsque l'on écrit la conservation du squelette granulaire (solide + gaz), on obtient :

$$\frac{\partial(\Phi+\Psi)}{\partial t} + \frac{\partial\left[(\Phi+\Psi).v^S\right]}{\partial z} = 0 \qquad \text{(IV.61)}$$

Reste à réécrire la loi de **Darcy** qui devient :

$$(1-\Phi-\Psi).(v^W - v^S) = -K.\left[\frac{1}{\gamma_W}\frac{\partial U}{\partial z} + 1\right] \qquad \text{(IV.62)}$$

La même démarche est réutilisée pour aboutir à l'équation (IV.63) qui corrige (IV.15) :

$$-v^S = K.[\Phi.(d_S - 1) - \Psi] + \frac{K}{\gamma_W}.\frac{\partial \sigma'}{\partial z} \qquad \text{(IV.63)}$$

Finalement, la loi brute décrivant le ressuage s'écrit :

$$\frac{\partial(\Phi+\Psi)}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial z}\left[K.(\Phi+\Psi).[\Phi.(d_S-1)-\Psi] + \frac{K.(\Phi+\Psi)}{\gamma_W.C_S}.\frac{\partial \Phi}{\partial z}\right] = 0 \qquad \text{(IV.64)}$$

Ce raffinement de l'étude, matérialisé par cette équation, semble peu pratique à utiliser. En effet, sans prise en compte de l'air occlus, la loi de ressuage se résume à une équation comportant une unique inconnue Φ. Avec prise en compte de l'air, la loi de ressuage comporte deux équations (IV.59) et (IV.64) à deux inconnues Φ et Ψ.

Généralement, la teneur en air occlus des bétons ne dépasse pas 5 %, alors que dans le même temps, la compacité dépasse 0,75. Le rapport des deux fractions volumiques $\frac{\Psi}{\Phi}$ est donc au maximum de 0,07 et peut donc être considéré comme petit. Au premier ordre, on retombe, hélas, sur l'équation IV.16 qui occulte l'effet de l'air occlus Ψ. La prise en compte de la quantité d'air passe par la résolution de l'équation IV.64 complète.

IV.1.9.3. Conditions initiales

A l'instant initial, les fractions volumiques solides et gazeuses sont en équilibre mécanique. Nous avons donc :

$$\frac{1}{C_S}.\frac{\partial \Phi}{\partial z} - \frac{1}{Ca}.\frac{\partial \Psi}{\partial z} + \Phi.\gamma_S + (1 - \Phi - \Psi).\gamma_W = 0 \qquad \text{(IV.65)}$$

Lorsque les bulles d'air se compriment, il y a diminution du volume total, ce qui augmente localement la compacité du béton. L'augmentation s'écrit $\Delta\Phi = \Phi.\left(\frac{-\Delta\Psi}{1+\Delta\Psi}\right)$, ce qui est peu différent de $\Delta\Phi = -\Phi.\Delta\Psi$ si $\Delta\Psi$ est petit.

A l'état initial, cette relation s'écrit, quelle que soit la hauteur :

$$\Phi - \Phi_0 = \Phi_0.(\Psi_0 - \Psi) \quad \text{ou} \quad \Psi = 1 + \Psi_0 - \frac{\Phi}{\Phi_0} \qquad \text{(IV.66)}$$

Cette expression de la compacité est introduite dans l'équation d'équilibre précitée pour aboutir à l'équation différentielle suivante :

$$\left(\frac{1}{C_S} + \frac{1}{Ca.\Phi_0}\right).\frac{\partial \Phi}{\partial z} + \left(\gamma_S - \gamma_W + \frac{\gamma_W}{\Phi_0}\right).\Phi - \Psi_0.\gamma_W = 0 \qquad \text{(IV.67)}$$

La résolution de cette équation permet la prédiction de l'évolution de la compacité initiale dans la hauteur. Numériquement, la résolution est aisée. Dans le cas pratique, le squelette granulaire est suffisamment compressible pour absorber la déformation due à l'air occlus : Cs est généralement supérieur à 10^{-5} Pa^{-1} (voire chapitre IV.4) alors que $Ca.\Phi_0$ est généralement inférieur à 10^{-6} Pa^{-1}. Par conséquent, une simplification de l'équation (IV.67) est possible. Cette simplification nous ramène alors à l'équation $\frac{\partial \Psi}{\partial z} = -Ca.\rho_B.g$ où ρ_B est la masse volumique moyenne du béton. En somme, les bulles d'air se compriment sous la pression interstitielle ambiante supposée linéaire avec la hauteur.

IV.1.9.4. Exemple de résolution – influence de l'air sur l'amplitude

En utilisant les mêmes simplifications exposées dans le paragraphe précédent, on peut obtenir une estimation de la différence d'amplitude d'eau ressuée entre des bétons avec et sans air entraîné. Au bout d'un temps infini, l'évolution de la fraction volumique gazeuse sera

de la forme $\frac{\partial \Psi}{\partial z} = -Ca.\rho_W.g$. Par différence avec l'état initial, nous obtenons une prévision de l'influence de l'air occlus sur l'amplitude du phénomène :

$$\text{Différence d'amplitude estimée} = \frac{\Psi_0}{10^5}.(\rho_B - \rho_W).g.\frac{H^2}{2}$$

Pour les faibles hauteurs, l'influence est négligeable, pour les fortes hauteurs, l'influence sera importante. L'exemple de la figure IV.11 montre l'évolution numérique dans la hauteur et dans le temps de la compacité et de l'air occlus d'un béton sous les hypothèses suivantes :

- $d_S = 2,8$
- $\Phi_0 = 0,7$
- $C_S(\Phi_0) = cste = 6.10^{-6}$ Pa^{-1}
- $Ca = 7.10^{-7}$ Pa^{-1}
- $H = 0,7$ m
- $\Psi_0 = 7$ %
- $K(\Phi_0) = cste = 5.10^{-6}$ $m.s^{-1}$

Figure IV.11 : Evolution de la compacité dans la hauteur de la colonne.

On notera qu'à l'instant initial, l'évolution de la compacité dans la hauteur présente déjà un gradient (presque invisible ici) pour les raisons expliquées plus haut. Enfin, la figure IV.13 donne l'évolution temporelle du ressuage de ce même mortier à 7 % d'air occlus. L'intérêt de cette figure est de pouvoir comparer son tassement solide avec sa hauteur d'eau ressuée. A des fins de comparaison, la figure IV.13 donne sur le même graphique la courbe numérique de ressuage du mortier sans air mais ayant les mêmes autres caractéristiques.

Figure IV.12 : Evolution du volume d'air occlus dans la hauteur de la colonne.

Figure IV.13 : Visualisation numérique comparative du ressuage du mortier aéré et de celui non aéré (H = 70 cm)

L'enseignement principal que nous tirons de ce travail est que la prise en compte de l'air entraîné aura un intérêt différent si l'on cherche à étudier le ressuage dans des moules de petite ou grande hauteur :

- pour les petites hauteurs (moins de 50 cm), l'effet peut être négligé
- pour les grandes hauteurs (supérieures à 2 m), l'effet devient très important. Il conduit à une réduction du ressuage selon la hauteur du moule ce qui constitue en soi un effet d'échelle ! ! !

D'autre part, nous allons voir dans la suite que l'air occlus a une influence importante sur la prévision de la perméabilité et, par conséquent, sur la vitesse initiale de ressuage.

IV.1.9.5. Vitesse initiale de ressuage :

A l'instant initial, les fractions volumiques solides et gazeuse de la couche supérieure de la colonne sont Φ_0 et Ψ_0 . L'équation (IV.59) permet d'obtenir la loi décrivant la vitesse initiale du ressuage :

$$v^S = -K(\Phi_0).[\Phi_0.(d_S - 1) - \Psi_0] - \frac{K(\Phi_0)}{\gamma_W.C_S}.\left.\frac{\partial \Phi}{\partial z}\right|_{\substack{t=0 \\ Z=H}} \qquad \text{(IV.68)}$$

A l'état initial, un gradient de compacité dans la colonne de béton est présent. Dans la partie supérieure de la colonne de béton, ce gradient est très faible car la pression interstitielle n'est pas suffisante pour comprimer notablement l'air occlus. Nous aurons donc par approximation :

$$V_{IR} = K(\Phi_0).[\Phi_0.(d_S - 1) - \Psi_0] \qquad \text{(IV.69)}$$

Cette dernière relation reprend et affine celle exprimée par l'équation IV.22 déjà obtenue par d'autres auteurs. C'est cette relation que nous utiliserons pour le dépouillement de l'ensemble des courbes de ressuage. Cela dit, les différences de valeur obtenues sont minimes. Les valeurs de $\Phi_0.(d_S - 1)$ s'échelonnent en général entre 1 et 1,5 alors que dans le même temps Ψ_0 ne dépasse pas 0,05.

IV.1.10. Comparaison avec l'expérience

En ce qui concerne la vitesse de ressuage, la modélisation incarnée par l'équation IV.69 aboutit à une formule voisine de celle énoncée dans le chapitre II. Cette dernière a été validé par les essais expérimentaux (cf partie III.5.1). L'équation IV.69 sera donc considérée comme validée. En revanche, dés que l'on s'intéresse à l'amplitude, la comparaison avec l'expérience est assez défavorable (voir figure IV.14). En effet, une différence majeure apparaît dans la prévision selon la hauteur initiale de la colonne de béton. La courbe expérimentale d'amplitude versus H_0 est toujours convexe [Josserand & de Larrard 2002]. Les nombreux exemples proposés dans l'annexe D le montrent.

Figure IV.14 : Position relative des courbes d'amplitude du ressuage
Modélisée et expérimentale pour la formule de béton B51

La modélisation proposée prédit plutôt, quant à elle, une courbe concave. En effet, imaginons une colonne de béton de hauteur H dont l'amplitude du ressuage est notée B. Une colonne de béton de hauteur 2.H peut être virtuellement scindée en 2 parties superposées. La partie haute de hauteur H aura une amplitude de ressuage égale à B (ce sont les mêmes conditions que lors du premier exemple). La partie basse aura une amplitude de ressuage supérieure à B puisque davantage comprimée.

On s'attend donc à ce qu'une colonne de hauteur 2H ait une amplitude de ressuage supérieure à 2B. Plus généralement, on s'attend à une courbe concave (ce que nous donne dans les faits la modélisation proposée). La recherche et la prise en compte du ou des effets amenant cette convexité de la courbe sont, par conséquent, incontournables pour notre recherche.

IV.2. Etude du ressuage avec effet vieillissant

La comparaison des courbes de ressuage réelles et modélisées fait apparaître un effet d'échelle en fonction de la hauteur qui n'a pas été prise en compte par la modélisation précédente (figure IV.14). On remarque que plus la hauteur des éprouvettes est grande, plus le temps de consolidation est important. Tout se passe donc, comme si le squelette granulaire se rigidifiait avec le temps.

Le développement de réactions chimiques entre le ciment et l'eau amène à ces conclusions. De même l'augmentation de la contrainte seuil du matériau au repos avec le temps (thixotropie) amène aussi une rigidification du système. Physico-chimique ou non, la nature exacte de cet effet que nous désignerons comme un effet vieillissant sera étudiée dans la quatrième partie de ce chapitre.

IV.2.1. Hypothèses de calcul :

Nous sommes donc conduits à modifier le modèle de consolidation propre. La modification proposée est d'introduire une diminution de la souplesse du squelette granulaire avec le temps. Le schéma général reste toutefois inchangé (notons que nous négligeons à nouveau la présence d'air occlus, pour les raisons développées au paragraphe IV.1.9) :

Figure IV.15 : Schéma type de la modélisation choisie

Avec $\frac{1}{C_S} = g(\Phi).h(\xi)$ où la fonction **g** est détaillée dans le paragraphe IV.4.

Nous introduisons ici un paramètre de structuration **ξ** qui permet de décrire la rigidification physico-chimique du squelette granulaire. **h(ξ)** décrit l'influence de ce paramètre sur la compressibilité du matériau. En l'absence d'effet vieillissant, nous aurons h(ξ)=1 .

Cette écriture suscite les remarques suivantes :

- scinder la fonction de compressibilité en deux fonctions, l'une de la compacité et l'autre du paramètre ξ , est déjà une simplification du problème en le considérant découplé. Cette simplification, bien que schématique, permet d'avancer dans la résolution du problème ;

- la fonction **g(Φ)** ne peut être déterminée qu'en l'absence de ce phénomène de vieillissement du matériau. L'identification expérimentale est par conséquent plus délicate, et fait l'objet de la quatrième partie de ce chapitre ;

- si l'on choisit ce modèle tel quel, on obtient théoriquement l'effet secondaire suivant : après stabilisation, la raideur du ressort continuera à augmenter, ce qui provoquera un déplacement dans le sens contraire (décompaction du squelette). Ce problème peut alors se résoudre en utilisant une écriture incrémentale.

Sans effet vieillissant, σ' est équivalent à $\int_0^t \frac{d\sigma'}{dt}.dt$. C'est à dire, avec la définition de C_S :

$$\sigma' = \int_0^t \frac{d\sigma'}{d\Phi}.\frac{d\Phi}{dt}.dt = \int_0^t \frac{1}{C_S}.\frac{d\Phi}{dt}.dt \qquad \text{(IV.70)}$$

Avec effet vieillissant, on accole simplement la fonction **h(ξ)** à la fonction $C_S(\Phi)$ identique au cas précédent.

$$\sigma' = \int_0^t \frac{1}{C_S}.\frac{1}{h(\xi)}.\frac{d\Phi}{dt}.dt \qquad \text{(IV.71)}$$

Coussy [Communication privée] indique que la vitesse d'évolution du paramètre de structuration $\frac{\partial \xi}{\partial t}$ dépend du niveau de structuration ξ déjà atteint. $\xi = \exp^{-\frac{t}{T_\chi}}$ est une forme simple d'évolution de la structuration du matériau avec le temps qui répond à cette logique. T_χ est ici un temps caractéristique associé à la cinétique de la structuration. Ce sera finalement notre paramètre-clef dans l'étude du ressuage avec effet vieillissant. Dans un premier temps, nous choisirons une forme simple de la fonction **h** comme par exemple $h(\xi) = \xi$.

Nous avons par conséquent : $$\sigma' = \int_0^t \frac{1}{C_S}.\exp^{\frac{t}{T_\chi}}.\frac{d\Phi}{dt}.dt \qquad \text{(IV.72)}$$

IV.2.2. Résolution du problème

L'équation (IV.15) est toujours valable. Réarrangée, elle devient :

$$v^S = -K.\Phi.(d_S - 1) - \frac{K}{\gamma_W}.\frac{\partial}{\partial z}\left(\int_0^t \frac{1}{C_S}.\exp^{\frac{t}{T_\chi}}.\frac{d\Phi}{dt}.dt\right) \qquad \text{(IV.73)}$$

Ceci permet alors de corriger (IV.19) et (IV.20). Par exemple, (IV.20) devient :

$$\frac{\partial\left(\frac{1}{\Phi}\right)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial a}\left[K.\Phi.(d_S - 1) + \frac{K.\Phi}{\gamma_W}.\frac{\partial}{\partial a}\left(\int_0^t \frac{e^{\frac{t}{T_\chi}}}{C_S}.\frac{d\Phi}{dt}.dt\right)\right] = 0 \qquad \text{(IV.74)}$$

La vitesse initiale de ressuage n'a aucune raison d'être modifiée : (IV.22) est toujours valable.

IV.2.3. Amplitude du ressuage

L'expression de la vitesse de chute des particules solides (IV.73) permet d'écrire la relation suivante, qui corrige (IV.24) :

$$\Delta H(t) = K(\Phi_0).\Phi_0.(d_S - 1).t + \frac{K(\Phi_0)}{\gamma_W}.\int_0^t \frac{\partial}{\partial Z}\left(\int_0^t \frac{1}{C_S}.\exp^{\frac{t}{T_\chi}}.\frac{d\Phi}{dt}.dt\right)\Bigg|_{Z=H}.dt \qquad \text{(IV.75)}$$

Si T_χ est infini, on retrouve bien (IV.24) décrivant le modèle sans effet vieillissant.

L'évolution de la compacité finale dans la hauteur ne peut plus être obtenue directement, car la forme intégrale nécessite la connaissance des évolutions intermédiaires. De même, l'amplitude finale littérale du ressuage ne peut être prédite autrement que numériquement.

IV.2.4. Etude numérique explicite

En discrétisant la hauteur de la colonne en couches infinitésimales, l'expression (IV.74) permet, si l'on connaît le profil de compacité à un temps donné, de prédire ce profil de compacité au temps suivant.

La même technique développée dans la partie IV.1.6 de ce chapitre peut tout à fait être réutilisée. On introduit de même la fonction **Γ**, opposée de la vitesse granulaire. Les même conditions aux limites régissent le problème. On introduit de plus la fonction *Vl*(Z,t) pour améliorer la présentation du calcul.

$$Vl(Z,t) = \int_0^t \frac{e^{\frac{t}{T_\chi}}}{C_S} . \frac{d\Phi}{dt} . dt \qquad \text{(IV.76)}$$

L'algorithme de calcul se base alors sur les trois équations suivantes modifiant (IV.35) et (IV.36).

$$\Phi_{i,j+1} = \frac{1}{\frac{1}{\Phi_{i,j}} - \frac{\Delta t}{\Delta a} . \left(\Gamma_{i+1,j} - \Gamma_{i,j}\right)} \quad , \qquad \text{(IV.77)}$$

$$Vl_{i,j} = Vl_{i,j-1} + \frac{\exp^{\frac{t}{T_\chi}}}{C_{sij}} . \left(\Phi_{i,j} - \Phi_{i,j-1}\right) \quad \text{et} \qquad \text{(IV.78)}$$

$$\Gamma_{i,j} = K_{i,j} . \Phi_{i,j} . \left(d_S - 1\right) + \frac{K_{i,j} . \Phi_{i,j}}{\gamma_W} . \frac{\left(Vl_{i,j} - Vl_{i-1,j}\right)}{\Delta a} \qquad \text{(IV.79)}$$

L'implantation sous MATLAB ne pose aucun problème. En revanche, une divergence apparaît en fin de courbe de ressuage. Plus le pas de temps est choisi faible, plus la divergence a lieu près de la fin de la courbe. Un pas de temps faible correspond hélas, à des temps de calculs très longs mais permet d'obtenir une prévision de l'amplitude finale théorique. La qualité de cette prévision est donc dépendante du pas de temps choisi.

L'une des possibilités d'amélioration serait d'adapter le pas de temps en cours de résolution ce qui rend la méthode moins pratique à utiliser. L'autre possibilité est d'utiliser une méthode de résolution implicite.

IV.2.5. Etude numérique implicite

La résolution numérique sous forme implicite trouve cette fois-ci son plein intérêt. La technique utilisée est celle développée dans le paragraphe IV.1.7 . Son implantation ne pose aucun problème. Les mêmes données permettent effectivement d'obtenir la courbe précédente.

Exemple de résolution :

Le mortier dont le ressuage théorique est étudié dans la figure IV.7 est à nouveau réétudié en ajoutant un effet vieillissant. Toutes les données sont identiques. Le temps caractéristique de vieillissement est pris égal à 3000 secondes (50 min) pour l'exemple présent.

Comme on peut le voir sur la figure IV.16, l'introduction d'un effet vieillissant n'a aucune incidence sur la pente à l'origine de la courbe de ressuage. En revanche, l'amplitude est fortement diminuée.

Figure IV.16 : Evolution numérique du ressuage
avec prise en compte d'un effet vieillissant

Données :

- ds = 2,7
- $\Phi_C = 0,78$
- $C_S(\Phi_0) = 1,68.10^{-6}$ Pa^{-1}
- $K(\Phi_0) = 5,46.10^{-7}$ $m.s^{-1}$
- $\lambda = 0,011$
- $\Phi_0 = 0,75$
- b = 36
- $T_\chi = 3000$ s
- H = 1 m

La courbe de vitesse de ressuage fait cette fois-ci apparaître une sorte de palier constant lors des premières minutes du phénomène (mieux visible sur la figure IV.18). Si l'on agrandit la courbe figure IV.7b (sans introduction de l'effet vieillissant), on remarque que ce palier existait déjà sur une durée équivalente. C'est en fait la chute de la vitesse avec le temps qui est plus brutale avec l'introduction de l'effet vieillissant.

Nous avons aussi accès pour tout instant à la compacité locale, quelle que soit la hauteur considérée (figure IV.17).

Figure IV.17 : Evolution de la compacité **$\Phi(Z,t)$**

On ne retrouve pas cette fois-ci, pour un temps infini, la même forme de $\Phi(Z)$ décrite dans la figure IV.4 avec pour C_S le modèle exponentiel. Le phénomène a été « bloqué » avant sa « fin naturelle ». En revanche, plus la hauteur initiale du matériau sera faible, moins le ressuage durera longtemps et plus la forme de $\Phi(Z)$ sera proche de celle décrite en IV.1.5.

Comme nous allons le voir, l'introduction de cet effet vieillissant répond bien au problème de la convexité expérimentales des courbes d'amplitude en fonction de la hauteur initiale. La figure IV.18 donne le ressuage de ce même mortier pour cinq hauteurs initiales différentes.

Figure IV.18 : Evolution temporelle du ressuage du mortier virtuel

L'allure type des courbes obtenues est conforme à celle des courbes expérimentales. On remarque ici que le palier initial de vitesse est d'autant plus long que la hauteur du moule est importante. Expérimentalement, on observe en effet un tel palier mais légèrement incliné ! Dans le chapitre III, nous avons mis en évidence une légère diminution de la perméabilité avec le temps. Cet effet est certainement à l'origine de l'inclinaison observée. Une prise en compte est proposée en IV.4.2.

La figure IV.19 donne l'allure des courbes d'amplitude obtenues pour différents temps caractéristiques du vieillissement.

Figure IV.19 : Courbes d'amplitude versus H_0
pour différents temps caractéristiques

Pour des moules de très faible hauteur, le temps caractéristique du vieillissement est trop important pour avoir une influence notable. L'amplitude du ressuage reste inchangée. En revanche, plus la hauteur est importante, plus le phénomène sera long et plus le vieillissement prendra de l'importance.

Pour les matériaux à effet vieillissant, on remarquera la présence d'un point d'inflexion dans la courbe d'amplitude (figure IV.19). Nommons **Hcr** la hauteur correspondant à ce point (environ 0,3 m dans l'exemple de la figure IV.19 pour le choix de T_χ = 3000s). Pour les hauteurs initiales inférieures à Hcr, la courbe d'amplitude en fonction de H est concave. Pour les hauteurs supérieures, elle est convexe. Ce point d'inflexion correspond ainsi à une borne inférieure du domaine d'influence du vieillissement. Sous cette hauteur critique, c'est la consolidation qui arrête le phénomène, l'effet du vieillissement est négligeable. Au-dessus de cette hauteur critique, l'effet du vieillissement doit être pris en compte du fait de son importance.

En pratique, le temps caractéristique s'échelonne entre 8 et 300 minutes selon la formulation du matériau comme nous le verrons dans la quatrième partie de ce chapitre.

IV.2.6. Validation expérimentale

Muni de cette nouvelle modélisation, nous pouvons comparer les résultats prédits et ceux observés. Nous réaliserons cette comparaison à travers l'exemple de la formule B51 qui correspond à un béton classique à 350 kg de ciment.

Pour alimenter le programme écrit sous MATLAB, nous avons besoin de Φ_0, MVR, $K(\Phi_0)$, b, Φ_B et T_χ . A ce stade du mémoire, les évolutions de certains des paramètres avec les données de la formulation sont inconnues. Par conséquent, nous ajustons au mieux leur valeur de manière à nous rapprocher autant que possible des courbes expérimentales. Les deux premiers paramètres ne posent pas de problème, connaissant la formulation :

Φ_0 = 0,7815 MVR = 2660 kg.m^{-3}

$K(\Phi_0)$ est déterminé grâce aux vitesses initiales de ressuage expérimentales. **$K(\Phi_0)$ = 2,08.10^{-7} m.s^{-1}** . Le modèle décrit dans la troisième partie donne, de son coté, une valeur très proche (1,82.10^{-7} m.s^{-1}). Le coefficient **b** définissant l'influence de la compacité n'est accessible expérimentalement qu'au prix d'expériences à teneur en eau variable, qui n'ont pas été conduites. Faute de mieux, nous prenons le coefficient **b** que nous prédit la modélisation décrite dans la partie IV.3.2.4. d'où **b = 40,7**.

Différents couples (**Φ_B , T_χ**) sont alors testés. Nous retenons le couple s'accordant au mieux avec les points expérimentaux d'amplitude du ressuage en fonction de la hauteur initiale. Finalement, nous aboutissons au choix tracé en figure IV.20. Avec ce choix de données, nous pouvons alors comparer les courbes de ressuage expérimentales et modélisées.

Figure IV.20 : Courbes d'amplitude versus H_0
Formulation B51 : $\Phi_B = 0,855$; $T_\chi = 1000$ s

Figure IV.21 : Courbes de ressuage réelles et théoriques
Formulation B51 : $\Phi_B = 0,855$; $T_\chi = 1000$ s
pour 170 et 1080 mm de hauteur initiale

L'étude numérique conduite sur ce mortier montre l'intérêt de la méthode. Plusieurs différences notables apparaissent (y compris pour les autres formulations) :

- un retard expérimental au démarrage non pris en compte. En fait, il ne s'agit pas d'une erreur de la modélisation. Ce retard de la courbe expérimentale semble être lié au protocole de mesure (voir chapitre III) ;

- la vitesse expérimentale décroît lentement avant de chuter (ce phénomène est bien visible pour les éprouvettes de grande hauteur). La vitesse théorique, par contre, reste plutôt stable avant de chuter, elle aussi. En fait, nous avons introduit une perméabilité du matériau dont le seul paramètre est Φ. Or, il est clair qu'un effet temporel est présent. Cet effet peut avoir comme origine le développement des hydrates du ciment qui ralentit la percolation d'eau avec le temps. Un tel phénomène peut facilement être pris en compte dans le modèle en rajoutant à K une fonction de t.

$$K(\Phi) = K(\Phi_0).[1 - b.(\Phi - \Phi_0) - c.(t - t_0)] \qquad \text{(IV.80)}$$

L'introduction d'un tel paramètre amènerait bien entendu une meilleure précision dans la modélisation (et notamment dans la détermination de T_χ). Cette proposition est reprise

dans le paragraphe IV.4.2. Dans ce paragraphe, les figures IV.40 et IV.41 proposent une prise en compte de cet effet sur la formule du béton B51. L'identification expérimentale du paramètre **c** est possible : Dans le chapitre III, nous avons réalisé des essais de ressuage à démarrages différés qui permettent effectivement d'accéder à ce paramètre.

IV.2.7. Etude adimensionnelle

Nous avons déjà défini le temps caractéristique de la consolidation dans l'étude adimensionnelle :

$$T_S = \frac{\gamma_W . H^2 . C_S(\Phi_0)}{\Phi_0 . K(\Phi_0)} \qquad \text{(IV.44)}$$

Pour une valeur de hauteur initiale H donnée, nous définissons le rapport des deux temps caractéristiques (de consolidation et de vieillissement) noté **μ** :

$$\mu(H) = \frac{T_S}{T_\chi} \qquad \text{(IV.81)}$$

Si μ(H) > 1, le phénomène de vieillissement peut être négligé. En pratique cela correspond toujours, pour des bétons, à des hauteurs trés faibles (H < Hcr défini à la fin du paragraphe IV.2.5).

Si μ(H) < 1, le phénomène vieillissant est prépondérant.

La hauteur amenant l'égalité des deux temps caractéristiques (μ = 1) est appelée hauteur critique Hcr et vaut :

$$Hcr = \sqrt{\frac{\Phi_0 . K(\Phi_0) . T_\chi}{\gamma_W . C_S(\Phi_0)}} \qquad \text{(IV.82)}$$

Dans l'exemple du mortier de la figure IV.19, sa valeur est d'exactement 270 mm pour un choix du temps caractéristique de vieillissement égal à 3000 s. Pour le B51 , nous obtenons Hcr = 14 mm.

IV.3. Perméabilité des empilements granulaires

Nous avons, dans la partie précédente, modélisé le ressuage d'un béton à partir de trois paramètres-clefs intrinsèques au matériau hydraulique : sa perméabilité, sa compressibilité et son temps caractéristique de l'effet vieillissant. L'estimation quantitative du ressuage passe par l'estimation de ces trois paramètres à tout moment de l'essai.

IV.3.1. Introduction

La vitesse initiale de ressuage est uniquement fonction de la perméabilité du matériau. En revanche, l'amplitude est bel et bien fonction des trois paramètres. La perméabilité, influençant tant la vitesse que l'amplitude est, en conséquence, le paramètre essentiel, incontournable, sans lequel aucune prévision n'est possible.

L'objectif de ce chapitre est d'obtenir une estimation de la valeur de la perméabilité du béton frais ainsi que son évolution au cours du ressuage. Les données disponibles sont celles des matériaux composant ce béton.

L'étude bibliographique exposée dans le chapitre II nous a indiqué que seul le modèle de **Kozeny-Carman** semblait avoir un intérêt pour notre étude. Cela dit, l'analyse bibliographique et les expériences réalisées ont montré qu'il était nécessaire de l'améliorer. Ceci est l'objet de cette partie de chapitre.

IV.3.2. Etude de la perméabilité d'un béton frais

Tout écoulement d'eau subit une perte de charge entre l'amont et l'aval. Cette perte est due, d'une part à la viscosité du fluide et d'autre part aux obstacles rencontrés. Le passage à travers un matériau poreux constitue bel et bien une source de diminution de la charge où les deux effets précédents sont mêlés.

Darcy proposa en 1856 une loi déterminant cette perte de charge en fonction du débit d'eau imposé. Dans le cas d'un écoulement unidirectionnel, l'expression proposée pour un milieu poreux homogène est la suivante :

$$\Delta H = \frac{Q.L.}{K} \qquad \text{(IV.82)}$$

Dans cette expression, Q est le volume de liquide traversant une section unité en une seconde. ΔH est la différence de charge entre l'amont et l'aval. L est la distance les séparant. Enfin, K est le coefficient de proportionnalité intrinsèque au matériau poreux. Tout le problème se ramène à relier K aux caractéristiques du matériau comme par exemple sa compacité, sa surface spécifique, … Ceci fait l'objet de cette partie.

L'idée maîtresse de la modélisation de **Kozeny** est de ramener ce problème à un problème connu. **Poiseuille** a résolu le cas de la perte de charge d'une conduite linéaire lors d'un écoulement laminaire. Vers 1927, **Kozeny** se propose de réutiliser ce résultat en modélisant le matériau poreux, constitué d'un assemblage de grains par un volume solide percé de N capillaires cylindriques identiques et orientés dans la direction de l'écoulement.

Figure IV.22 : Schéma du modèle d'étude

En fait, comme l'eau contourne les grains lors de son écoulement, la distance curviligne qu'elle parcourt est plus grande que la distance L. Après observation d'écoulements colorés artificiellement, **Carman** évalue cette distance notée L_e à $\sqrt{2}.L$.

En résumé, un matériau poreux de section A et de longueur L sera modélisé par un volume solide de même section, de longueur L_e, percé de N cylindres. La correspondance entre les deux matériaux se faisant par :

- le volume utilisé par l'eau pour son écoulement. Celui-ci est égal à $A.L.\varepsilon_E$ en notant ε_E la fraction volumique utilisée par l'eau mobile. mobile (appelée « porosité cinématique » par les hydrogéologues) ;

- la surface de contact entre l'eau mobile et le solide immobile. Cette surface est égale à $A.L.\sum_E$ en notant Σ_E la surface volumique hydrodynamique présentée à l'écoulement d'eau.

IV.3.2.1. Détermination de la fraction volumique d'eau mobile

Pour déterminer cette fraction volumique d'eau, il faut faire l'inventaire de l'ensemble des fractions volumiques immobiles. Sous l'hypothèse de non-ségrégation des constituants solides et gazeux, ni les grains ni les bulles d'air occlus ne se déplacent.

Nous allons par conséquent définir la compacité hydrodynamique $\widetilde{\Phi}$ comme la fraction volumique immobile :

$$\varepsilon_E = 1 - \widetilde{\Phi} \qquad \text{(IV.83)}$$

Kozeny prenait pour $\widetilde{\Phi}$ directement la fraction volumique solide du matériau, c'est à dire Φ. Comme l'air occlus ne participe pas à l'écoulement, nous comptabilisons cette quantité comme immobile : $\widetilde{\Phi}$ est donc au moins égal à $\Phi + \Psi$.

Vers 1940, **Steinour** [Steinour 1945], puis **Powers** [Powers 1968] firent remarquer qu'une partie de l'eau entourant les grains solides ne participait pas à l'écoulement. Cette fraction immobile notée wi par **Powers** fit couler beaucoup d'encre. Plusieurs publications furent rédigées pour proposer une modélisation de ce facteur. **Powers** puis **Harris** [Harris 1977], proposèrent finalement une relation de proportionnalité avec la fraction volumique solide.

Physiquement, puisque l'eau immobile est piégée par le relief granulaire, plus il y a de grains, plus il y a d'eau immobilisée. D'autre part, les bulles d'air n'ayant pas de micro-rugosité, elles n'influent pas sur cette quantité d'eau. Nous proposerons alors :

Figure IV.23 : Schéma descriptif de l'eau immobile

$$\widetilde{\Phi}' = \Psi + \sum_i \overline{\alpha}_i . \Phi_i \qquad \text{(IV.84)}$$

Dans l'équation (IV.84), Φ_i définit la fraction volumique du constituant i dans le mélange alors que $\overline{\alpha}_i$ est le coefficient de proportionnalité qui dépend, selon **Powers** :

- de la forme irrégulière des grains ;
- de l'état de floculation de la suspension ;
- et du développement de réactions chimiques à la surface des grains.

Deux hypothèses fortes sont émises ici : on suppose, d'une part, l'absence de fines dans la zone d'eau immobile crée par des gros grains. Il s'agit là d'un terme du second ordre que nous négligerons. D'autre part, on suppose une micro-rugosité des grains constante avec le temps. Ce dernier point peut toutefois sembler convenable dans la période dite « dormante » du béton frais. Nous y reviendrons en fin de chapitre. Les ordres de grandeurs des $\overline{\alpha}_i$ (obtenus par ajustement du modèle décrit ci-après avec les expériences) sont donnés avec les caractéristiques des matériaux fournis en annexe A.

IV.3.2.2. Détermination de la surface volumique hydrodynamique

Nous cherchons à déterminer ici, la surface totale frottante présentée à l'eau mobile par unité de volume de béton. Contrairement à la fraction volumique d'eau mobile, peu d'écrits abordent ce sujet [Powers 1968].

Du fait de la complexité de l'étude, nous sommes conduits à faire l'hypothèse suivante. L'effet de la surface des bulles d'air occluses sera négligé. Autrement dit, les bulles d'air présentent bien une surface mais non frottante.

Ne reste donc que l'effet des grains solides à prendre en compte. Dans ce cas la relation s'écrit : $\sum_E = \Phi . \sum_S$.

$\sum_S$ désigne alors la surface volumique des grains secs. Celle-ci se mesure aisément, **pour les grains fins**, par la méthode BET (méthode de **Brunauer**, **Emmet** et **Teller** par adsorption de gaz).

Le problème que nous devons soulever ici, est que cette méthode surestime la surface présentée à l'écoulement d'eau. En effet, cette méthode de mesure par adsorption d'azote prend en compte toute la surface solide y compris les pores ouverts des grains. Du fait qu'une pellicule d'eau immobile gomme le relief granulaire, la vraie surface à prendre en compte est sans doute diminuée.

La méthode de **Blaine** par écoulement d'air n'est par forcément judicieuse puisqu'elle utilise la formule de **Kozeny-Carman** non modifiée. L'utiliser pour notre étude qui vise à améliorer cette formule, c'est un peu tourner en rond ! De plus, elle ne permet pas non plus la prise en compte des grains supérieurs à 80 µm, du fait qu'elle se pratique sur une poudre. Or, il vaut mieux éviter d'utiliser une méthode pour les fines et une autre pour les granulats, à cause des difficultés posées par la continuité des calculs à la limite de taille des deux matériaux.

La proposition simplificatrice que nous ferons est la suivante : prendre comme surface volumique des grains secs, la surface volumique notée $\sum_b$, présentée par des billes ayant le même diamètre que celui des grains. La connaissance de la granulométrie des matériaux solides composant le béton permettra le calcul direct de cette surface. Ce calcul fait l'objet de la partie suivante.

Nous obtenons finalement : $$\sum_E = \Phi . \sum_b \qquad \text{(IV.85)}$$

Pour mémoire, dans le cas du ciment CEM I 52,5 N CE CP2 NF de Beffes, la masse volumique réelle (mesurée au pycnomètre à hélium) fut de 3128 $kg.m^{-3}$. Les surfaces données par les trois méthodes sont reprises dans le tableau suivant :

TABLEAU IV.2 : Comparaison des valeurs de surface selon la méthode utilisée pour le ciment CEM I 52,5 N CE CP2 NF de Beffes (CALCIA)

Méthode	Surface spécifique [$m^2.kg^{-1}$]	Surface volumique [$m^2.m^{-3}$]
BET	S_{BET} = 393 $m^2.kg^{-1}$	Σ_{BET} = 1 229 000 $m^2.m^{-3}$
Blaine	S_{Blaine} = 345 $m^2.kg^{-1}$	Σ_{Blaine} = 1 079 000 $m^2.m^{-3}$
Billes	S_b = 261 $m^2.kg^{-1}$	Σ_b = 816 400 $m^2.m^{-3}$

La proposition de **Powers** [Powers 1968] pour le calcul de cette surface hydrodynamique était sensiblement la même mis à part qu'à l'époque, l'analyse granulométrique courante des fines se faisait par sédimentométrie alors qu'aujourd'hui, on utilise plutôt la diffraction laser.

Logiquement, la surface à prendre en compte est encadrée par celle de la méthode BET et celle de la méthode par intégration des billes exposée ci-dessous. Pour le ciment CEM I de Beffes, la surface spécifique de calcul est ainsi comprise entre 261 et 393 $m^2.kg^{-1}$ ce qui laisse une bonne marge ! ! ! Comme exposé plus haut, par hypothèse, nous choisissons la borne basse.

IV.3.2.3. Estimation numérique de la surface volumique enveloppe d'un granulat

La surface volumique d'un grain est égale à sa masse volumique multipliée par sa surface spécifique massique: $\sum_S = MVR.S_S$. Comme les dosages des constituants d'un béton sont exprimés en masse, le calcul doit passer par l'intermédiaire de la surface spécifique massique.

La surface spécifique d'une sphère de diamètre D et de masse volumique ρ_S est donnée par :

$$S_b = \frac{6}{\rho_S.D} \qquad \text{(IV.86)}$$

Cette fonction permet la création d'une courbe granulométrique ayant :

- pour ordonnée, le pourcentage massique de passant **cumulé** ;
- pour abscisse, la surface spécifique de la classe granulaire considérée au lieu de son diamètre.

La figure suivante donne un exemple de ce type de courbe. En résumé, dans l'exemple de la figure IV.24, 61 % des grains de ciment ont une surface spécifique supérieure à 100 $m^2.kg^{-1}$.

(a) (b)

Fig.IV.24 : Courbes granulométriques de surfaces spécifiques.
(a) en échelle arithmétique ; (b) en échelle logarithmique.

Au diamètre D_i correspond la surface S_{bi} et le passant cumulé $p(D_i)$.

$$dS_{bi} = -\frac{6}{\rho_S . D_i^2} . dD_i \qquad \text{(IV.87)}$$

$$S_b = \int_0^\infty \frac{6}{\rho_S . D_i} . p'(D_i) . dD_i \qquad \text{peut aussi s'écrire} \qquad S_b = \int_0^\infty S_{bi} . p'(S_{bi}) . dS_{bi} \qquad \text{(IV.88)}$$

Dans cette relation, $p'(D_i)$ est la fonction de densité de probabilité de présence du grain de diamètre moyen D_i. C'est la fonction dérivée de $p(D_i)$ qui exprime le pourcentage de passant cumulé à travers une maille de dimension D_i . Sa courbe représentative (courbe granulométrique) est très répandue dans la profession. $p(S_{bi})$ est la fonction correspondante à $p(D_i)$. Son allure est tracée figure IV.24.

La seconde relation (IV.88) s'intègre plus facilement que la première. Elle ne nécessite pas le choix d'un diamètre d'interpolation. Lorsqu'on l'intègre par partie, on obtient :

$$S_b = [S_{bi} . p(S_{bi})]_0^\infty - \int_0^\infty p(S_{bi}) . dS_{bi} \qquad \text{(IV.89)}$$

Les deux bornes du premier terme sont nulles. L'intégration par la méthode des trapèzes du second membre ne pose pas de problème. Ainsi,

$$S_b = -\sum_0^\infty \left(\frac{p(S_{bi+1}) + p(S_{bi})}{2} \right) . (S_{bi+1} - S_{bi}) \qquad \text{(IV.90)}$$

La surface spécifique des différents matériaux solides (granulats, fines, …) est ainsi obtenue, ce qui nous donne accès à la surface volumique de béton : $\sum_E = \Phi . MVR . S_b$. Le tableau IV.3 donne les valeurs calculées sur des matériaux utilisés lors de la thèse.

TABLEAU IV.3 : Surface spécifique calculée pour les matériaux utilisés

Matériau	**S_b [$m^2.kg^{-1}$]**
Ciment CEM I 52,5 N CE CP2 NF de Beffes	261
Filler calcaire MEAC	487
Cendres volantes	334
Sable alluvionnaire 0/4	4,9
Gravillon alluvionnaire 3,15/8	0,57
Gravillon alluvionnaire 8/20	0,20

Béton ordinaire (moins de 400 kg de ciment)	40 à 50

IV.3.2.4. Perméabilité d'un milieu poreux

Sous l'hypothèse d'un écoulement laminaire du liquide, la vitesse de celui-ci prend une forme parabolique dans un tube. Cette forme est représentée dans la figure ci-dessous :

Figure IV.25 : Profil de vitesse du fluide pour un écoulement laminaire

La vitesse d'un point du fluide situé à une distance r de l'axe d'un tube de section circulaire de diamètre D est la suivante :

$$v(r) = \frac{\rho_W . g . \Delta H}{4 . \eta . L_e} . \left(\frac{D^2}{4} - r^2 \right) \qquad \text{(IV.91)}$$

L'équation précédente n'est valable que si le diamètre du tube est supérieur à 10 fois la taille des molécules du fluide, ce qui est notre cas. Prenons l'exemple le plus défavorable d'un matériau de compacité 0,8 et de surface volumique 1 200 000 m^{-1}. L'épaisseur moyenne caractéristique du film d'eau (définie par la moitié du rapport du volume d'eau par la surface volumique solide) serait de 83 nm. L'hypothèse est donc vérifiée. D'un autre côté, l'écoulement doit être laminaire. La qualification de l'écoulement s'obtient en calculant son nombre de **Reynolds Re**. L'écoulement sera laminaire si **Re** est inférieur à 2000.

$$Re = \frac{\rho_w . D . v_f}{\eta} \qquad \text{(IV.92)}$$

Dans le cas d'un ressuage extrêmement sévère où il se formerait des conduits verticaux, c'est dans les chenaux d'écoulement que le nombre de **Reynolds** sera maximal. Prenons l'exemple assez défavorable suivant où le diamètre des conduits serait de 2 mm et la vitesse du fluide de 5.10^{-5} $m.s^{-1}$. Le nombre de **Reynolds** de cet écoulement est alors de 0,1 ce qui vérifie largement l'hypothèse. Que le ressuage soit localisé ou non, l'écoulement est, par conséquent, toujours laminaire.

L'expression IV.91 permet le calcul du débit à travers le conduit. On obtient finalement :

$$Q = \iint_S v(r).r.dr.d\theta = \frac{\pi.D^2}{4}.\frac{\rho_W.g.\Delta H.D^2}{32.\eta.L_e} \quad \text{(IV.93)}$$

La formule précédente peut se résumer en la multiplication de deux termes : la section du tube par la vitesse moyenne de circulation. C'est l'expression de cette vitesse moyenne qui constitue la loi de **Poiseuille** (IV.94).

$$v_{moyen} = \frac{\rho_W.g.\Delta H.D^2}{32.\eta.L_e} \quad \text{(IV.94)}$$

Par extension à un tube non circulaire, on préfère écrire :

$$v_{moyen} = \frac{\rho_W.g.\Delta H.\delta^2}{k_0.\eta.L_e} \quad \text{(IV.95)}$$

Dans cette dernière expression, δ est le diamètre hydraulique. C'est le rapport de la surface du conduit par son périmètre. Le diamètre moyen de la conduite est alors :

$$D_{moyen} = 4.\sqrt{2}.\frac{\delta}{\sqrt{k_0}} \quad \text{(IV.96)}$$

Dans le cas d'un tube circulaire, le coefficient k_0 est égal à 2. Dans le cas d'une conduite à section carrée, ce coefficient vaut 1,78 selon **Powers**. **Carman** propose 2,5 pour la modélisation du milieu poreux.

Par conséquent, le débit d'eau traversant le milieu poreux se modélise par la somme des débits traversant les N tubes. La somme des sections des tubes multipliée par leur longueur L_e étant égale au volume utilisé par l'eau pour son écoulement, nous obtenons :

$$Q = A.\varepsilon_E.\frac{L}{L_e}.\frac{\rho_W.g.\Delta H.\delta^2}{k_0.\eta.L_e} \quad \text{(IV.97)}$$

Le calcul de δ se fait par sa définition, à savoir le rapport de la section des tubes par leur périmètre ou, autrement dit, le rapport du volume d'eau mobile par la surface de contact.

$$\delta = \frac{A.L.\varepsilon_E}{A.L.\sum_E} \quad \text{(IV.98)}$$

Le calcul de ces deux grandeurs fait précédemment permet d'obtenir l'équation (IV.99) exprimant la valeur du coefficient de perméabilité.

$$K = \frac{\rho_W.g}{\eta}.\frac{\left(1 - \Psi - \sum_i \overline{\alpha}_i.\Phi_i\right)^3}{k_0.\tau.(\Phi.\sum_b)^2} \quad \text{(IV.99)}$$

Le coefficient τ nouvellement introduit est appelé coefficient de tortuosité et vaut $\left(\frac{L_e}{L}\right)^2$ c'est à dire 2. Finalement, pour simplifier, on introduit la constante de **Kozeny** k_c égale à $k_0.\tau$ c'est à dire environ 5.

L'habitude est d'utiliser la perméabilité relative **k** qui constitue la seconde fraction de l'équation (IV.99). Ce nouveau coefficient, dont la dimension est celle d'une surface, permet de s'affranchir de la nature du liquide et de la dépendance de ses caractéristiques avec la température.

$$K = k.\frac{\rho_W.g}{\eta} \quad \text{avec } k = \frac{\left(1-\Psi-\sum_i \overline{\alpha}_i.\Phi_i\right)^3}{k_c.(\Phi.\Sigma_b)^2} \qquad \text{(IV.100)}$$

Si l'on avait pris, comme le proposait **Kozeny**, $\frac{\varepsilon}{(1-\varepsilon).\Sigma}$ comme valeur du diamètre hydraulique δ, on aurait obtenu la formulation habituelle de **Kozeny-Carman** à savoir :

$$k = \frac{\varepsilon^3}{k_c.(1-\varepsilon)^2.\Sigma^2} \quad \text{ou} \quad k = \frac{(1-\Phi)^3}{k_c.(\Phi.\Sigma)^2} \qquad \text{(IV.101)}$$

Dans la nouvelle formulation (IV.100), seul le paramètre $\overline{\alpha}$ dépend de la topologie des grains. Dans l'annexe A, figure pour chaque matériau, son coefficient $\overline{\alpha}$ obtenu par ajustement des perméabilités théoriques et expérimentales (l'ajustement correspond à 11 valeurs de $\overline{\alpha}$, une valeur pour chaque matériau, pour 53 formules testées). Les résultats font apparaître que ce paramètre varie faiblement autour de 1,4 pour les deux ciments choisis, entre 1,05 et 1,15 pour les autres granulats (additions minérales comprises).

La différence très nette entre les valeurs de $\overline{\alpha}$ pour les ciments et celles des autres granulats peut être expliquée par une hydratation de surface rapide des grains de ciment. Cette hydratation augmente quelque peu le volume solide et piège une certaine quantité d'eau. En somme, deux principales causes peuvent être différenciées :

- d'une part, de l'eau a réagi avec le ciment, indiquant une consommation d'eau et donc une augmentation de volume solide ;

- d'autre part, la précipitation d'hydrates sur les particules de ciment augmente sa « micro-rugosité ». De l'eau, non liée chimiquement, se trouve immobile autour du grain initial de ciment, piégée dans la porosité des hydrates nouvellement formés.

On peut, pour des questions pratiques n'utiliser la formule K(Φ) donnée en équation IV.100 qu'au premier ordre en Φ, c'est à dire linéarisée autour de K(Φ_0). Le développement limité de cette équation au premier ordre donne alors :

$$K(\Phi) = K(\Phi_0).[1 - b.(\Phi - \Phi_0)] \qquad \text{(IV.102)}$$

où $$b = \frac{2 - 2.\Psi_0 + \overline{\alpha}.\Phi_0}{(1 - \Psi_0 - \overline{\alpha}.\Phi_0).\Phi_0} \qquad \text{(IV.103)}$$

Dans les partie IV.2.6. et IV.4.2 de ce chapitre, pour raffiner l'étude, nous émettons la possibilité d'introduire un effet temporel conduisant à une réduction de la perméabilité avec le temps (équation IV.80).

$$K(\Phi) = K(\Phi_0).[1 - b.(\Phi - \Phi_0) - c.(t - t_0)] \qquad \text{(IV.80)}$$

Cet effet pourrait avoir deux origines : d'une part une augmentation progressive de la fraction volumique solide Φ (réaction chimique) ce qui conduit à une augmentation du paramètre $\overline{\alpha}_C$ (coefficient $\overline{\alpha}$ du ciment) dans le temps. D'autre part, une augmentation de la micro-rugosité des grains de ciment du fait du développement progressif des hydrates.

IV.3.3. Validation expérimentale

Il nous reste à vérifier expérimentalement la validité de la nouvelle formulation (IV.100). Le ressuage de 53 formules différentes de bétons, mortiers et coulis a été mesuré. Certaines de ces formulations contenaient un adjuvant. La mesure de la vitesse initiale de ressuage permet d'obtenir la perméabilité du matériau. En effet, la formule IV.71 de ce chapitre reliant vitesse de ressuage et perméabilité a déjà été validée expérimentalement dans le chapitre III. Reste alors, pour chacune de ces formulations à calculer sa perméabilité théorique en utilisant comme données celles de la formulation. La comparaison des perméabilités théoriques et expérimentales est donnée dans la figure suivante. Les valeurs des coefficients $\overline{\alpha}$ obtenus par ajustement sont donnés en annexe avec les caractéristiques des matériaux utilisés.

Figure IV.27 : Perméabilité théorique en fonction de la perméabilité expérimentale

Avec la définition suivante de l'erreur quadratique moyenne, celle commise ici est de 22,2 %.

$$E_M = \frac{\sqrt{N.\sum_{i=1}^{N}\left(K_{\exp} - K_{théo}\right)^2}}{\sum_{i=1}^{N} K_{théo}} \qquad \text{(IV.104)}$$

Lorsque l'on regarde de près quelle sont les formulations qui amènent une erreur importante, on s'aperçoit qu'il s'agit des coulis. Si on exclut les coulis du domaine visé par la thèse, l'erreur quadratique moyenne est ramenée à 17,5 %.

L'explication de la baisse de qualité de la prévision pour des coulis devient évidente si l'on étudie la perméabilité d'un mélange binaire sable / ciment. L'équation (IV.84) définissant une additivité des fractions volumiques immobiles, cette étude a pour objectif de déterminer les deux coefficients de forme du sable et du ciment et de vérifier cette linéarité. Le sable utilisé est un sable alluvionnaire 0/4 obtenu sur la carrière de Sandillon, le ciment utilisé est un CPA-CEM I 52,5 de Villiers au Boin. Les essais de ressuage permettent d'obtenir la perméabilité du mélange. Notons $\overline{\alpha}$ le coefficient de forme du mélange granulaire. Nous avons, par cohérence avec l'équation (IV.84) :

$$\overline{\alpha} = \frac{\overline{\alpha}_C.\Phi_C + \overline{\alpha}_S.\Phi_S}{\Phi} \qquad \text{(IV.105)}$$

Figure IV.28 : coefficient de forme du mélange versus pourcentage en ciment
formules C20, M21, M22, M23, C26

La courbure de la courbe de tendance peut être reliée à la présence d'un phénomène de second ordre. La présence de fines dans la zone d'eau immobile crée par les gros grains peut en être un exemple. De cette figure, on déduit d'une part les coefficients de forme **réels** du ciment et du sable : $\overline{\alpha}_C = 1{,}53$ et $\overline{\alpha}_S = 1{,}09$. Ces coefficients sont déterminés en traçant une courbe de tendance reliant les points expérimentaux. Nous disposons de cinq expériences pour « caler » notre modèle linéaire. De manière à minimiser les erreurs par la méthode des moindres carrés, le choix s'est porté sur $\overline{\alpha}_C = 1{,}507$ et $\overline{\alpha}_S = 1{,}045$.

Evidemment, on s'aperçoit sur la figure IV.28 que les erreurs du modèle sont maximales aux extrémités. Or, le paramètre $\overline{\alpha}$ est un paramètre très sensible : une faible variation de sa valeur entraîne une forte variation de la perméabilité. En somme, le modèle prédictif ainsi « calé » est assez bon pour l'étude des mortiers et des bétons, mais moins adapté à l'étude de granulats seuls ou de coulis. Notre étude visant à prévoir le ressuage des mortiers ou bétons, nous excluons simplement les essais sur coulis et nous en restons là. Si un organisme souhaite utiliser la modélisation présentée ici pour obtenir une prévision de la vitesse de ressuage de coulis, il pourra, par exemple, « caler » les coefficients $\overline{\alpha}$ des matériaux sur des formulations très riches en fines. Malgré cette présence d'un phénomène du second ordre, compte tenu des incertitudes de mesure de la vitesse de ressuage mais aussi de celles concernant la mesure de la granulométrie, de la masse volumique réelle et de la surface spécifique, il semble illusoire de chercher à affiner plus avant le modèle.

Enfin, avant de clore ce chapitre, nous pouvons introduire la définition du **diamètre hydrodynamique**, noté **q**, rapport de la compacité hydrodynamique par la surface hydrodynamique.

$$q = \frac{\Psi + \sum_i \overline{\alpha}_i . \Phi_i}{\Sigma_b . \Phi} \qquad \text{(IV.106)}$$

q est un diamètre représentatif de la granulométrie du mélange (vis à vis de sa surface spécifique) mais aussi de son état de compacité. Pour les coulis non adjuvantés, q varie théoriquement de 1 à 2 µm. En ce qui concerne les mortiers et les bétons, la variation s'échelonne de 3 à 16 µm. Cette notation permet de réecrire l'équation (IV.100) sous une forme plus commode.

$$k = \frac{\left(1 - q.\Sigma_E\right)^3}{k_c.\left(\Sigma_E\right)^2} \qquad \text{(IV.107)}$$

Le bilan sur plus de 50 formulations montre que c'est la masse totale de fines qui influence le plus ce diamètre hydrodynamique. La figure IV.29 reprend l'ensemble des calculs de **q** effectués.

IV.4. Compressibilité et vieillissement

La connaissance de la perméabilité permet une prévision de la vitesse de ressuage qui peut être, dans bien des cas, suffisante. Pour aller plus loin, si l'on souhaite obtenir une prévision de l'amplitude finale, la connaissance de la compressibilité du squelette granulaire est indispensable. Pour prédire le ressuage dans des moules de faible hauteur (inférieurs à 30 cm environ), la connaissance de la compressibilité suffit. En revanche, pour des moules de grande hauteur, la prévision nécessite en plus la connaissance du temps caractéristique de vieillissement du matériau.

Notre premier objectif est ici de relier la compressibilité du matériau aux données de sa formulation. Pour ce faire, nous avons choisi de réaliser un certain nombre d'expérience dans un oedomètre. Cet appareillage a déjà été présenté dans le chapitre III.2. L'intérêt de ce dispositif expérimental est principalement de simplifier le problème. En effet, la faible épaisseur de matériau compacté dans l'oedomètre permet de supposer que sa compacité est la même en tout point du matériau.

L'appareillage nous permettra ainsi d'accéder à la loi de comportement du squelette granulaire (vis à vis d'une pression oedométrique). Nous essaierons alors de relier cette loi de comportement aux données de la formulation du matériau. Pour ce faire, nous pourrons nous aider du modèle d'empilement compressible de **de Larrard** [de Larrard 1998].

Notre second objectif sera de relier le temps caractéristique du vieillissement $\mathbf{T_\chi}$ à la formulation du matériau. Cependant, nous n'aurons pas d'autres choix que d'inverser le modèle de ressuage pour obtenir une valeur de $\mathbf{T_\chi}$ à partir d'essais expérimentaux.

IV.4.1. Compressibilité des empilements granulaires

Il s'agit là d'un problème récurrent bien connu des mécaniciens des sols qui étudient des matériaux plutôt argileux ou limoneux. La compressibilité de ces matériaux ainsi que les pressions qu'ils subissent in-situ peuvent entraîner des tassements assez importants, sources de désordres de surface.

L'habitude de la profession est de simuler en laboratoire l'effet de la compression des couches géologiques supérieures sur la couche considérée au moyen d'un essai oedométrique. Cet appareillage permet, en effet, l'accès à la loi de comportement du matériau.

Comme le ressuage correspond au même problème, il paraît naturel d'utiliser le même type appareillage. Evidemment, les gammes de pression doivent être adaptées au problème. Il en est de même pour le volume de l'échantillon testé. Voilà pourquoi a été conçu et réalisé,

lors de cette thèse, l'oedomètre basse pression présenté dans le troisième chapitre de ce mémoire.

Avant d'étudier en détail les résultats que nous avons obtenus avec cet appareillage, il convient de rappeler succinctement les points-clés du modèle d'empilement compressible, qui constitue une aide précieuse pour le dépouillement des essais.

IV.4.1.1. Modèle d'empilement compressible :

de Larrard et **Sedran** [de Larrard 1999, Sedran 1999] ont développé un modèle prédictif de la compacité réelle d'un empilement granulaire. Ce modèle prend en compte la granulométrie de celui-ci mais aussi la forme et la texture des grains par l'intermédiaire d'un paramètre β_i appelé compacité propre virtuelle. Son intérêt principal est de prendre aussi en compte les conditions de mise en place de celui-ci (compactage, serrage, …). Aussi, les auteurs ont défini un indice de serrage, qualifiant le protocole utilisé, qui sera exceptionnellement noté **Is** dans ce mémoire (au lieu de K, symbole utilisé dans la publication en référence, mais réservé dans le cas présent à la perméabilité). Le tableau IV.4 nous en donne quelques ordres de grandeur.

TABLEAU IV.4 : Valeurs habituelles de l'indice de serrage

	Versement gravitaire	Vibration	Vibration + compression 10kPa	Proctor modifié à l'optimum
Is	4,1	4,7	8 à 9	12

L'indice de serrage et la compacité du matériau sont reliés par la loi Is(Φ) ci-dessous :

$$\mathrm{Is}(\Phi) = \sum_i \frac{\left(\frac{y_i}{\beta_i}\right)}{\left(\frac{1}{\Phi} - \frac{1}{\gamma_i}\right)} \qquad \text{(IV.109)}$$

Dans cette équation, y_i est la teneur massique de la classe granulaire i dans le mélange. γ_i est la compacité virtuelle de ce mélange sous l'hypothèse que i est la classe dominante. Ce dernier paramètre est obtenu facilement par l'équation suivante :

$$\gamma_i = \frac{\beta_i}{1 - \sum_{j=1}^{i-1}\left[1 - \beta_i + b_{ij}.\beta_i\left(1 - \frac{1}{\beta_j}\right)\right].y_j - \sum_{j=i+1}^{n}\left[1 - a_{ij}.\frac{\beta_i}{\beta_j}\right].y_j} \qquad \text{(IV.110)}$$

Les coefficients $\mathbf{a_{ij}}$ sont des coefficients correcteurs relatifs à l'effet de desserement induit par les grains fins (granulat j) sur les plus gros (granulat i). Les auteurs relient ces coefficients aux diamètres moyens des deux granulats :

$$a_{ij} = \sqrt{1 - \left(1 - \frac{d_j}{d_i}\right)^{1,02}} \qquad \text{(IV.111)}$$

Les coefficients $\mathbf{b_{ij}}$ sont, quant à eux, des coefficients correcteurs relatifs à l'effet de paroi que les gros grains (granulat j) induisent sur les plus fins (granulat i). Les auteurs relient, de même, ces coefficients aux diamètres moyens des deux granulats :

$$b_{ij} = 1 - \left(1 - \frac{d_i}{d_j}\right)^{1,50} \qquad \text{(IV.112)}$$

Pour un protocole donné, grâce à l'équation (IV.109), la connaissance de $\mathbf{I_S}$ nous renseigne sur la compacité obtenue en fin de protocole de mise en place.

IV.4.1.2. Résultats obtenus à l'oedomètre

Pour obtenir la loi de comportement expérimentale du squelette granulaire, on gâche le matériau de façon habituelle. Une fois le matériau introduit dans l'oedomètre, il subit différents paliers de pression croissant. On mesure à chaque palier le déplacement maximal du piston ce qui permet de remonter à une compacité que l'on nomme « compacité stable » pour la pression effective considérée.

Les courbes expérimentales de compacité stable fonction de la contrainte exercée ont une forme linéaire en diagramme semi-logarithmique. La figure IV.31 nous montre quelques exemples de mortiers de différentes natures.

En notant $\mathbf{\Phi_A}$ la compacité stable sous une pression de 1 bar, l'équation type obtenue est de la forme (avec $\mathbf{\sigma'}$, la contrainte effective exprimée en pascal) :

$$\Phi = \lambda . \ln\left(\frac{\sigma'}{10^5}\right) + \Phi_A \qquad \text{(IV.113)}$$

où λ est la pente de la droite de tendance.

Ce qui est fâcheux à ce stade de l'étude, c'est que la loi de comportement obtenue ne débute que pour une contrainte de **0,2 bar** (20 kPa). Sous 0,2 bar, les forces de frottement du piston oedométrique réduisent la fiabilité de la mesure. A cette contrainte correspond déjà une compacité assez importante pour le matériau, largement supérieure à la compacité après gâchage. Nous supposerons par conséquent que la loi de comportement est extrapolable à des faibles compacités comme celles existant pendant le ressuage.

Figure IV.31: Compacité stable versus contrainte effective de différents mortiers

La pente **λ** de la droite obtenue en diagramme semi-logarithmique semble être relativement indépendante de la compacité Φ_A. En revanche, l'influence de la surface volumique des grains sur ce paramètre est évidente (figure IV.32) :

Figure IV.32 : Evolution du paramètre **λ** de la loi de comportement en fonction de la surface volumique Σ_b

Pour un incrément de contrainte effective donné, plus la surface volumique des grains est importante, plus le gain en compacité sera fort. Des résultats reportés dans la figure IV.32, on tire une loi de tendance reliant **λ** à la surface volumique du matériau (équation IV.114).

$$\lambda = \frac{\Sigma_b}{55.10^6} + 0{,}005 \qquad \text{(IV.114)}$$

Le second paramètre de la loi de comportement, Φ_A est quant à lui plutôt dépendant de la granulométrie des constituants ainsi que de leur surface volumique. En revanche, nous n'avons pas pu obtenir de loi de corrélation suffisamment claire. Pour aller plus loin dans ce sens, nous nous proposons de rechercher la contrainte effective qu'il faudrait imposer au matériau pour que la compacité de celui-ci atteigne **Φ***, compacité correspondant à un indice de serrage **Is** égal à **9**. Cette compacité constitue, en effet, une compacité maximale pouvant être atteinte expérimentalement. Les valeurs de contrainte effective obtenue sont reportées en fonction de la surface volumique de chaque matériau en figure IV.33. Bien entendu, les contraintes élevées n'ont un sens physique que si l'on suppose les granulats infiniment durs pour supporter de telles contraintes sans se briser.

Figure IV.33 : Contrainte effective correspondant à la compacité Φ* des matériaux en fonction de leur surface volumique

Il apparaît dans la figure précédente que la surface volumique du matériau est le paramètre prépondérant. Pour des surfaces volumiques élevées, une faible contrainte effective imposée suffit pour atteindre Φ* qui pourra même être dépassé. La loi obtenue est du type :

$$\sigma' = \frac{1{,}2.10^{38}}{(\Sigma_b)^{6{,}47}} \qquad \text{(IV.115)}$$

Cette loi permet alors de modifier (IV.113) en une nouvelle loi de comportement qui est cette fois corrélée à la formulation du matériau.

$$\Phi = \lambda\left[\ln\left(\frac{\sigma'.\Sigma_b^{6{,}47}}{10^5}\right) - 87{,}7\right] + \Phi^* \qquad \text{(IV.116)}$$

La compacité Φ_A obtenue sous une pression de 1 bar s'exprime alors par $\Phi_A = \lambda[6{,}47.\ln(\Sigma_b) - 87{,}7] + \Phi^*$ ce qui confirme sa dépendance avec la granulométrique du matériau mais aussi avec sa surface volumique. Avec ces données, la loi de comportement définie par les équations (IV.113, IV.114) permet une prévision de la compressibilité **Cs** du squelette granulaire :

$$Cs(\Phi) = \frac{1}{\frac{\partial \sigma'}{\partial \Phi}} = \lambda(\Sigma_b).10^{-5}.\exp^{\left(\frac{\Phi_A - \Phi}{\lambda(\Sigma_b)}\right)} \qquad \text{(IV.117)}$$

Hélas, si l'on prend pour l'étude numérique du ressuage, cette loi de compressibilité telle quelle, l'amplitude prédite est systématiquement minimisée. Lorsque que l'on étudie le matériau lors du ressuage, celui-ci apparaît légèrement plus compressible. Nous excluons une erreur sur la loi de comportement à l'oedomètre, validée sur près de 17 formules. L'erreur provient obligatoirement :

- soit du modèle global de ressuage
- soit d'une différence de comportement **σ' = f(Φ)** du squelette granulaire vis à vis du ressuage ou de la compression oedomètrique.

La seconde hypothèse est plausible dans le sens où tout au long de l'essai oedométrique, les compacités sont assez importantes pour le matériau. Alors que lors du ressuage, la compacité varie peu au-dessus de Φ_0 (compacité initiale), nécessairement faible pour des raisons de maniabilité et de possibilité de mesure du ressuage. Si l'on privilégie la seconde hypothèse, nous sommes conduits à revoir notre loi de comportement.

Figure IV.34 : Limitation en compacité des essais

Une seconde explication vient renforcer la seconde hypothèse : le dépouillement précité de l'essai oedométrique ne tient pas compte de la présence d'un effet vieillissant. Si l'on en tenait compte, la compressibilité serait effectivement plus importante.

IV.4.1.3. Résultats indirects par ressuage

Dans la partie IV.2. de ce chapitre, nous avons construit un modèle de ressuage dans lequel une loi de comportement du squelette granulaire est introduite sous la forme de l'équation IV.72 :

$$\sigma' = \int_0^t \frac{1}{C_S}.\exp^{\frac{t}{T_\chi}}.\frac{d\Phi}{dt}.dt \qquad \text{(IV.72)}$$

Le problème majeur qui est soulevé, est que la compressibilité et le vieillissement sont deux paramètres indissociables. Pour découpler expérimentalement ces deux derniers paramètres, la seule possibilité est d'étudier l'amplitude du ressuage en **modifiant l'importance qu'ils vont prendre** dans le déroulement du phénomène. Par exemple, l'étude du ressuage d'un même matériau dans deux hauteurs différentes permet de jouer sur le temps et donc sur l'importance que va prendre le vieillissement. L'utilisation inverse du modèle permettra alors d'obtenir les deux paramètres.

L'idée proposée est de se servir d'essais de ressuage pour modifier la loi de comportement IV.113. Ainsi, nous émettons l'hypothèse que la loi de variation avec la compacité conserve la même forme :

$$C_S(\Phi) = \lambda.10^{-5}.\exp^{\left(\frac{\Phi_B-\Phi}{\lambda}\right)} \qquad \text{(IV.32)}$$

Cette fonction nous est suggérée par celle obtenue au moyen d'essais oedométriques. Une autre hypothèse émise est que la loi de variation de $\boldsymbol{\lambda}$ avec la formulation est la même qu'il s'agisse de ressuage ou d'une compression oedométrique. En résumé, nous faisons peser arbitrairement le poids de la différence des deux lois de comportement sur $\boldsymbol{\Phi_A}$. Pour éviter les confusions nous notons alors pour le ressuage $\boldsymbol{\Phi_B}$ la valeur correspondant à $\boldsymbol{\Phi_A}$ dans l'essai oedométrique.

En résumé, nous considérons que $\boldsymbol{\Phi_A}$ contient intrinsèquement un effet vieillissant inconnu alors que $\boldsymbol{\Phi_B}$, théoriquement, n'en contient plus. $\boldsymbol{\Phi_B}$ serait, par hypothèse, la compacité correspondant à une pression statique de 1 bar en l'absence de tout phénomène temporel. Hélas, comme pour $\boldsymbol{\Phi_A}$, nous n'avons pas pu corréler $\boldsymbol{\Phi_B}$ aux données de la formulation. Par contre, en moyenne et sur près de 17 formules, $\boldsymbol{\Phi_B}$ correspond à une majoration de $\boldsymbol{\Phi_A}$ de 4 % (figure IV.35). Ces 4 % de différence ont donc une importance considérable.

Par conséquent, la modélisation de $\boldsymbol{\Phi_B}$ peut être obtenue grâce au modèle prédictif de $\boldsymbol{\Phi_A}$ que l'on majorera de 4%. Pour éviter les confusions, nous noterons $\boldsymbol{\Phi_C}$ cette nouvelle compacité issue du calcul.

$$\Phi_C = \left[6{,}71.\ln(\Sigma_b) - 90{,}9\right]\lambda + 1{,}04.\Phi^* \qquad \text{(IV.118)}$$

Figure IV.35 : Différences obtenues entre les compacités $\boldsymbol{\Phi_B}$, obtenue par dépouillement des essais de ressuage, et $\boldsymbol{\Phi_A}$, obtenue par des essais oedométriques.

Pour valider cette théorie, la figure suivante reprend les différentes valeurs de $\boldsymbol{\Phi_B}$ obtenues et les compare par rapport à leur valeur théorique $\boldsymbol{\Phi_C}$ nouvellement introduite. L'erreur commise par la modélisation semble assez faible.

Figure IV.36 : Comparaison des compacités théoriques Φ_C et expérimentales Φ_B

IV.4.2. Temps caractéristique du vieillissement

Le temps caractéristique du vieillissement T_χ utilisé par notre modèle est choisi de manière à ce que la modélisation soit la plus proche possible des courbes expérimentales. Or, dans la modélisation, nous ne prenons pas en compte, à l'heure actuelle, l'effet du temps sur la perméabilité du milieu. Notre détermination de T_χ est, par conséquent, entachée d'une erreur.

$$K(\Phi) = K(\Phi_0).[1 - b.(\Phi - \Phi_0) - c.(t - t_0)] \qquad \text{(IV.80)}$$

Figure IV.37 : comparaison des ressuages théoriques et expérimentaux
(formule B51 ; hauteur initiale = 1080 mm)

Les figures IV.37 et IV.38 reprennent ces considérations sur l'exemple de l'essai concernant la formule B51. Différentes valeurs du paramètre **c** ont été testées, le temps de vieillissement T_χ a été adapté pour maintenir la bonne amplitude

Les courbes de vitesse de ressuage expérimentales et théoriques présentent toutes deux zones (figure IV.38) : une zone à décroissance lente (réduction temporelle de la perméabilité) et une zone à décroissance rapide (atteinte de la limite de compressibilité du squelette). On déduit des courbes tracées en figure IV.37 et IV.38 que pour la formule B51, le paramètre **c** semble proche de 5.10^{-5} s^{-1} . En corollaire, cela indique que, quelque soit la hauteur initiale du moule, le ressuage s'arrêtera obligatoirement avant 300 min, valeur qui constitue une borne. De même, **l'amplitude du phénomène est par conséquent bornée**.

Figure IV.38 : comparaison des ressuages théoriques et expérimentaux
(formule B51 ; hauteur initiale = 1080 mm)

Notons que si nous choisissons $\mathbf{c} > 6.10^{-5}$ s^{-1} , il est impossible de trouver un temps de vieillissement T_χ qui satisfasse la condition finale d'amplitude (figure IV.37). En d'autres termes, nous mettons en évidence trois types d'arrêt du ressuage (hors phénomène de localisation) :

- **arrêt par consolidation** (valable pour les très faibles hauteurs de moule) ;

- **arrêt par raidissement temporel de la compressibilité** du squelette granulaire (valable pour les hauteurs moyennes) ;
- **arrêt par perte de perméabilité** (valable à partir d'une certaine hauteur critique).

Le tableau suivant reprend les différents résultats obtenus. Pour simplifier le problème, nous avons choisi de négliger l'effet temporel sur la perméabilité (c = 0). Dans ces conditions, Il n'est, bien entendu, pas raisonnable de chercher à relier ce temps de vieillissement à la formulation. Cependant, dans les grandes lignes, il est clair que ce temps caractéristique augmente :

- sous une diminution du dosage en ciment
- sous une diminution de température
- avec l'utilisation d'un retardateur de prise

TABLEAU IV.5 : Temps caractéristiques du vieillissement

Formule	**M1**	**M2**	**M3**	**M4**	**M5**	**M6**	**M7**	**B40**	**B43**	**B50**	**B51**	**B52**	**B53**
T_χ [min]	33	33	32	30	230	230	25	20	18	18	17	12	17

Lorsque l'on remplace la totalité du ciment par du filler calcaire (formules M5 et M6), on constate que $\mathbf{T_\chi}$ est considérablement augmenté, alors que si le remplacement est fait avec des cendres volantes (formule M2), sa valeur est voisine de celle avec ciment ! Le développement de réactions chimiques n'explique donc pas tout. Cependant, si l'on tient compte de la perte de perméabilité incarnée par le coefficient **c**, l'écart de temps caractéristique $\mathbf{T_\chi}$ entre les formules avec filler calcaire et les autres se resserre.

IV.5. Application de la modélisation à des essais réalisés au LCPC

Le ressuage de deux formules de béton différentes a été mesuré sur différentes hauteurs dont une de 3 m ! Avant de réaliser les campagnes en grandeur réelle, des essais préliminaires ont étés réalisés en laboratoire. Une première série d'essais fut conduite avec une formulation à teneur en eau variable. Cette formulation ne contenant qu'un ciment, un sable et deux gravillons. La présence de localisations amena à réaliser une seconde série d'essais préliminaires avec ajout de sable correcteur. Les deux formules testées en grandeur réelle sont issues de la seconde série, et correspondent à deux niveaux de teneur en eau.

IV.5.1. Essais préliminaires

Le ciment choisi est un CEM I 52,5 N CE CP2 du Havre (Lafarge). Le sable est un sable marin 0/4 légèrement « creux » (son passant à 160 µm est de 2,8 %, son module de finesse atteint 2,57). La courbe granulométrique du béton sans sablon correcteur aura quasiment une discontinuité entre 80 et 160 µm. Les gravillons 6,3/10 et 10/14 utilisés sont issus de la carrière de Pontreaux (roche massive de type gneiss). La formule de la première série (appelée série LJ dans cette étude) est donnée dans le tableau suivant.

TABLEAU IV.6 : Formule sèche de la première série d'essais [kg.m^{-3}].

Ciment CEM I 52,5	Sable 0/4	Gravillon 6,3/10	Gravillon 10/16
360	814	302	693

Les teneurs en eau successives furent : 195, 203, 207 l.m^{-3} . L'affaissement au cône d'Abrams ainsi que la teneur en air occlus sont mesurés et reportés dans la figure IV.39.

Figure IV.39 : Caractéristiques des bétons de la première série

Le troisième essai avec 207 litres d'eau a présenté une remarquable localisation avec une vitesse initiale de ressuage (V.I.R.) de 0,18 mm.min^{-1}. Les vitesses initiales de ressuage sont tracées dans la figure suivante.

Figure IV.40 : Vitesse initiale de ressuage en fonction du dosage en eau (série LJ)

Une seconde série d'essai appelée LJbis est alors lancée ayant comme objectif de repousser le dosage en eau amenant une localisation. Pour ce faire, une correction du sable jugé trop creux a été apportée par ajout d'un sablon (le Palvadeau). Le module de finesse de celui-ci n'est que de 0,75. La formule choisie pour la seconde série est reportée dans le tableau IV.7. Quatre essais ont étés conduits avec 194, 196, 200 et 221 litres d'eau.

TABLEAU IV.7 : Formule sèche de la seconde série d'essais [kg.m^{-3}].

Ciment CEM I 52,5	Sablon Palvadeau	Sable 0/4	Gravillon 6,3/10	Gravillon 10/16
360	95	717	300	689

Figure IV.41 : Air occlus et affaissement au cône pour la série LJbis

Figure IV.42 : Vitesse initiale de ressuage en fonction du dosage en eau (série LJbis)

La modélisation comme les essais décrits dans le chapitre III.4.1 indiquent une indépendance de la vitesse initiale de ressuage avec le rapport G/S. Seuls influent les masses d'eau, de ciment et des granulats. En conséquence, les deux séries ayant un dosage en ciment pratiquement égal, à dosage en eau constante, elles auront logiquement la même vitesse initiale de ressuage. Nous superposons alors les courbes tracées dans les figures IV.40 et IV.42 pour vérifier que l'ajout de sablon correcteur ne modifie pas VIR, sauf pour le mélange ayant présenté une localisation.

Figure IV.43 : Evolution de la vitesse initiale de ressuage en fonction du dosage en eau pour les deux formules

Nous comparons ces données expérimentales avec celles issues du modèle prédictif de VIR. Pour ce faire, nous sommes conduits à faire des hypothèses sur la valeur de $\overline{\alpha}$ des matériaux utilisés (cf tableau IV.8). Le coefficient $\overline{\alpha}$ du ciment étant inconnu, deux valeurs de calcul sont proposées. Les coefficients correspondant aux granulats sont pris égaux à 1,06 qui est une valeur moyenne pour les granulats (au sens de nos connaissances actuelles). La figure IV.43 trace l'évolution de la vitesse initiale de ressuage théorique pour les deux choix du paramètre $\overline{\alpha}$ du ciment (1,3 et 1,4). Un choix de $\overline{\alpha}$ égal à 1,2 aurait mieux convenu mais n'est pas raisonnable au regard des ordres de grandeurs de ce paramètre. Pour les ciments, ce paramètre avoisinerait 1,4. La surface volumique du ciment est estimée sans sa courbe granulométrique. Les surfaces des autres granulats sont effectivement calculées par intégration de leur courbe granulométrique.

TABLEAU IV.8 : Hypothèses de calcul

	Ciment	Sable 0/4	Grv 6,3/10	Grv 10/16
Surface volumique [m^{-1}]	816 000	13 700	810	520
Coef $\overline{\alpha}$	1,3 ou 1,4	1,06	1,06	1,06

IV.5.2. Essais en grande échelle

Seules deux gâchées ont été réalisées sur la base de la formule LJbis avec deux niveaux de teneur en eau. Les formules sont respectivement nommées LJter1 et LJter2. Pour chacune d'elles, le ressuage a été mesuré dans 5 moules de différentes hauteurs (80, 170, 320, 1000, 3000 mm de hauteur). Le malaxage a été réalisé dans un malaxeur différent de celui utilisé pour la série Ljbis du fait de l'augmentation nécessaire du volume à malaxer.

TABLEAU IV.9 : Formules et caractéristiques des essais en grande hauteur

	Ciment	Palvadeau	Sable 0/4	Grav. 6,3/10	Grav. 10/16	Eau totale

LJ ter 1	360	96	718	298	686	**211,8**
LJ ter 2	360	97	727	306	696	**191,8**

	Air occlus	Affaissement	V_{IR} [mm/min]
LJ ter 1	1,9 %	18,5 cm	0,0155
LJ ter 2	2,5%	12 cm	0,012

Lors des essais sur **LJter1**, l'éprouvette de 3 m a présenté une localisation de l'écoulement très importante (cf figure IV.44). Les vitesses initiales de ressuages homogènes des deux formules obtenues par les essais non localisés sont légèrement moins importantes que celle que nous aurions obtenue par la série Ljbis (cf figure IV.45) ce qui indique une influence du malaxage.

En ce qui concerne l'éprouvette de 8 cm de hauteur, le ressuage est trop faible pour être prélevé dans de bonnes conditions d'où l'aspect un peu chaotique de sa courbe. Les commentaires concernant la localisation sont évoqués dans le chapitre V. Comme il a déjà été constaté lors d'autre phénomènes de localisation, celui-ci s'initie lors du premiers quart d'heure où les canaux se forment (expulsion des fines). Après une demi-heure environ, l'expulsion de fines cesse indiquant une stabilisation de la géométrie de ces canaux. Ordre de grandeur intéressant, la colonne de 3 m a expulsé 2,7 litres d'eau de ressuage !

La diminution du dosage en eau dans le second essai (**LJter2**), conduit effectivement à une réduction de la vitesse initiale de ressuage (cf figure IV.45). Les vitesses initiales obtenues par ces deux essais semblent plus conformes aux prévisions théoriques.

Figure IV.44 : Evolution temporelle du ressuage et de la vitesse de ressuages pour LJter1

Figure IV.45 : Vitesse initiale de ressuage versus dosage en eau

Figure IV.46 : Evolution temporelle du ressuage et de la vitesse de ressuages pour LJter2

Pour ces essais conduits avec la seconde formule LJter2, nous devons compléter les informations de la figure IV.46 par des observations visuelles :

- une fuite est apparue au bas de l'éprouvette de 100 cm de hauteur. Cette fuite peut effectivement expliquer les légères faiblesses de sa vitesse de ressuage et de son amplitude. La quantité d' « eau ressuée manquante » avoisine en fait environ 20 % ;

- dans le premier ¼ d'heure, est apparu de la laitance en bordure du moule de 300 cm de hauteur. Une autre technique de prélèvement a alors été testée à partir de la 74^{ième} minute. L'eau ressuée a été prélevée séparément au centre de la surface et sur les bords. La figure IV.47 qui reprend ces résultats révèle qu'après 1 heure ¼ de ressuage, la quantité d'eau sortie par les bords de l'éprouvette est proportionnelle à celle ressuant en son centre. Cette proportionnalité indique **l'absence de création** ou **d'évolution** de canaux sur le pourtour de l'éprouvette à partir de la 74^{ième} minute. L'apparition de laitance ansi que le pic de vitesse indiqué en figure IV.46 nous prouvent l'apparition d'une localisation (très faible par rapport à celle survenue dans l'essai LJter1).

- on peut être marqué aussi par le retard sur l'évolution du ressuage de cet essai. En fait, ce retard est assez habituel lorsque l'on fait des mesures sur grand diamètre. La pente des sillons tracés est généralement peu marquée. Par conséquent, dans le cas de faible ressuage, la formation de flaques, dont on doit attendre le débordement pour que l'eau parvienne au centre, est longue.

La figure IV.48 trace l'évolution des amplitudes réelles pour les deux essais. La diminution du dosage en eau se traduit effectivement par une diminution de l'amplitude du ressuage, surtout visible pour les grandes hauteurs. Pour aller plus loin, nous pouvons étudier la première formule avec les modèles décrits dans ce chapitre. Une fois les paramètres calés avec les résultats de cette formule, nous verrons si la modélisation nous prédit correctement les amplitudes obtenues avec la seconde formule (LJter2).

Figure IV.48 : Amplitude du ressuage en fonction de la hauteur du moule pour les deux formules

Les données de la formule LJter1 sont :
• $\Psi_0 = 1{,}9$ % • $\Phi_0 = 0{,}787$ • $d_S = 2{,}732$ • $\Sigma_b = 125.10^3$ m^{-1}

Par ajustement avec les courbes expérimentales, on obtient :
• $K(\Phi_0) = 19{,}2.10^{-8}$ $m.s^{-1}$ ($\overline{\alpha}_C = 1{,}43$ pour info) • $\Phi_B = 0{,}845$ • $T_\chi = 1400$ s

Les résultats théoriques donnent (formules IV.14 et IV.103) :
• $\lambda = 0{,}0073$ • $b = 35{,}7$

Les données de la formule LJter2 sont :
• $\Psi_0 = 2{,}5$ % • $\Phi_0 = 0{,}800$ • $d_S = 2{,}731$ • $\Sigma_b = 124.10^3$ m^{-1}

Par calcul nous obtenons alors :

- $\lambda = 0{,}0073$
- $b = 44{,}3$
- $K(\Phi_0) = 19{,}2.10^{-8}\ m.s^{-1}$
- $\Phi_B = 0{,}845$
- $T_\chi = 1400\ s$

Les évolutions de l'amplitude avec la hauteur sont tracées en figure IV.49 pour les deux essais. L'amplitude correspondant à l'éprouvette de 100 cm de hauteur pour LJter2 se confirme comme étant anormalement basse. La fuite observée en bas d'éprouvette peut effectivement être la cause de cet effet.

Figure IV.49 : Amplitude du ressuage réelle et modélisée en fonction de la hauteur du moule pour les deux formules (le calage est réalisé sur LJter1 uniquement)

Seuls 3 paramètres ont été calés sur les courbes expérimentales de LJter1 :

- la perméabilité initiale de LJter1. Cette perméabilité ne peut être prédite par le modèle en l'absence de données suffisante concernant les matériaux (coefficients $\overline{\alpha}$ des matériaux, coefficients d'absorption) ;
- le temps caractéristique de vieillissement non corrélable à l'heure actuelle à la formulation ;
- la compacité stable sous 1 bar de pression effective Φ_B que nous avons préféré identifier sur l'un des deux essais. Si nous faisons aveuglément confiance à la relation qui permet d'obtenir la valeur théorique de Φ_B, à savoir Φ_C $\Phi_C = [6{,}71.\ln(\Sigma_b) - 90{,}9].\lambda + 1{,}04.\Phi^*$, on obtient alors $\Phi_C = 0{,}806$. Cette valeur est relativement proche aux incertitudes près de celle identifiée $\Phi_B = 0{,}845$. Cependant, l'écart obtenu fait que la prévision de l'amplitude du ressuage est quasiment divisée par 10 pour les faibles hauteurs de moule (figure IV.50).

Figure IV.50 : Amplitude du ressuage réelle et modélisée en fonction de la hauteur du moule pour les deux valeurs Φ_B et Φ_C.

IV.5.3. Conclusion

La modélisation présentée dans ce rapport ne permet pas d'obtenir les caractéristiques du ressuage (vitesse et amplitude) d'un essai pour les raisons suivantes :

- la prévision de la vitesse du ressuage demande la connaissance des paramètres $\overline{\alpha}$ des matériaux ;
- la modélisation de la compressibilité initiale du squelette granulaire (hors effet vieillissant) n'est pas suffisamment précise pour obtenir un bon ordre de grandeur d'amplitude aux faibles hauteurs de moule ;
- L'effet du vieillissement, tant sur la perméabilité que la compressibilité n'est pas modélisé alors qu'il tient une part importante dans le phénomène. L'accès à

l'amplitude théorique du ressuage dans des moules de grande hauteur semble donc inabordable à l'heure actuelle.

En revanche, lorsque l'on identifie les paramètres manquants (K ou $\overline{\alpha}$, Φ_B , T_χ) sur un essai témoin, la prévision des caractéristiques du ressuage d'une formule voisine de celle témoin est possible. La précision des valeurs théoriques ainsi obtenues est assez satisfaisante, tant sur la vitesse que sur l'amplitude.

CHAPITRE V

OBSERVATIONS SUR LE RESSUAGE LOCALISÉ

« Certains scientifiques, semblables aux amateurs de casse-tête, cherchent pour le plaisir de s'énerver. D'autres n'aiment pas s'énerver, mais cherchent pour trouver, car les enjeux leur semblent importants. Qu'ils aiment ou pas n'y change rien : chercher finit toujours par énerver. »

Didier NORDON *(1999), « Pour la science n°262 »*

V.1. INTRODUCTION ET OBSERVATIONS

Depuis le début de ce mémoire, nous avons envisagé le cas d'un ressuage homogène. Cette hypothèse décrit un mouvement d'eau à vitesse constante pour tout point d'un plan horizontal.

Sous certaines conditions qui restent encore à définir, il peut arriver que le ressuage se localise. L'eau ne remonte plus de façon homogène mais emprunte des cheminées d'écoulement constituées d'un assemblage de gros grains dépourvus de fines. Dans ce cas de figure, la cinétique du ressuage est considérablement accélérée (figure V.1). Les « tunnels » ainsi formés agissant comme des drains. **Giaccio** et **Giovambattista** [Giaccio & Giovambattista 1986] pensent que l'on est en présence de ce phénomène si la vitesse initiale du ressuage dépasse 0,06 $mm.min^{-1}$.

Notons que des drains involontaires peuvent être introduits artificiellement avant coulage du béton. Par exemple, on peut citer des torons de précontrainte non gainés. S'ils ne sont pas horizontaux, ils participeront à l'accélération du ressuage, l'eau claire percolant à travers les torons.

Figure V.1: Ressuage d'un mortier dans différents moules.
L'essai conduit dans le moule H1090 (1090 mm de hauteur)
a présenté une localisation [Josserand & de Larrard 2002]

De plus, si ces cheminées se créent contre des parois du coffrage, elles altéreront la qualité du parement de béton. Le parement ne présentera plus, par conséquent, un relief homogène. Les gains lavés, constituant les cheminées d'écoulement créeront une différence de couleur aisément visible (photos V.2 et V.3).

Photo V.3 : Agrandissement de canaux de surface

D'autre part, lors de la création des tunnels, l'eau, en percolant, entraîne avec elle les particules les plus fines. Cette remontée de laitance se séparera naturellement par sédimentation une fois arrivée à la surface. Une coupe de béton présentant ce type de ressuage présentera plusieurs zones. Par ordre décroissant d'altitude nous trouverons :

Figure V.4: Schéma d'une coupe de béton durci
ayant présenté une localisation

Dans la zone supérieure, constituée d'eau et de fines, une séparation par la taille des grains mais aussi par leur masse volumique a lieu. Voilà pourquoi on trouve généralement une fine couche de calcite lorsque l'on utilise un ciment coupé au filler calcaire. De part sa couleur, elle est aisément visible. Par conséquent, le béton présentera une mauvaise résistance de surface à l'abrasion et un risque accru de fissuration de peau. Le ressuage localisé conduit ainsi à une ségrégation des constituants solides dans une zone limitée à la partie supérieure du moule. Dans le cas d'un béton très fluide, cette ségrégation peut avoir lieu dans la hauteur complète de l'échantillon, triant les grains par taille et/ou par masse volumique. Cependant, ce

type de ségrégation est causé par d'autres phénomènes indépendants du ressuage [de Larrrard 1998].

Revenons au cas du ressuage localisé. Comme cela est observé, une grande quantité d'eau, arrive à la surface du béton en empruntant des tunnels. Ceux-ci sont assez généralement situés sur le pourtour de la surface, près des bords. On voit alors, dans certains cas, une sorte de bouillonnement local d'où sort une sorte de crème (coulis peu dense). La présence des canaux plutôt en périphérie du coffrage semble logique. En effet, « l'effet de paroi » des gravillons contre le coffrage, décrit par **de Larrard** [de Larrard 1998], réduit localement leur proportion dans le mélange. Le mélange granulaire est donc localement moins compact. La perméabilité initiale est, par conséquent, plus élevée en périphérie.

Enfin, un point commun relevé sur les différents essais ayant présenté une localisation est la cinétique de formation des canaux. Ceux-ci commencent à se former généralement entre ¼ et ½ heure après coulage systématiquement. Leur formation est très rapide : elle ne dure pas plus d'un quart d'heure. Par la suite, ces canaux n'évoluent plus et le ressuage diminue graduellement (figure V.5). Le délai de démarrage de la localisation a été mesuré par **Loh et al.** sur pâte de ciment et mortiers[Loh et *al.* 1998]. Selon ces auteurs, plus la dilution est importante, plus le phénomène commence tôt.

Figure V.5 : Evolution temporelle de la vitesse de ressuage
(Formule B54) l'essai dans l'éprouvette de 79 cm de hauteur a localisé

On peut penser qu'à ce stade, l'eau excédentaire suit une trajectoire de percolation moins rectiligne que la verticale (figure V.6). Son chemin à parcourir à travers un matériau dense étant plus court, le débit de ressuage est donc plus rapide. Si l'on suppose que ni la compressibilité, ni le vieillissement du matériau ne sont changés par les canaux, l'augmentation de vitesse conduit à une augmentation d'amplitude conséquente (figure V.6).

V.2. Paramètres influants

Durant la thèse, nombre d'observations de localisation ont étés relevées. De ces observations, il ressort plusieurs paramètres importants qui sont : la hauteur de l'échantillon, la perméabilité du matériau étudié (à l'état homogène), sa granulométrie et son état de floculation.

V.2.1. Hauteur initiale de la pièce coulée

La localisation n'a jamais été observée, lors de la thèse, sur des éprouvettes de hauteur inférieure à 20 cm. Ce phénomène n'apparaît que pour des hauteurs importantes. Les deux essais conduits lors de la thèse dans une éprouvette de 3 m ont localisé. Environ 50 % de ceux conduits dans une hauteur de 1 m ont aussi localisé.

Cet effet de la hauteur a été observé à maintes reprises lors de notre étude et confirme les remarques faites par **Gaccio** [Giaccio & Giovambattista 1986]. Celui-ci, pour une formule de béton donnée n'a pas observé de localisation sur des éprouvettes ASTM C232 (hauteur réduite). En revanche, ce même béton a présenté une localisation dans des coffrages de 2 à 3 mètres de hauteur. Nous avons fait exactement les mêmes constatations lors de l'étude du ressuage de la formule LJter1 qui s'est déroulée au LCPC (voire chapitre IV.5) (figure V.7).

Figure V.7 : Ressuage selon la hauteur du moule pour l'essai LJter1 réalisé au LCPC

Par quel biais, la hauteur de coulée pourrait-elle avoir une influence ?

Il y a certainement une explication physique à ces constatations, cependant, elle nous échappe à l'heure actuelle.

V.2.2. Vitesse du ressuage homogène

On peut penser que la vitesse initiale de ressuage joue un grand rôle dans l'initiation de ce phénomène. Un béton présentant une vitesse de ressuage élevée (mesurable dans une éprouvette de faible hauteur) aura naturellement un risque de localisation plus fort. Expérimentalement, lors d'essais au LCPC de Nantes, les deux bétons testés (LJter1 et LJter2) ont présenté une localisation sur l'éprouvette de 3 m de hauteur. La vitesse de ressuage homogène la plus faible des deux essais a été trouvée égale à 0,012 $mm.min^{-1}$. **Gaccio** [Giaccio & Giovambattista 1986] a proposé une borne de 0,06 $mm.min^{-1}$ pour définir

le risque de localisation. Cette borne doit donc éventuellement être revue à la baisse selon le béton considéré, sa hauteur de coulage, …

En résumé, le schéma de la figure V.8 montre l'influence de deux principaux paramètres. Deux régions se distingueraient : la plus à droite concernerait une zone à fort risque de localisation alors que celle la plus à gauche correspondrait au ressuage homogène.

Figure V.8 : Schéma définissant la zone à risque de localisation

V.2.3. Granulométrie

L'apparition de canaux correspond au départ de particules très fines. Si le squelette granulaire n'est pas suffisamment continu, le maintien de ces particules fines n'est pas suffisant. L'exemple des essais réalisés au LCPC de Nantes montre bien ce phénomène.

La première série d'essai (LJ) fut effectuée à dosage en eau variable avec un sable légèrement creux (son passant à 160 µm est de 2,8%). La granulométrie de la formule présente alors une quasi-absence de grains entre 80 et 160 µm. La localisation fut claire avec un dosage à 207 litres d'eau (figure V.10). L'ajout d'un sablon correcteur, dont le module de finesse est égal à 0,75 ici, dans la seconde série (LJbis) permet alors de repousser ce dosage en eau critique au-delà de 220 litres.

Figure V.10 : Vitesse initiale de ressuage pour les deux séries d'essai (H = 32 cm)

Notons ici que l'ajout de sablon correcteur ne modifie pas véritablement la vitesse de ressuage (ce qui correspond bien à la logique décrite par le modèle de perméabilité présenté dans la partie IV.3).

D’un autre coté, le malaxage ou la présence de défloculant (plastifiant ou superplastifiant) entraîne une réduction de la taille maximale des flocs. On peut s’attendre alors à une légère augmentation du risque de localisation. Les essais conduits sur mortiers adjuvantés avec un superplastifiant (présentés dans la partie III.4.5) montrent effectivement cette augmentation du risque (qui se traduit par une réduction de la hauteur conduisant à la première localisation).

CHAPITRE VI

CONCLUSIONS GENERALES

« Les sots admirent et aiment les opinions qu'ils ont à chercher sous des termes mystérieux. »

Lucrèce *(vers –60), « De Natura Rerum »*

Ce mémoire résume une recherche menée dans le laboratoire génie civil de l'ESEM (Ecole Supérieure de l'Energie et des Matériaux). L'objectif initial était de cerner qualitativement les paramètres qui influencent sur le ressuage et, dans la mesure du possible prévoir quantitativement cette influence. L'objectif à long terme est définir théoriquement, pour une formule donnée, un niveau de sévérité du ressuage.

Si ce lien entre formulation et ressuage n'avait pas été fait, c'est en grande partie par manque d'un dispositif pratique et fiable de mesure de celui-ci. D'un autre coté, la présence d'effets d'échelle, l'influence du malaxage et de la température font que ce lien est dépendant des conditions dans lesquelles se déroule l'essai.

VI.1. Apport général

Tout d'abord, nous avons clairement différencié le ressuage homogène de celui localisé. En effet, le ressuage homogène peu être considéré comme peu préjudiciable aux caractéristiques du béton ce qui n'est pas le cas du second. Pour différencier expérimentalement les deux phénomènes, nous proposons la méthodologie suivante : mesurer les 30 premières minutes de ressuage d'une formule dans trois hauteurs de moule différentes. Si la vitesse initiale de ressuage est identique pour les trois hauteurs, le ressuage est homogène. La mesure de la vitesse initiale du ressuage dans un nombre plus conséquent de moules de différentes hauteurs permettrait l'identification expérimentale de la hauteur critique au-delà de laquelle le ressuage est systématiquement localisé.

Qualitativement, nous avons mis en évidence les principaux paramètres influents, qu'ils soient intrinsèques à la formulation (dosage en eau, ciment, adjuvants, …) ou extérieurs (hauteur du coffrage, température, malaxage, …). Parmi les paramètres extérieurs à la

formulation, c'est l'effet d'échelle, régit par la hauteur du coffrage, qui semble le plus important. La mise en évidence et la prédiction de cet effet peut ainsi permettre de reproduire en partie en laboratoire les effets qui ont lieu sur chantier.

Enfin, nous avons proposé deux méthodes de mesure du ressuage. L'une par prélèvement d'eau après avoir tracé des sillons à la surface du matériau, l'autre par mesure du tassement du squelette granulaire au moyen d'un télémètre laser. Nous avons, de plus, mis au point un appareillage spécifique destiné à mesurer à la fois la loi de comportement du squelette granulaire et sa perméabilité. La première méthode de mesure du ressuage permet le tracé de la courbe de débit d'eau ressuée en fonction du temps, courbe qui s'avère très riche en informations.

VI.2. Apport scientifique

Nous avons répondu à l'objectif d'estimation quantitative du ressuage d'un béton hydraulique par la proposition d'un modèle global. Ce modèle prend en compte les données de la formulation et prédit les effets d'échelle.

Le développement de ce modèle nous a amené à construire un modèle complet prédictif de la perméabilité des empilements granulaires (modèle de Kozeny-Carman modifié).. La mesure du ressuage devient ainsi un protocole proposable pour la mesure précise d'une perméabilité. Un tel test conduit dans 3 moules de hauteurs différentes permet de valider ou non le test vis-à-vis de la localisation. Dans le cas où la localisation de l'écoulement n'a pas lieu, la perméabilité est obtenue par la moyenne de celle des trois essais. Ce modèle de perméabilité fait intervenir un coefficient macroscopique $\overline{\alpha}$ représentatif des phénomènes microscopiques se déroulant autour des grains, immobilisant de l'eau. La calibration de ce coefficient permet l'obtention d'une information microscopique qui a son intérêt lors de l'étude de l'effet d'un adjuvant. Ce modèle a été validé sur 53 formulations parmi lesquelles figurent des coulis, des mortiers et des bétons.

Nous avons mis en évidence la présence d'un effet vieillissant que nous prenons en compte à travers un temps caractéristique $\mathbf{T_\chi}$. Ce paramètre macroscopique est représentatif de l'évolution physico-chimique du matériau. La connaissance de cette valeur permet une comparaison qualitative entre matériaux. Cela permet, par exemple, de visualiser l'effet microscopique d'un adjuvant dans la période dormante du béton.

VI.3. Apport pratique (à la destination des professionnels)

Le modèle prédictif de la perméabilité d'un empilement granulaire en fonction de sa composition est intégrable en l'état actuel dans un logiciel de formulation. Les données de la formulation permettent alors une prédiction de la perméabilité du matériau ou de sa vitesse initiale de ressuage. Un résumé des opérations nécessaires à l'obtention de cette prévision est fourni en annexe G.

Du modèle général, on peut analytiquement prédire l'amplitude du ressuage de matériaux coulés sur de faibles hauteurs (inférieures à 20 cm). En effet, pour de telles hauteurs, l'effet vieillissant comme l'effet de l'air occlus n'a pratiquement pas d'influence. Un résumé des opérations nécessaires à l'obtention de cette amplitude est, lui aussi, fourni en annexe G.

La porte est ainsi ouverte pour la prise en compte de l'effet du ressuage dans d'autres phénomènes comme le développement de la résistance mécanique [Lecomte et *al.* 2001], la diffusivité des agents agressifs ou l'esthétique du parement. La prévision de la vitesse initiale de ressuage peut permettre aussi un classement a priori des bétons en termes de pompabilité [Kaplan 2001].

Aspect expérimental :

Nous avons proposé un protocole de mesure du ressuage par prélèvement d'eau dans des sillons préalablement tracés. Le modèle proposé permet, pour toute étude une certaine souplesse :

⇨ il est possible de remplacer les gravillons par une masse équivalente de sable. La vitesse initiale du ressuage sera, en principe, inchangée. Par contre, l'amplitude finale sera modifiée. Cela dit, si seule la vitesse de ressuage apparaît comme être le paramètre critique pour les propriétés du matériau, la connaissance de l'amplitude n'est pas nécessaire. Dans ce cas, la mesure du ressuage sur béton devient inutile ;

⇨ dans le cas d'une étude sur matériau trop fluide, le dosage en eau peut être réduit pour raison pratique. Le résultat de la mesure pourra alors ensuite être corrigé par le modèle. Les essais conduits au LCPC de Nantes, décrits en IV.5, le montrent ;

⇨ des essais simultanés sur 3 hauteurs différentes permettent de définir avec certitude si le ressuage est homogène ou localisé. La connaissance du risque de localisation que présente une formulation est, pour le professionnel, une information importante. Plus encore, des essais simultanés dans un nombre conséquent de moules de différentes hauteurs permettent d'identifier la hauteur critique au-delà de laquelle le ressuage localise. Si la hauteur de coulage en une passe sur chantier dépasse cette hauteur critique, le professionnel a toutes les chances d'obtenir les différentes pathologies liées à la localisation du ressuage (mauvais parement, mauvaise résistance).

VI.4. Besoins en recherche

Sur les trois macroparamètres (K, C_S, T_χ) de la modélisation du ressuage, l'influence de la formulation est prise en compte pour deux d'entre eux : la perméabilité et la compressibilité. L'étude du temps caractéristique de vieillissement en fonction de la nature et de la quantité de ciment, de la présence ou non d'adjuvants, etc. permettrait de compléter le lien entre ressuage et formulation et d'aboutir à une prévision de l'amplitude du ressuage y compris pour les grandes hauteurs de moule.

L'influence de l'air occlus est abordée dans ce rapport. Une modélisation de cet effet est proposée au prix d'hypothèses qui doivent être vérifiée expérimentalement. La vérification expérimentale semble assez lourde à mener et n'a pas pu être réalisée dans cette thèse. Si les hypothèses formulées se vérifient, une implantation numérique d'un modèle prenant en compte non seulement l'effet vieillissant mais aussi l'effet de l'air occlus pourrait alors être menée.

Le cas du ressuage localisé étant le plus préjudiciable pour le maintien de la qualité du matériau, une étude poussée aboutissant à la définition d'un risque d'occurrence de localisation est nécessaire. La connaissance des conditions favorisant cette occurrence permettra de limiter les pathologies causées par ce phénomène sur chantier.

La modélisation proposée de la compressibilité du squelette granulaire s'appuie sur le modèle d'empilement compressible de **de Larrard**. Nous avons montré que l'influence de la surface spécifique sur la compressibilité est non négligeable. Un retour d'étude sur le modèle d'empilement compressible, prenant en compte les frottements intergranulaires liés à la surface spécifique des grains, pourrait s'avérer judicieux.

Enfin, pour asseoir davantage la validation du modéle présenté dans ce rapport, il faudrait rechercher d'où proviennent les différences obtenues entre les compacités Φ_A obtenue à l'oedomètre et Φ_B obtenue par ressuage sous une pression effective de 1 bar. Le vieillissement en est-il l'unique cause ?

CHAPITRE VII

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Nombre de références : 60

[Al Fadhala & Hover 2000] **AL FADHALA M., HOVER K.C.** : « Rapid evaporation from freshly cast concrete and the Gulf environment. », Construction and building materials 15(2001) pp1-7

[ASTM C232 1987] **American Society for Testing and Materials** : « Standard Test Methods for Bleeding of Concrete. », ASTM C 232 - 87 pp144-147

[Ash 1972] **ASH J.E.** : « Bleeding in concrete - A microscopic study. », J. Am. Concrete Institute, Proc. 69 , n°4 pp 209 – 211

[Azizi et *al*. 1992] **AZIZI J. et *al.*** : « The development of a permeability theory applied to concentrated suspensions. », Colloids and surfaces, 62 (1992), pp 1 - 9

[Baron & Ollivier 1997] **BARON J., OLLIVIER J.P.** : « Les bétons : Bases et données pour leur formulation. », Association technique de l'industrie des liants hydrauliques, Eyrolles.

[Baron 1982] **BARON J.** : « Les fissurations spontanées et accidentelles du béton non armé et armé », Le béton hydraulique, Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.

[Bastien et *al.* 1997] **BASTIEN J., DUGAT J., PRAT E.** : « Cement grout containing precipitated silica and superplastizers for post-tensioning. », A.C.I. Materials journal , jul. 1997 , N°94 - 4 pp 291 –295

[Bielak 1990] **BIELAK E.** : « Testing of cement, cement paste and conrete, including bleeding - part 1 : Laboratory test. », Colloque de Hannovre - properties of fresh concrete , oct. 1990 pp 154 – 166

[Bourgeois 1997] **BOURGEOIS E.** : « Mécanique des milieux poreux en transformation finie : Formulation des problèmes et méthodes de résolution. », Rapport final de thèse ENPC

[Charonnat & Lemaire 1988] **CHARONNAT Y., LEMAIRE T.** : « Caractérisation de la qualité d'une pâte de ciment par la mesure de son degré de défloculation. », Mesure & essais en génie civil, Conférence internationale, INSA lyon, vol n°1, sept. 1988

[Chopin 2002] **CHOPIN D.** : « Malaxage des bétons à hautes performances et des bétons auto-plaçant. », Rapport final de thèse – université de Nantes, n°ED 0367-036

[Clear & Bonner 1988] **CLEAR C.A. , BONNER D.G.** : « Settlement of fresh concrete - an effective stress model. », magazine of concrete research , march 1988 vol. 40 n°142 pp 3-12

[de Larrard 1998] **DE LARRARD F.** : « Concrete Mixture proportionning, a scientific approach. », Modern Concrete Technologie Series, 9, Mindess and A. Bentur, editors, E & FN spon, London, march 1999, 421 pages

[de Larrard & Ferraris 1998] **DE LARRARD F., FERRARIS C.** : « Rhéologie du béton frais remanié : Plan expérimental et dépouillement des résultats. », Bulletin des laboratoires des ponts et chaussées n°213 pp 73-89

[de Marsily 1981] **DE MARSILY G.** : « Quantitative hydrogeology. », Academic press, 1981

[Djelal et *al.* 2001] **DJELAL C., VANHOVE Y., MAGNIN A.**: « Rhéologie d'interface – Mise en œuvre d'une nouvelle classe de béton. », pp 255-265

[Gelade 2000] **GELADE P.** : « Stabilité des coulis d'injections – Etude de la sédimentation. », Rapport d'activité n°2 – ATILH – LCPC – LBHP

[Gelade 2002] **GELADE P.** : « Stabilité et comportement rhéologique des coulis d'injection pour gaine de précontrainte. », rapport final de thèse ATILH, LCPC, paris VII

[Giaccio & Giovambattista 1986] **GIACCIO G., GIOVAMBATTISTA A.** : « Bleeding : Evaluation of its effects on concrete behaviour. », Matérials and structures (RILEM) v112 pp 265 - 71, july-august

[Harris 1977] **HARRIS C.C.** : « Flow through porous media. Examination of the immobile fluid model. », Powder technology, 17 (1977), pp 235 - 252

[Herr et *al.* 2001] **HERR O., VACHON M., SEDRAN T., DE LARRARD F., BALLAY J.M.**, "Les Matériaux Autocompactants Essorables de Structure (MACES) : étude de faisabilité d'une nouvelle gamme de matériaux hydrauliques pour les assises de chaussées", Note technique, Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, N° 232, pp. 99-104.

[Hoshino 1989] **HOSHINO M.** : « Relationship between bleeding, coarse aggregate, and specimen height of concrete. », A.C.I. Materials journal , march 1989 , N°86 - 2 pp 185 – 190

[Josserand 1999] **JOSSERAND L.** : « Estimation quantitative du ressuage des bétons hydrauliques. », Rapport d'activité n°1, 2, 3, 4 et 5 - ESEM - LCPC

[Josserand & De Larrard 2002] **JOSSERAND L., DE LARRARD F.** : «Experimental study of scale effect in fresh mortar bleeding. », International Congress - Challenges of Concrete Construction, Dundee, scotland, oct. 2002, 8p , à paraître.

[Kaplan 2001] **KAPLAN D.** : « Pompage des bétons », Etudes et recherches des laboratoires des ponts et chaussées, n°OA36, 225p

[Kelly & Spotiswood 1982] **KELLY E.G., SPOTTISWOOD D.J.** : « Introduction to mineral processing. », J. Wiley & Sons, Inc. - Wiley interscience

[Khayat 1998] **KHAYAT K.H.** : « Use of viscosity-modifying admixture to reduce top-bar effect of anchored bars cast with fluid concrete. », A.C.I. Materials journal , march 1998 , N°95-2 pp 158-167

[Khayat & Guizani 1997] **KHAYAT K.H. , GUIZANI Z.** : « Use of viscosity-modifying admixture to enhance stability of fluid concrete. », A.C.I. Materials journal , jul. 1997 , N°94-4 pp 332-340

[Khayat et al. 1997] **KHAYAT K.H., MANAI K., TRUDEL A.** : « In situ mechanical properties of wall element cast using self consolidating concrete. », A.C.I. Materials journal , november 1997 , N°94-6 pp 491 –500

[Khayat & Yahia 1997] **KHAYAT K.H. , YAHIA.** : « Effect of welan gum high range water reducer combinations on rheology of cement grout. », A.C.I. Materials journal , sept. 1997 , N°94-5 pp 365 –372

[Le Bars 1992] **LE BARS N.** : « Relation entre la structure des couches adsorbées, l'état de dispersion et les propriétés rhéologiques dans les suspensions concentrées de poudres céramiques. ». Rapport final de thèse – université d'Orléans

[Le Roy et *al.* 2000] **LE ROY R., WILLAERT J., MIRMAND H., ROUANET D.** : « Identification des paramètres favorisant la formation de poches d'air et d'eau dans les coulis de ciment pour gaines de précontrainte. », Bulletin des laboratoires des ponts et chaussée, n°229, nov.-dèc. 2000, pp53-70.

[Le Roy et *al.* 1998] **LE ROY R., XA KHIEN H., SERRANO J. J.** : « Principe de formulation des coulis d'injection pour la post-tension. ».

[Lecomte et *al.* 2001] **LECOMTE A., DE LARRARD F., MECHLING J. M.** : « Résistance à la compression de bétons hydrauliques au squelette granulaire non optimisé. », Bulletin des laboratoires des ponts et chaussée, N°234 sept. 2001, pp 89-105.

[Loh et *al.* 1998] **LOH C.K., TAN T.S., YONG K.Y., WEE T.H.** : « An experimental study on bleeding and channelling of cement paste and mortar. », Advances in cement research, 1998, 10, n°1, january, pp 1-16

[Maggion et *al.* 1996] **MAGGION R., BONNAMY S., LEVITZ P., VAN DAMME H.** : « A scaling model of the microstructural evolution in C_3S / C-S-H pastes. », H. Jennings et al. (eds.) , The modelling of microstructure and its potential for studying transport properties and durability, pp 137 – 155

[Mansoutre et *al.* 1999] **MANSOUTRE S., COLOMBET P., VAN DAMME H.** : « Water retention and granular rheological behavior of fresh C_3S paste as a function of concentration. », Cement and concrete research n°29, may 1999, pp 1441-1453

[McKinley & Bolton 1999] **McKINLEY J.D. , BOLTON M.D.** : « A geotechnical description of fresh cement grout - Filtration and consolidation behaviour. », magazine of concrete research, october 1999, vol 51 n°5, pp 295 – 307

[Nehdi et *al.* 1998] **NEHDI H.M., MINDNESS M., AITCIN C.M.** : « Rheology of high performance concrete : effect of ultrafine particles. », Cement and concrete research, 28(5), may 1998, pp 687 – 697

[Neubauer et *al.* 1998] **NEUBAUER C.M., YANG M., JENNINGS H.M.** : « Interparticle potential and sedimentation behavior of cement suspensions : effects of admixtures. », Adv. cem. based material 1998, 8, pp 17 – 27

[Nicolay 1990] **NICOLAY J.** : « Testing of cement, cement paste and conrete, including bleeding - part 2 : Field observations and their relation to laboratory test. », Colloque de Hannovre - properties of fresh concrete , oct. 1990 pp 167 - 178

[Olorunsogo 1998] **OLORUNSOGO F.T.** : « Particles size distribution of GGBS and bleeding characteristics of slag cement mortars. », Cement and concrete research, 28(6), june 1998, pp 907 – 919

[Ozkul & Baskoca 1997] **OZKUL M.H., BASKOCA A.** : « Influence of prolonged agitation on water movement related properties of water reducer and retarder admixtured concretes. », Cement and concrete research, 27(5), may 1997, pp 721 - 732

[Patankar 1980] **PATANKAR S. V.** : « Numerical heat transfer and fluid flow. », Hemisphere Publishing Corporation

[Powers 1968] **POWER T.C.** : « The properties of fresh concrete. », J. Wiley & Sons, Inc. pp 533-652. New York, U.S.A.

[Radocea 1992] **RADOCEA A.** : « A new method for studying bleeding of cement paste. », cement and concrete research sept. 1992 vol. 22 n°5 pp 855-868

[Sawaide & Iketani 1992] **SAWAIDE M., IKETANI J.** : «Rheological analysis of the behavior of bleed water from freshly cast mortar and concrete. »,A.C.I. Materials Journal, Vol 89 n°4, July 1992 pp 323 - 327

[Schiessl & Weber 1992] **SCHIESSL P., WEBER J.W.** : « Bleeding of concrete. » Iberoamerican R.M.C. congress, Madrid 23-26 june 1992, congress report section XII/B-4

[Sedran 1999] **SEDRAN S.** : « Rhéologie et rhéométrie des bétons », Thèse de Doctorat de l'ENPC, mars 1999 , 220 pages

[Soga et *al.* 1986] **SOGA S., TAKAGI K., KIMURA A.** : « Influence of the mixing energy on fresh concrete. », Transactions of the japan concrete institute, 1986, Vol.8, pp 73-80

[Steinour 1945] **STEINOUR H.H.** : « Further studies of bleeding of Portland cement paste. », Portland cement association research, Vol. 4

[Suhr & Schöner 1990] **SUHR S., SCHÖNER W.** : « Bleeding of cement paste. », Colloque de Hannovre - properties of fresh concrete , oct. 1990 pp 33 – 40

[Tamimi & Ridgway 1993] **TAMIMI A.K., RIDGWAY P.** : « Effects of two-stage mixing technique on strength and micro-hardness of concrete. », proceedings of RILEM congress, march 93, Paisley, England pp 31-37

[Tan et *al.* 1997] **TAN T.S., LOH C.K., YONG K.Y., WEE T.H.** : « Modelling of bleeding of cement paste and mortar. », Advances in cement research, 1997, 9, n°34, april, pp 75-91

[Tan et *al.* 1987] **TAN T.S., WEE T.H., TAN S.A., TAM C.T., LEE S.L.** : « A consolidation model for bleeding of cement paste. », Advances in cement research, 1987, 1, n°1, pp 18-26

[Tanaka et *al.* 1999] **TANAKA I., SUZUKI N., ONO Y., KOISHI M.** : « A comparison of the fluidity of spherical cement with that of broad cement and a study of the properties of fresh concrete using spherical cement. », Cement and Concrete research n°29, 1999 pp 553-560

[Toorman 1996] **TOORMAN E.A.** : « Sedimentation and self weight consolidation : general unifying theory. », Géotechnique 46 (1), april 1996, pp 103 – 113

[Wainright & Ait Aider 1995] **WAINRIGHT P.J. , AIT AIDER H.** : « The influence of cement source and slag additions on the bleeding of concrete. », Cement and concrete research vol 25 n°7 pp 1445-1456

[Wainright & Rey 2000] **WAINRIGHT P.J. , REY N.** : « The influence of ground granulated blastfurnace slag (GGBS) additions and time delay on the bleeding of concrete. », Cement and concrete research vol 22, 2000, pp 253-257

[Yang & Jennings 1996] **YANG M., JENNINGS H.M.** : « Theorical and experimental investigations of sedimentation. », Advanced Cement Based Matérial, juin 96.

Liste des annexes

Annexe A : Fiches caractéristiques des matériaux
- Ciment & Additions minérales
- Sables
- Gravillons
- Adjuvants

Annexe B : Protocole expérimental (méthode des sillons)
- Texte du protocole
- Fiche-type d'essai
- Feuille de dépouillement d'essai

Annexe C : Expérimentations
- Formules des mélanges (dosages en kilo par m3 de matériau)
- Air occlus, affaissement et vitesse initiale de ressuage (V_{IR}) **expérimentaux**
- Compacité, surface volumique, perméabilité et V_{IR} **théoriques**
- Erreur relative sur la prévision de la vitesse initiale de ressuage

Annexe D : Courbes expérimentales de ressuage

Annexe E : Listings Matlab
- sans effet vieillissant (explicite puis implicite)
- avec effet vieillissant (explicite puis implicite)

Annexe F : Notations utilisées

Annexe G : Résumé à l'usage des programmeurs

Caractéristiques des matériaux utilisés

CPA Beffes : CEM I 52,5 N CE CP2 NF de Beffes (CALCIA)
CPA havre : CEM I 52,5 CP2 du Havre (LAFARGE)
CPA VAB : CEM I 52,5 N CE CP2 NF de Villiers au Bouin (CALCIA)
CV : Cendres Volantes SPI Cordemais
Filler : Filler calcaire MEAC (St Maurice la Clouère 86)

Nom	CPA Beffes	CPA Havre	CPA VAB	CV	Filler
MVR [kg.m^{-3}]	3129	3160	3140	2300	2688
SS Blaine [m^2.kg^{-1}]	345	350	354	n.m.	n.m.
SS BET [m^2.kg^{-1}]	393	n.m.	n.m.	2631	6081
SS Calculée [m^2.kg^{-1}]	261	447	243	334	487
Alphabar	1,37	n.m.	1,51	1,18	1,12
Φ demande en eau	0,577	0,57	n.m.	0,556	0,645
Chaleur [J.g^{-1}] à 41 h	350	n.m.	320		
% de Clinker *	92,7%	95,50%	94,2%		
% de C_3A *	9,7%	9%	8,1%		
Addition *	3,9% (L)	0%	2% (F)		
% de gypse *	3,4%	4,50%	3,8%		

Diamètre en micron	Tamisâts cumulés en %				
0,63	0,3	0	0	0	1
0,8	0,8	0	0	0	2,5
1	1,5	10	0	0,5	4
1,25	2,5	11	1,1	1,0	6
1,6	3,8	13	5,5	2,2	9
2	5,1	16	10,5	3,8	12
2,5	6,6	18	14,9	6,1	16
3,15	8,6	20	18,2	9,0	20
4	11,5	23	21,2	12,9	25
5	15,3	25	25,0	17,1	30,5
6,3	20,6	29	30,2	23,0	36
8	27,5	34	36,0	29,0	42
10	35,2	40	41,1	37,6	48
12,5	43,7	48	47,3	45,2	56
16	53,9	60	56,3	55,5	62
20	63,7	70	65,6	64,2	68
25	73,7	82	75,3	72	75
31,5	83,2	92	85,1	80	79
40	91,2	96	93,2	88	84
50	96,4	100	97,6	95	89
63	99,1	100	99,1	99	95
80	99,9	100	99,9	100	98
100	100	100	100	100	100

Sables :

S1 : Sable alluvionnaire 0/4 recomposé de Sandillon (45)
S2 : Sable 0/2,5 issu du coupage du sable 0/4 de Sandillon
S3 : Sable alluvionnaire 0/4 de Jargeau (45)
S4 : Sablon alluvionnaire Palvadeau 0/0,5 (44)
S5 : Sable marin 0/4 CHARPENTIER (44)

Nom	**S1**	**S2**	**S3**	**S4**	**S5**
d/D	0/4	0/2,5	0/4	0/0,5	0/4
MVR [kg.m^{-3}]	2650	2640	2650	2640	2610
Carrière	SANDILLON	SANDILLON	JARGEAU	?	CHARPENTIER
SS Calculée [m^2.kg^{-1}]	4,9	5,5	5,2 *	15,8	5,2
Alphabar	1,15	1,1	1,04	1,06*	1,06*
Absorption [%]	0,8%	0,8%	0,8%	n.m.	0,7%
Compacité propre	0,800	0,784	n.m.	0,588	0,692

	Tamisâts cumulés en %				
Diamètre en micron					
63	0,4	0,5		2,5	1,1
80	0,7	0,8		6,2	1,3
100	3	3,5		14	1,5
125	6	7,0		26	1,8
160	9	10,4		39	2,8
200	11	12,8		57	6
250	14,5	16,8		73	11
315	17,8	20,7		86,4	19,4
400	23	26,7		95,3	31
500	29	33,6		100	44
630	37,1	43,0		100	54
800	45	52,2		100	63
1000	53	61,5		100	70,5
1250	61,9	71,8		100	76,2
1600	72	83,5		100	82
2000	80	92,8		100	87
2500	86,1	99,9		100	90,7
3150	92	100		100	94,2
4000	96,3	100		100	97,7
5000	99,1	100		100	99,8
6300	100	100		100	100

Gravillons :

G1 : Gravillon alluvionnaire 3,15/8 de sandillon
G2 : Gravillon alluvionnaire 5/12,5 de sandillon
G3 : Gravillon alluvionnaire 8/20 de sandillon
G4 : Gravillon de roche massive 6,3/10 de Pontreaux
G5 : Gravillon de roche massive 10/14 de Pontreaux

Nom	**G1**	**G2**	**G3**	**G4**	**G5**
d/D	3,15/8	5/12,5	8/20	6,3/10	10/14
MVR [kg.m^{-3}]	2500	2560	2551	2600 *	2600 *
Carrière	SANDILLON	SANDILLON	SANDILLON	PONTREAUX	PONTREAUX
SS Calculée	0,57	0,29	0,20	0,30	0,19
alphabar	1,09	1,12	1,06	1,06*	1,06*
Absorption [%]	1,0%	1,0%	1,1%	n.m.	n.m.
Compacité propre	0,725	0,703	0,669	0,647	0,676

Diamètre en mm	Tamisâts cumulés en %				
0,63	0	0	0	0	0
0,8	1	0	0	0	0
1	1	0	0	0	0
1,25	2	0	0	0	0
1,6	3	0	0	0	0
2	5	0,4	0	0	0
2,5	7	0,8	0	0,7	0
3,15	12	1,6	0	1,3	0
4	22	2,2	0	2,1	0,6
5	44	3	1,4	5	1
6,3	79	6,5	3,6	13	1,5
8	94	32,3	8,3	54	3,7
10	99	71	23,2	88,3	11
12,5	100	98,6	47,6	98	60
16	100	100	73,5	100	94
20	100	100	95,8	100	100
25	100	100	99,6	100	100
31,5	100	100	100	100	100

MESURE DU RESSUAGE PAR PRELEVEMENT EN SILLONS

Le protocole suivant est identique pour mortier et béton. La salle dans laquelle s'effectue l'essai doit être régulée en température et humidité. Une température constante de 20°C est conseillée, une hygrométrie au moins égale à 50% est aussi conseillée. L'important est que la vitesse d'évaporation doit rester constante, si possible à une valeur faible.

MATERIEL NECESSAIRE

- une balance précise au dixième de g ;
- une balance précise au centième de g ;
- un malaxeur ;
- une table vibrante ;
- un compte-goutte, une raclette métallique, un chronomètre ;
- trois moules cylindriques de hauteur différentes* ;
- trois béchers pour la réception de l'eau ressuée (à chaque moule correspond un bécher) ;
- trois plaques en caoutchouc permettant de couvrir intégralement chacun des moules.

Mesurer précisément les diamètres et hauteurs des moules (si ce n'est déjà fait). Mettre un peu d'eau dans le fond des béchers. A la fin du malaxage, le chronomètre est mis en route. Il ne sera plus touché avant la fin des essais.

MISE EN PLACE

Verser le matériau dans le moule de plus grande hauteur en au moins trois couches, chacune vibrée si nécessaire. Dans le cas de hauteurs importantes, on augmentera le nombre de couches de manière à serrer le matériau le mieux possible. Le matériau ne sera pas arasé. La surface de celui-ci devra être à 1 ou 2 cm sous le niveau maximal.

Placer ce premier moule rempli sur la balance précise au dixième. Noter immédiatement le temps écoulé au chronomètre ainsi que la masse du bécher sur la balance au $100^{ième}$. Par la suite, le moule ne devra pas subir de mouvements.

* Le choix conseillé serait trois moules PVC étanches de diamètre 94 mm et de hauteur 150, 300 et 500 mm

Tracer immédiatement des sillons sur la surface du mortier. Ces sillons ont pour point bas le centre de la surface. Dans le cas de grandes surfaces, on créera des ramifications. Estimer la hauteur totale du mortier. Faire la tare de la balance sur laquelle est posé le moule puis couvrir ensuite avec la plaque de caoutchouc.

Cas des diamètres < 80 mm Cas des diamètres > 80 mm

Remplir le moule de hauteur moyenne en serrant le mortier de la même manière que pour le premier moule. Poser ce moule **à côté** de la balance (on n'utilise la double pesée que pour le moule de grande hauteur). Noter immédiatement le temps écoulé depuis la fin de malaxage et la masse du bécher correspondant à ce moule. Tracer les sillons puis couvrir.

Procéder de même avec le troisième moule.

DEROULEMENT DE L'ESSAI

Lorsque le chronomètre affiche 7 minutes, soulever délicatement la plaque de caoutchouc du moule posé sur la balance. Prélever l'eau ressuée au centre de l'échantillon et la verser dans le bécher. Noter successivement :

- le temps au chronomètre (au moment du prélèvement) ;
- la masse du moule ;
- la masse du bécher (+ la plaque de caoutchouc si une condensation apparaissait sous la plaque. Dans ce cas la présence de la plaque lors de la mesure doit être systématique).

Remettre immédiatement la plaque pour couvrir le moule. Toutes ces opérations ne doivent pas occasionner de vibrations. Procéder de même, à la suite avec les 2 autres moules.

Prendre régulièrement des mesures jusqu'à l'arrêt du ressuage. Cet arrêt est défini lorsque l'on ne peut plus mesurer d'eau ressuée et que l'on obtient une surface du matériau mate. L'intervalle de mesures sera choisi de façon à ce que la différence de ressuage mesurée entre deux mesures successives soit inférieure au dixième du ressuage maximum.

(ordres de grandeur : - 3' par exemple dans le cas de ressuages forts
- 7' par exemple dans le cas de ressuages modérés
- 15' par exemple dans le cas de ressuages faibles)

Fiche de résultat d'essai de ressuage :

Rèf. :

Date : / / 2001 Visa : T° du laboratoire : °C

Diamètre du moule cylindrique : mm Opérateur :

Désignation	Référence	Quantité (g)

Hauteur moule [cm] :			Hauteur moule :		Hauteur moule :	
Temps [min]	M_{MOULE} [g]	M_{BECHER} [g]	Temps [min]	M_{BECHER} [g]	Temps [min]	M_{BECHER} [g]

- Annexe B : Protocole de mesure du ressuage -

Résultats des différents essais

H170 : moule de 17cm de hauteur

D94 : moule de 94 mm de diamètre

L : Essai ayant présenté une localisation

- Annexe D : Résultats expérimentaux -

Résolution explicite du ressuage sans effet vieillissant *(Source du programme MATLAB)*

```
% Déclaration des constantes

   ds=2.7 ;                        % densité du solide
   gw=10000 ;                      % poids volumique de l'eau
   H=1 ; N=10 ;                    % hauteur et nombre de tranches
   Fo=0.75 ;                       % compacité initiale
   Dt=50 ; Nt=120 ;                % pas de temps et nombre de pas de temps
   Da=Fo*H/N ;                     % épaisseur solide de chaque tranche

   Fc=0.78 ; lambda=0.011 ;        % coefs pour le calcul de Cs
   ko=1.11E-7 ; b=36 ;             % coefs pour le calcul de K

   Cso=exp((Fc-Fo)/lambda)*1E-5*lambda ; % =Cs(phi0)
   T(1)=0 ;                        % initialisation des variables
   delta=0 ; ressu(1)=0 ;
   vecteuru=ones(N,1);
   compacit(1:N,1)=Fo*vecteuru ; % Quelle que soit l'altitude, le
                                   % béton est initialement homogène
   gama=ko*Fo*(ds-1)*vecteuru ;
   gama(1)=0;


% Boucle temporelle

 for j=2:Nt ;

    T(j)=T(j-1)+Dt ; % calcul du temps écoulé

    % Détermination de la répartition des vides
    for i=1:N-1 ;
     compacit(i,j)=1/(1/compacit(i,j-1)-(gama(i+1)-gama(i))*Dt/Da) ;
     compacit(N,j)=Fo;
    end

    % Calcul de la variable gama au temps t
    for i=2:N ;
     Kfi=ko*(1-b*(compacit(i,j)-Fo))*compacit(i,j);      % =K*phi
     Csi=exp((Fc-compacit(i,j))/lambda)*1E-5*lambda ;    % =Cs
     gama(i)=Kfi*(ds-1) ;
     gama(i)=gama(i)+Kfi*(compacit(i,j)-compacit(i-1,j))/gw/Csi/Da ;
     gama(1)=0;
    end

    % mise à jour du ressuage
    delta=delta+k1*Dt*(ds-1+(compacit(N,j)-compacit(N-1,j))/(gw*Da*Cso));
    ressu(j)=delta/H ;
  end
```

Résolution implicite du ressuage sans effet vieillissant

```
% Déclaration des constantes

   ds=2.7 ;                          % densité du solide
   gw=10000 ;                        % poids volumique de l'eau
   H=1 ; N=10 ;                      % hauteur et nombre de tranches
   Fo=0.75 ;                         % compacité initiale
   Dt=50 ; Nt=120 ;                  % pas de temps et nombre de pas de temps
   Da=Fo*H/N ;                       % épaisseur solide de chaque tranche

   Fc=0.78 ; lambda=0.011 ;          % coefs pour le calcul de Cs
   ko=1.11E-7 ; b=36 ;               % coefs pour le calcul de K

   Cso=exp((Fc-Fo)/lambda)*1E-5*lambda ; % =Cs(phi0)
   T(1)=0 ;                          % initialisation des variables
   precis=0.000001 ;                 % valeur de limite de la précision recherchée
   for i=1:N
      compacit(i,1)=Fo ;
      dphi(i)=(N-i)*0.0001 ;
     end ;


% Boucle temporelle

for j=2:Nt

  T(j)=T(j-1)+Dt ;                   % calcul du temps écoulé
  residu=1 ; iter=0 ;
  for i=1:N
    phi1(i)=compacit(i,j-1);
    phi2(i)=phi1(i)+dphi(i) ;
  end ;

 % Calcul de F1(phi1)
    for i=2:N
     Kfi=ko*(1-b*(phi1(i)-Fo))*phi1(i); % =K*phi
     Csi=exp((Fc-phi1(i))/lambda)*1E-5*lambda ; % =Cs
     gama(i)=Kfi*(ds-1) ;
     gama(i)=gama(i)+Kfi*(phi1(i)-phi1(i-1))/gw/Csi/Da ;
    end ;
    gama(1)=0;
    for i=1:N-1
     F1(i)=(1/phi1(i)-1/compacit(i,j-1))/Dt+(gama(i+1)-gama(i))/Da ;
    end ;
    res1=max(abs(F1));

 % Calcul de F2(phi2)
    for i=2:N
     Kfi= ko*(1-b*(phi2(i)-Fo))*phi2(i); % =K*phi
     Csi=exp((Fc-phi2(i))/lambda)*1E-5*lambda ; % =Cs
     gama(i)=Kfi*(ds-1) ;
     gama(i)=gama(i)+Kfi*(phi2(i)-phi2(i-1))/gw/Csi/Da ;
```

```
    end ;
    gama(2)=0;
    for i=1:N-1
     F2(i)=(1/phi2(i)-1/compacit(i,j-1))/Dt+(gama(i+1)-gama(i))/Da ;
    end ;
    res2=max(abs(F2));

  % boucle d'itération
  while [residu>precis, iter<20]

    iter=iter+1;

    % Calcul de phi3
    for i=1:N-1
       if phi1(i)==phi2(i)
          phi3(i)=phi1(i);
          else if F1(i)==F2(i)
               phi3(i)=phi1(i);
               else phi3(i)=(F1(i)*phi2(i)-F2(i)*phi1(i))/(F1(i)-F2(i));
          end
    end ;
    phi3(N)=Fo ;

    % Calcul de F3(phi3)
    for i=2:N
     Kfi= ko*(1-b*(phi3(i)-Fo))*phi3(i); % =K*phi
     Csi=exp((Fc-phi3(i))/lambda)*1E-5*lambda ; % =Cs
     gama(i)=Kfi*(ds-1) ;
     gama(i)=gama(i)+Kfi*(phi3(i)-phi3(i-1))/gw/Csi/Da ;
    end ;
    gama(1)=0;
    for i=1:N-1
     F3(i)=(1/phi3(i)-1/compacit(i,j-1))/Dt+(gama(i+1)-gama(i))/Da ;
    end ;

    % initialisation de l'itération suivante
    residu=max(abs(F3));
    if res1>res2
         phi1=phi3;  F1=F3;
         res1=residu ;
         else  phi2=phi3; F2=F3;
               res2=residu ;
         end

   end ;

   for i=1:N-1
      compacit(i,j)=phi3(i);
   end ;
   compacit(N,j)=Fo;

   % mise à jour du ressuage
   delta=H;
   for i=1:N   delta=delta-Da/compacit(i,j);   end ;
   ressu(j)=delta/H ;
end ;
```

Résolution explicite du ressuage avec effet vieillissant

```
% Déclaration des constantes

   ds=2.7 ;                          % densité du solide
   gw=10000 ;                        % poids volumique de l'eau
   H=1 ; N=10 ;                      % hauteur et nombre de tranches
   Fo=0.75 ;                         % compacité initiale
   Dt=50 ; Nt=120 ;                  % pas de temps et nombre de pas de temps
   Da=Fo*H/N ;                       % épaisseur solide de chaque tranche

   Fc=0.78 ; lambda=0.011 ;          % coefs pour le calcul de Cs
   ko=1.11E-7 ; b=36 ;               % coefs pour le calcul de K
   Tx=1500 ;                         % temps caractéristic du vieillissement

   Cso=exp((Fc-Fo)/lambda)*1E-5*lambda ; % =Cs(phi0)
   for i=1:N                         % initialisation des variables
      compacit(i,1)=Fo ;   Vl(i,1)=0 ;
      gama(i)=ko*Fo*(ds-1) ;
     end ;
   gama(1)=0 ; T(1)=0 ;


% Boucle temporelle

 for j=2:Nt ;

    T(j)=T(j-1)+Dt ;                 % calcul du temps écoulé en secondes

    % Détermination de la compacité
    for i=1:N-1 ;
     compacit(i,j)=1/(1/compacit(i,j-1)-(gama(i+1)-gama(i))*Dt/Da) ;
     compacit(N,j)=Fo;
    end

    % Détermination du vieillissement
    for i=1:N ;
     Csi=exp((Fc-compacit(i,j))/lambda)*1E-5*lambda ; % =Cs
     Vl(i,j)=Vl(i,j-1)+exp(T(j)/Tx)*(compacit(i,j)-compacit(i,j-1))/Csi ;
    end

    % Calcul de la variable gama au temps t
    for i=2:N ;
     Kfi= ko*(1-b*(compacit(i,j)-Fo))*compacit(i,j); % =K*phi
     gama(i)=Kfi*(ds-1) ;
     gama(i)=gama(i)+Kfi*(Vl(i,j)-Vl(i-1,j))/gw/Da ;
     gama(1)=0;
    end

    % mise à jour du ressuage
    delta=H;
    for i=1:N ;
     delta=delta-Da/compacit(i,j);
```

```
    end
    ressu(j)=delta/H ;
  end
```

Résolution implicite du ressuage avec effet vieillissant

```
% Déclaration des constantes

   ds=2.7 ;                        % densité du solide
   gw=10000 ;                      % poids volumique de l'eau
   H=1 ; N=10 ;                    % hauteur et nombre de tranches
   Fo=0.75 ;                       % compacité initiale
   Dt=50 ; Nt=120 ;                % pas de temps et nombre de pas de temps
   Da=Fo*H/N ;                     % épaisseur solide de chaque tranche

   Fc=0.78 ; lambda=0.011 ;        % coefs pour le calcul de Cs
   ko=1.11E-7 ; b=36 ;             % coefs pour le calcul de K
   Tx=1500 ;                       % temps caractéristic du vieillissement

   Cso=exp((Fc-Fo)/lambda)*1E-5*lambda ; % =Cs(phi0)
   for i=1:N                       % initialisation des variables
      compacit(i,1)=Fo ;   Vl(i,1)=0 ;
      dphi(i)=(N-i)*0.0001 ;
     end ;
   T(1)=0 ;


% Boucle temporelle

for j=2:Nt

  T(j)=T(j-1)+Dt ;                 % calcul du temps écoulé
  residu=1 ; iter=0 ;
  for i=1:N
    phi1(i)=compacit(i,j-1);
    phi2(i)=phi1(i)+dphi(i) ;
  end ;

 % Calcul de F1(phi1)
    for i=1:N ;
     Csi=exp((Fc-phi1(i))/lambda)*1E-5*lambda ; % =Cs
     Vl(i,j)=Vl(i,j-1)+exp(T(j)/Tx)*(phi1(i)-compacit(i,j-1))/Csi ;
    end
    for i=2:N
     Kfi=ko*(1-b*(phi1(i)-Fo))*phi1(i); % =K*phi
     gama(i)=Kfi*(ds-1) ;
     gama(i)=gama(i)+Kfi*(Vl(i,j)-Vl(i-1,j))/gw/Da ;
    end ;
    gama(1)=0;
    for i=1:N-1
```

```
   F1(i)=(1/phi1(i)-1/compacit(i,j-1))/Dt+(gama(i+1)-gama(i))/Da ;
  end ;
  res1=max(abs(F1));

% Calcul de F2(phi2)
  for i=1:N ;
   Csi=exp((Fc-phi2(i))/lambda)*1E-5*lambda ; % =Cs
   Vl(i,j)=Vl(i,j-1)+exp(T(j)/Tx)*(phi2(i)-compacit(i,j-1))/Csi ;
  end
  for i=2:N ;
   Kfi=ko*(1-b*(phi2(i)-Fo))*phi2(i);       % =K*phi
   gama(i)=Kfi*(ds-1) ;
   gama(i)=gama(i)+Kfi*(Vl(i,j)-Vl(i-1,j))/gw/Da ;
  end
  gama(2)=0;
  for i=1:N-1
   F2(i)=(1/phi2(i)-1/compacit(i,j-1))/Dt+(gama(i+1)-gama(i))/Da ;
  end ;
  res2=max(abs(F2));

% boucle d'itération
while [residu>precis, iter<20]

  iter=iter+1;

 % Calcul de phi3
  for i=1:N-1
     if phi1(i)==phi2(i)
        phi3(i)=phi1(i);
        else if F1(i)==F2(i) phi3(i)=phi1(i);
           else phi3(i)=(F1(i)*phi2(i)-F2(i)*phi1(i))/(F1(i)-F2(i));
           end
        end
  end ;
  phi3(N)=Fo ;

 % Calcul de F3(phi3)
  for i=1:N ;
   Csi=exp((Fc-phi3(i))/lambda)*1E-5*lambda ; % =Cs
   Vl(i,j)=Vl(i,j-1)+exp(T(j)/Tx)*(phi3(i)-compacit(i,j-1))/Csi ;
  end
  for i=2:N
   Kfi=ko*(1-b*(phi3(i)-Fo))*phi3(i); % =K*phi
   gama(i)=Kfi*(ds-1) ;
   gama(i)=gama(i)+Kfi*(Vl(i,j)-Vl(i-1,j))/gw/Da ;
  end ;
  gama(1)=0;
  for i=1:N-1
   F3(i)=(1/phi3(i)-1/compacit(i,j-1))/Dt+(gama(i+1)-gama(i))/Da ;
  end ;

 % initialisation de l'itération suivante
  residu=max(abs(F3));
  if res1>res2
       phi1=phi3;
       F1=F3;
```

```
         res1=residu ;
      else
         phi2=phi3;
         F2=F3;
         res2=residu ;
      end

   end ;

   for i=1:N-1
      compacit(i,j)=phi3(i);
   end ;
   compacit(N,j)=Fo;

   % mise à jour du ressuage
   delta=H;
   for i=1:N
     delta=delta-Da/compacit(i,j);
    end ;
   ressu(j)=delta ;
end ;
```

NOTATIONS UTILISEES

Notations latines :

a : Hauteur solide [m]
a_{ij} : Coefficient de desserrement (modèle d'empilement compressible) [/]
b : Coefficient d'influence de la compacité sur la perméabilité au premier ordre [/]
b_{ij} : Coefficient de paroi (modèle d'empilement compressible) [/]
C : Masse de ciment par unité volumique de béton [kg]
c : Coefficient d'influence du temps sur la perméabilité au premier ordre [/]
Ca : Compressibilité de l'air occlus [Pa^{-1}]
C_S : Compressibilité du squelette granulaire [Pa^{-1}]
c_S : Compressibilité adimensionnelle du squelette granulaire [/]
D : Diamètre de la colonne cylindrique de béton [m]
d_i : Diamètre de la classe granulaire i [m]
d_S : Densité moyenne des grains solides [/]
E : Masse d'eau par unité volumique de béton [kg]
e : Indice des vides du squelette granulaire [/]
Er : Hauteur d'eau ressuée [m]
Er_∞ : Perte d'eau [%]
G : Masse de gravillon par unité volumique de béton [kg]
g : Accélération de la pesanteur [$m.s^{-2}$]
H : Hauteur de la colonne de béton [m]
h : Charge du fluide [m]
Is : Indice de serrage du modèle d'empilement compressible
K : Perméabilité du squelette granulaire [$m.s^{-1}$]
k : Perméabilité relative [m^2]
k_C : Constante de KOZENY [/]
MVR : Masse volumique réelle [$kg.m^{-3}$]
N : Nombre de couche de discrétisation [/]
p : Variable de pression [Pa]
$p(d_i)$: passant cumulé à travers le crible de maille d_i [/]
q : Diamètre hydrodynamique [m]
S : Masse de sable par unité volumique de béton [kg]
S_b : Surface spécifique correspondant à l'enveloppe des grains pris comme billes [$m^2.m^{-3}$]
t : Variable temporelle [s]
T : Température du béton [°C]
T_S : Temps caractéristique de la consolidation [s]

T_χ : Temps caractéristique du vieillissement [s]
U : Pression intersticielle [Pa]
V : Variable de volume [m^3]
v_s : Vitesse de sédimentation des grains superficiels [$mm.min^{-1}$]
V_{IR} : Vitesse initiale de ressuage [$mm.min^{-1}$]
Z : Variable de hauteur Lagrangienne [m]
z : Variable de hauteur Eulérienne [m]

Notations grecques :

α : Paramètre adimensionnel qualifiant le système [/]
$\overline{\alpha}$: coefficient d'augmentation forfaitaire du volume solide [/]
β_W : Compressibilité de l'eau [Pa^{-1}]
ΔH : Tassement de la colonne [mm]
ΔH_∞ : Amplitude du tassement [mm]
$\Delta \dot{H}_{t=0}$: Vitesse initiale de ressuage [$mm.min^{-1}$]
Δa : Incrément de hauteur solide [m]
Δt : Incrément temporel [s]
δ : Diamètre hydraulique d'une conduite [m]
ε : Porosité du squelette granulaire [/]
ε_E : Fraction volumique d'eau mobile [/]
Φ : Compacité réelle du squelette granulaire [/]
Φ_0 : Compacité initiale du béton [/]
Φ_ι : Fraction volumique solide du matériau i dans le béton [/]
Φ_A : Compacité expérimentale sous σ' = 1 bar obtenue par un essai oedométrique [/]
Φ_B : Compacité expérimentale sous σ' = 1 bar obtenue par un essai de ressuage [/]
Φ_C : Compacité théorique sous σ' = 1 bar [/]
Φ^* : Compacité correspondant à un indice de serrage IS égal à 9 [/]
Γ : Vitesse du fluide [$m.s^{-1}$]
η : Viscosité du fluide [Pa.s]
κ : Perméabilité adimensionnelle [/]
λ : Constante de la loi de comportement du squelette granulaire [/]
ρ_s : Masse volumique moyenne des grains solides [$kg.m^{-3}$]
ρ_c : Masse volumique réelle du ciment [$kg.m^{-3}$]
ρ_w : Masse volumique réelle de l'eau [$kg.m^{-3}$]
Σ_b : Surface volumique correspondant à l'enveloppe des grains [$m^2.m^{-3}$]
Σ_E : Surface volumique correspondant à l'écoulement [$m^2.m^{-3}$]
σ' : Contrainte verticale effective reprise par le squelette granulaire [Pa]
σ : Contrainte totale [Pa]
τ : Coefficient de tortuosité [/]
ψ : Fraction volumique d'air occlus du béton [/]

Résumé du calcul prévisionnel de la vitesse initiale du ressuage (V_{IR})
à l'usage des programmeurs

Données nécessaires :

- **par matériau** :
  granulométrie **p (d_i)** (passant = fonction du diamètre) ;
  surface volumique obtenue par $\Sigma_b = \sum_i \left[\left(\frac{6}{d_i} - \frac{6}{d_{i+1}} \right) . \left(\frac{p(d_i) + p(d_{i+1})}{2} \right) \right]$;
  MVR, $\overline{\alpha}$, **Abs** (absorption).

- **pour la formulation** :
  les teneurs massiques des matériaux $\mathbf{y_i}$ pour 1 m^3 de béton ;
  Eau totale **Et** ;
  Température de service **T** (°C).

1°) prévision de la quantité d'air occlus [de Larrard 1998] d'où **Ψ**

$$\Psi = (1 + 0{,}882.pl + 0{,}0683.sp - 0{,}00222.SL).\frac{0{,}368.FA - 0{,}0988.CA}{100} \qquad [/]$$

où pl et sp sont les masses d'extrait sec de plastifiant et de superplastifiant [kg.m^{-3}] ;
SL est l'affaissement au cône d'Abrams [mm] ;
FA et CA sont les masses de sable et de gravillons [kg.m^{-3}].

2°) calculs des constantes :

- Volume imbibé : $V_{imb} = \sum_i \frac{y_i}{MVR_i}$ [/]
- Densité moyenne des grains secs : $d_S = \frac{1}{1000.V_{imb}}$ [/]
- Surface volumique : $\Sigma_b = d_s . \sum_i V_{imb} . \Sigma_{bi}$ [m^{-1}]
- viscosité de l'eau : $\eta\,(T°) = (0{,}21 + 1{,}51.\exp^{-0{,}03.T}).10^{-3}$ [Pa.s]
- fraction d'eau absorbée : $Eab = \sum_i y_i . Abs_i$ [/]
- Compacité : $\Phi = \frac{V_{imb}.(1 - \Psi)}{(V_{imb} + Et - Eab)}$ [/]

3°) calcul de la perméabilité

$$K = \frac{9810}{\eta} . \frac{\left(1 - \Psi - \sum_i \frac{\overline{\alpha}_i . y_i}{MVR_i . V_{imb}} \right)^3}{5.(\Phi.\Sigma_b)^2} \qquad [m.s^{-1}]$$

4°) calcul de V_{IR}

$$V_{IR} = K.[\Phi.(d_S - 1) - \Psi] \qquad [m.s^{-1}]$$

Calcul prévisionnel de l'amplitude du ressuage à l'usage des programmeurs pour des hauteurs inférieures à 20 cm

Données nécessaires :

- **par matériau** :
  granulométrie **p (d_i)** (passant = fonction du diamètre) ;
  compacité propres **βi** des classes granulométriques du matériau
  surface volumique obtenue par $\Sigma_b = \sum_i \left[\left(\frac{6}{d_i} - \frac{6}{d_{i+1}} \right) . \left(\frac{p(d_i) + p(d_{i+1})}{2} \right) \right]$;
  Masse volumique réelle **MVR**, coefficient d'absorption **Abs**.

- **pour la formulation** :
  les teneurs massiques des matériaux **y_i** pour 1 m^3 de béton ;
  Eau totale **Et** ;
  Hauteur du moule **H**.

1°) calculs des constantes :

- Volume imbibé : $V_{imb} = \sum_i \frac{y_i}{MVR_i}$
- Densité moyenne des grains secs : $d_S = \frac{1}{1000.V_{imb}}$
- Surface volumique : $\Sigma_b = d_s . \sum_i V_{imb} . \Sigma_{bi}$
- fraction d'eau absorbée : $Eab = \sum_i y_i . Abs_i$
- Compacité initiale : $\Phi_0 = \frac{V_{imb} . (1 - \Psi)}{(V_{imb} + Et - Eab)}$
- coefficient λ : $\lambda = \frac{\Sigma_b}{55.10^6} + 0{,}005$
- Compacité Φ^* : utilisation du M.E.C. avec Is = 9
- Compacité Φ_C : $\Phi_C = [6{,}71 . \ln(\Sigma_b) - 90{,}9] \lambda + 1{,}04 . \Phi^*$
- Compressibilité initiale : $Cs_0 = \lambda . 10^{-5} . \exp^{\left(\frac{\Phi_C - \Phi_0}{\lambda} \right)}$
- Coefficient A : $A = \frac{\gamma_W . Cs_0 . \Phi_0 . (d_S - 1)}{\lambda}$
- Amplitude du ressuage : $\Delta H = \frac{\lambda}{\Phi_0} . \left[H - \frac{1 - \exp^{-A.H}}{A} \right]$

NOTATIONS UTILISEES

Notations latines :

a : Hauteur solide [m]
a_{ij} : Coefficient de desserrement (modèle de De Larrard) [/]
b : Coefficient d'influence de la compacité sur la perméabilité au premier ordre [/]
b_{ij} : Coefficient de paroi (modèle de De Larrard) [/]
C : Masse de ciment par unité volumique de béton [kg]
c : Coefficient d'influence du temps sur la perméabilité au premier ordre [/]
Ca : Compressibilité de l'air occlus [Pa^{-1}]
C_S : Compressibilité du squelette granulaire [Pa^{-1}]
c_S : Compressibilité adimensionnelle du squelette granulaire [/]
D : Diamètre de la colonne cylindrique de béton [m]
d_i : Diamètre de la classe granulaire i [m]
d_S : Densité moyenne des grains solides [/]
E : Masse d'eau par unité volumique de béton [kg]
e : Indice des vides du squelette granulaire [/]
Er : Hauteur d'eau ressuée [m]
Er_∞ : Perte d'eau [%]
G : Masse de gravillon par unité volumique de béton [kg]
g : Accélération de la pesanteur [$m.s^{-2}$]
H : Hauteur de la colonne de béton [m]
h : Charge du fluide [m]
Is : Indice de serrage du modèle d'empilement compressible
K : Perméabilité du squelette granulaire [$m.s^{-1}$]
k : Perméabilité relative [m^2]
k_C : Constante de KOZENY [/]
MVR : Masse volumique réelle [$kg.m^{-3}$]
N : Nombre de couche de discrétisation [/]
p : Variable de pression [Pa]
$p(d_i)$: passant cumulé à travers le crible de maille d_i [/]
q : Diamètre hydrodynamique [m]
S : Masse de sable par unité volumique de béton [kg]
S_b : Surface spécifique correspondant à l'enveloppe des grains pris comme billes [$m^2.m^{-3}$]
t : Variable temporelle [s]
T : Température du béton [°C]
T_S : Temps caractéristique de la consolidation [s]

T_χ : Temps caractéristique du vieillissement [s]
U : Pression intersticielle [Pa]
V : Variable de volume [m^3]
v_s : Vitesse de sédimentation des grains superficiels [$mm.min^{-1}$]
VIR : Vitesse initiale de ressuage [$mm.min^{-1}$]
Z : Variable de hauteur Lagrangienne [m]
z : Variable de hauteur Eulérienne [m]

Notations grecques :

α : Paramètre adimensionnel qualifiant le système [/]
$\overline{\alpha}$: coefficient d'augmentation forfaitaire du volume solide [/]
β_W : Compressibilité de l'eau [Pa^{-1}]
ΔH : Tassement de la colonne [mm]
ΔH_∞ : Amplitude du tassement [mm]
$\Delta \dot{H}_{t=0}$: Vitesse initiale de ressuage [$mm.min^{-1}$]
Δa : Incrément de hauteur solide [m]
Δt : Incrément temporel [s]
δ : Diamètre hydraulique d'une conduite [m]
ε : Porosité du squelette granulaire [/]
ε_E : Fraction volumique d'eau mobile [/]
Φ : Compacité réelle du squelette granulaire [/]
Φ_0 : Compacité initiale du béton [/]
Φ_ι : Fraction volumique solide du matériau i dans le béton [/]
Φ_A : Compacité expérimentale sous σ' = 1 bar obtenue par un essai oedométrique [/]
Φ_B : Compacité expérimentale sous σ' = 1 bar obtenue par un essai de ressuage [/]
Φ_C : Compacité théorique sous σ' = 1 bar [/]
Φ^* : Compacité correspondant à un indice de serrage IS égal à 9 [/]
Γ : Vitesse du fluide [$m.s^{-1}$]
η : Viscosité du fluide [Pa.s]
κ : Perméabilité adimensionnelle [/]
λ : Constante de la loi de comportement du squelette granulaire [/]
ρ_s : Masse volumique moyenne des grains solides [$kg.m^{-3}$]
ρ_c : Masse volumique réelle du ciment [$kg.m^{-3}$]
ρ_w : Masse volumique réelle de l'eau [$kg.m^{-3}$]
Σ_b : Surface volumique correspondant à l'enveloppe des grains [$m^2.m^{-3}$]
Σ_E : Surface volumique correspondant à l'écoulement [$m^2.m^{-3}$]
σ' : Contrainte verticale effective reprise par le squelette granulaire [Pa]
σ : Contrainte totale [Pa]
τ : Coefficient de tortuosité [/]
ψ : Fraction volumique d'air occlus du béton [/]

Résumé du calcul prévisionnel de la vitesse initiale du ressuage (VIR)
à l'usage des programmeurs

Données nécessaires :

- **par matériau** :
  granulométrie **p (d_i)** (passant = fonction du diamètre) ;
  surface volumique obtenue par $\Sigma_b = \sum_i \left[\left(\frac{6}{d_i} - \frac{6}{d_{i+1}} \right) . \left(\frac{p(d_i) + p(d_{i+1})}{2} \right) \right]$;
  MVR, $\overline{\alpha}$, **Abs** (absorption).

- **pour la formulation** :
  les teneurs massiques des matériaux $\mathbf{y_i}$ pour 1 m^3 de béton ;
  Eau totale **Et** ;
  Température de service **T** (°C).

1°) prévision de l'air occlus [de Larrard 1998] d'où **Ψ**

2°) calculs des constantes :

- Volume imbibé : $V_{imb} = \sum_i \frac{y_i}{MVR_i}$ [/]
- Densité moyenne des grains secs : $d_S = \frac{1}{1000.V_{imb}}$ [/]
- Surface volumique : $\Sigma_b = d_s . \sum_i V_{imb} . \Sigma_{bi}$ [m^{-1}]
- – viscosité de l'eau : $\eta\,(T°) = \left(0{,}21 + 1{,}51 . \exp^{-0{,}03.T}\right).10^{-3}$ [Pa.s]
- fraction d'eau absorbée : $Eab = \sum_i y_i . Abs_i$ [/]
- Compacité : $\Phi = \frac{V_{imb}.(1-\Psi)}{(V_{imb} + Et - Eab)}$ [/]

3°) calcul de la perméabilité

$$K = \frac{9810}{\eta} . \frac{\left(1 - \Psi - \sum_i \frac{\overline{\alpha}_i . y_i}{MVR_i . V_{imb}}\right)^3}{5.(\Phi.\Sigma_b)^2} \quad [\text{m.s}^{-1}]$$

4°) calcul de VIR

$$VIR = K.[\Phi.(d_S - 1) - \Psi] \quad [\text{m.s}^{-1}]$$

Calcul prévisionnel de l'amplitude du ressuage à l'usage des programmeurs pour des hauteurs inférieures à 20 cm

Données nécessaires :

- **par matériau** :
  granulométrie **p (d_i)** (passant = fonction du diamètre) ;
  compacité propres **βi** des classes granulométriques du matériau
  surface volumique obtenue par $\Sigma_b = \sum_i \left[\left(\frac{6}{d_i} - \frac{6}{d_{i+1}} \right) . \left(\frac{p(d_i) + p(d_{i+1})}{2} \right) \right]$;
  Masse volumique réelle **MVR**, coefficient d'absorption **Abs**.

- **pour la formulation** :
  les teneurs massiques des matériaux **y_i** pour 1 m^3 de béton ;
  Eau totale **Et** ;
  Hauteur du moule **H**.

1°) calculs des constantes :

- Volume imbibé : $V_{imb} = \sum_i \frac{y_i}{MVR_i}$ [/]
- Densité moyenne des grains secs : $d_S = \frac{1}{1000.V_{imb}}$ [/]
- Surface volumique : $\Sigma_b = d_s . \sum_i V_{imb} . \Sigma_{bi}$ [m^{-1}]
- fraction d'eau absorbée : $Eab = \sum_i y_i . Abs_i$ [/]
- Compacité initiale : $\Phi_0 = \frac{V_{imb} . (1 - \Psi)}{(V_{imb} + Et - Eab)}$ [/]
- coefficient λ : $\lambda = \frac{\Sigma_b}{55.10^6} + 0{,}005$ [/]
- Compacité Φ^* : utilisation du M.E.C. avec Is = 9 [/]
- Compacité Φ_C : $\Phi_C = [6{,}71 . \ln(\Sigma_b) - 90{,}9] . \lambda + 1{,}04 . \Phi^*$ [/]
- Compressibilité initiale : $Cs_0 = \lambda . 10^{-5} . \exp^{\left(\frac{\Phi_C - \Phi_0}{\lambda} \right)}$ [Pa^{-1}]
- Coefficient A : $A = \frac{\gamma_W . Cs_0 . \Phi_0 . (d_S - 1)}{\lambda}$ [m^{-1}]
- Amplitude du ressuage : $\Delta H = \frac{\lambda}{\Phi_0} . \left[H - \frac{1 - \exp^{-A.H}}{A} \right]$ [m]

RESSUAGE DES BETONS HYDRAULIQUES

RESUME :

Le ressuage des bétons hydrauliques correspond à l'apparition d'une pellicule d'eau claire à la surface du béton, dans les premières heures après le coulage. Le niveau de ressuage obtenu conditionne la qualité du matériau à l'état frais (pompabilité, cassures du béton frais, auto-cure, portance à court terme…) comme à l'état durci (résistance, durabilité, aspect du parement).

Le travail présenté dans ce document a pour objectif de comprendre le phénomène, de le modéliser et de le relier à la formulation du matériau. Toutefois, l'effet de paramètres extérieurs à la formulation a aussi été étudié (effet d'échelle, température, qualité du malaxage). Ces études ont nécessité le développement d'un protocole expérimental de mesure du ressuage. Celui-ci consiste à prélever l'eau ressuée dans des sillons préalablement tracés à la surface du béton. Ce protocole a été validé par des essais de répétabilité.

Il apparaît que le ressuage correspond à une consolidation du matériau granulaire sous son poids propre. Une amélioration de la modélisation de ce phénomène décrit par TOORMAN est proposée, prenant en compte la diminution dans le temps de la compressibilité du squelette granulaire. Cette prise en compte permet une description correcte des effets d'échelle rencontrés sur l'amplitude du phénomène. D'un autre côté, la compressibilité du squelette granulaire est appréhendée par la mise au point d'un oedomètre-perméamètre.

En revanche, concernant le débit initial d'eau ressuée, aucun effet d'échelle n'est relevé sauf dans le cas de formation de chenaux verticaux d'écoulement. Une adaptation du modèle de KOZENY-CARMAN est proposée pour la prévision de ce débit. Le modèle est alors validé sur 53 formules contenant principalement des bétons et des mortiers. Il pourra constituer dans l'avenir un outil intéressant pour la formulation de béton.

<u>Mots clefs</u> :

Ressuage, Béton frais, Sédimentation, Consolidation, Perméabilité, compressibilité, effet d'échelle.

Ecole Supérieure de l'Energie et des Matériaux - 8 rue léonard de Vinci - 45072 ORLEANS Cedex 2

BLEEDING OF CONCRETE

SUMMARY :

The bleeding of concrete is an upward displacement of water which leads to the appearance of a layer of clear water at its top surface. A severe bleeding may impair the final quality of fresh concrete (pumpability, differential settling, self-curing, short term bearing capacity …) as for the hardened concrete (strength, durability, aesthetics of the concrete surface).

The aim of this work is to understand the phenomenon and to propose a mathematical model, linking bleeding properties with concrete mix-design. We also studied the effect of external parameters like scale effect, temperature and mixing energy. A new experimental method for bleeding measurement was proposed for these studies. This method consists in making tracks on the top layer of the concrete sample and sucking the water from these tracks.

Bleeding seems to originate in the self-weight consolidation of the granular skeleton. On the basis of TOORMAN's model, we took into account the decrease of the granular compressibility against time. This new model allows us to predict correctly the scale effect we experimentally observed on bleeding capacity. On the other hand, we designed a special odometer to study the compressibility of the granular skeleton. This odometer allows us to measure the permeability of the concrete under stress.

We did not observe a scale effect on the initial bleeding rate except in the case of channelling. The KOZENY-CARMAN's model was adapted to concrete. This new model was tested with 53 different mix-compositions of concrete, mortar and slurries. This model can be an interesting tool for the sake of good quality mixes.

<u>Keywords</u> :

Bleeding, Fresh concrete, Sedimentation, Consolidation, Permeability, compressibility, scale effect.

Ecole Supérieure de l'Energie et des Matériaux - 8 rue léonard de Vinci - 45072 ORLEANS Cedex 2

RESUME : **« RESSUAGE DES BETONS HYDRAULIQUES »**

Le ressuage des bétons hydrauliques correspond à l'apparition d'une pellicule d'eau claire à la surface du béton, dans les premières heures après le coulage. Le niveau de ressuage obtenu conditionne la qualité du matériau à l'état frais (pompabilité, cassures du béton frais, auto-cure, portance à court terme…) comme à l'état durci (résistance, durabilité, aspect du parement).

Le travail présenté dans ce document a pour objectif de comprendre le phénomène, de le modéliser et de le relier à la formulation du matériau. Toutefois, l'effet de paramètres extérieurs à la formulation a aussi été étudié (effet d'échelle, température, qualité du malaxage). Ces études ont nécessité le développement d'un protocole expérimental de mesure du ressuage. Celui-ci consiste à prélever l'eau ressuée dans des sillons préalablement tracés à la surface du béton. Ce protocole a été validé par des essais de répétabilité.

Il apparaît que le ressuage correspond à une consolidation du matériau granulaire sous son poids propre. Une amélioration de la modélisation de ce phénomène décrit par TOORMAN est proposée, prenant en compte la diminution dans le temps de la compressibilité du squelette granulaire. Cette prise en compte permet une description correcte des effets d'échelle rencontrés sur l'amplitude du phénomène. D'un autre côté, la compressibilité du squelette granulaire est appréhendée par la mise au point d'un oedomètre-perméamètre.

En revanche, concernant le débit initial d'eau ressuée, aucun effet d'échelle n'est relevé sauf dans le cas de formation de chenaux verticaux d'écoulement. Une adaptation du modèle de KOZENY-CARMAN est proposée pour la prévision de ce débit. Le modèle est alors validé sur 53 formules contenant principalement des bétons et des mortiers. Il pourra constituer dans l'avenir un outil intéressant pour la formulation de béton.

Mots clefs : Ressuage, Béton frais, Sédimentation, Consolidation, Perméabilité, compressibilité, effet d'échelle.

SUMMARY : **" BLEEDING OF CONCRETE"**

The bleeding of concrete is an upward displacement of water which leads to the appearance of a layer of clear water at its top surface. A severe bleeding may impair the final quality of fresh concrete (pumpability, differential settling, self-curing, short term bearing capacity …) as for the hardened concrete (strength, durability, aesthetics of the concrete surface).

The aim of this work is to understand the phenomenon and to propose a mathematical model, linking bleeding properties with concrete mix-design. We also studied the effect of external parameters like scale effect, temperature and mixing energy. A new experimental method for bleeding measurement was proposed for these studies. This method consists in making tracks on the top layer of the concrete sample and sucking the water from these tracks.

Bleeding seems to originate in the self-weight consolidation of the granular skeleton. On the basis of TOORMAN's model, we took into account the decrease of the granular compressibility against time. This new model allows us to predict correctly the scale effect we experimentally observed on bleeding capacity. On the other hand, we designed a special odometer to study the compressibility of the granular skeleton. This odometer allows us to measure the permeability of the concrete under stress.

We did not observe a scale effect on the initial bleeding rate except in the case of channelling. The KOZENY-CARMAN's model was adapted to concrete. This new model was tested with 53 different mix-compositions of concrete, mortar and slurries. This model can be an interesting tool for the sake of good quality mixes.

Keywords :

Bleeding, Fresh concrete, Sedimentation, Consolidation, Permeability, compressibility, scale effect.

Polytech'Orléans - Ecole Sup. de l'Energie et des Matériaux - 8 rue léonard de Vinci - 45072 ORLEANS Cedex 2