

Perméabilité à l'eau des suspensions granulaires. Application au ressage du béton frais

Laurent JOSSERAND
Jean-Pierre ILDEFONSE
École supérieure de l'énergie et des matériaux

François de LARRARD
Laboratoire Central des Ponts et Chaussées

RÉSUMÉ

Le ressage d'un coulis, d'un mortier ou d'un béton prend une importance croissante. Son influence sur la pompabilité, la résistance du matériau ou la qualité du parement a déjà été démontrée. Dans cette étude, le ressage du béton a été étudié et relié à la formulation du matériau ressau. Il apparaît ainsi que le débit initial d'eau ressauée est une fonction directe de la perméabilité du matériau à l'état frais. La fonction de corrélation entre ces deux paramètres est proposée avec sa démonstration. Cette proposition est validée expérimentalement en croisant des essais de ressage et des essais perméamétriques. La perméabilité du mélange granulaire est ensuite étudiée. L'équation de Kozeny-Carman reliant la perméabilité du matériau et sa formulation est adaptée à l'estimation théorique de la perméabilité des matériaux granulaires. Notamment, le volume d'eau immobile lors de l'écoulement est pris en compte. Un modèle prédictif du débit initial d'eau ressauée est proposé puis est validé sur 53 formules différentes parmi lesquelles des coulis, des mortiers et des bétons adjuvants ou non.

DOMAIN : Ouvrages d'art.

ABSTRACT

WATER PERMEABILITY OF GRANULAR SUSPENSIONS: APPLICATION TO THE BLEEDING OF FRESH CONCRETE

The bleeding of a grout, mortar or concrete is getting more and more important. Its impact on pumpability, material strength and siding quality has already been highlighted. In this study, concrete bleeding is examined and correlated to the mix design of the bleeding material. It would appear that the initial flow of bleed water is a direct function of the permeability of the material in the fresh state. A correlation function between these two parameters is also proposed in conjunction with the demonstration. This proposition is then experimentally validated by means of cross-analyzing bleeding test data with results from permeametric testing. Next, the permeability of the granular mix is studied more closely. The Kozeny-Carman equation, which correlates material permeability with mix design, has been adapted to the theoretical estimation of granular material permeability. In particular, the volume of water remaining immobile over the flow path has been taken into account. A predictive model of the initial flow of bleed water is forwarded herein and validated on 53 different mix designs, including grouts, mortars and concretes (both with and without admixtures).

FIELD: Structural Engineering

Introduction

La consistance des bétons couramment utilisés évolue progressivement vers une plus grande fluidité, synonyme de facilité de mise en place. Sont ainsi apparus les bétons autoplaçants, autonivelants, qui ne nécessitent plus de serrage pendant la mise en œuvre autre que celui fourni par la pesanteur. Cependant, l'augmentation de la fluidité de ces bétons s'accompagne d'une augmentation du risque de rupture de leur homogénéité (ségrégation et/ou ressage). L'objectif du travail présenté ici est de relier le risque de ressage d'un béton à sa formulation.

Les matériaux granulaires qui constituent le béton frais sont en suspension instable dans l'eau. On suppose ici l'absence de contacts ou de liaisons entre les grains. Par gravité, ils s'enfoncent, se tassent, chassant l'eau verticalement vers le haut. Dans le cas où les vitesses d'évaporation restent limitées, il apparaît une pellicule d'eau claire à la surface du béton. En l'absence d'évaporation, le débit d'eau ressaué est maximal aux premiers instants puis décroît jusqu'à s'annuler (fig. 1). La première partie croissante de la vitesse de ressage reportée sur la figure 1 est imputable à la méthode de mesure et constitue, par conséquent, un artefact. La vitesse maximale de ressage, volume d'eau ressauée par unité de temps et de surface, atteinte aux premiers instants sera notée V_{IR} (V_{IR} sera appelée par la suite vitesse initiale de ressage). Dans l'exemple de la figure 1, $V_{IR} = 0,021 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$.

Deux régimes de ressuage doivent être distingués : un régime dit homogène où l'eau percolé vers la surface de manière homogène, et un régime dit localisé où l'eau suit des chemins préférentiels en empruntant des canaux d'écoulement [1]. Les vitesses de ressuage sont alors considérablement augmentées [2]. Cependant, la présence éventuelle de cheminées d'écoulement verticales est un cas de figure qui ne rentre pas dans le cadre de cette étude.

Ainsi, lorsque le ressuage est homogène, la vitesse initiale de ressuage (V_{IR}) est indépendante de la hauteur du coffrage (fig. 2) [3, 4] ce qui n'est pas le cas de sa forme localisée.

Powers [3] a relié vitesse initiale de ressuage et perméabilité du milieu granulaire par la relation (1). Dans cette équation, K est la perméabilité du milieu, Φ est sa compacité et d_s correspond à la densité moyenne des grains solides.

$$V_{IR} = K \cdot \Phi \cdot (d_s - 1) \quad (1)$$

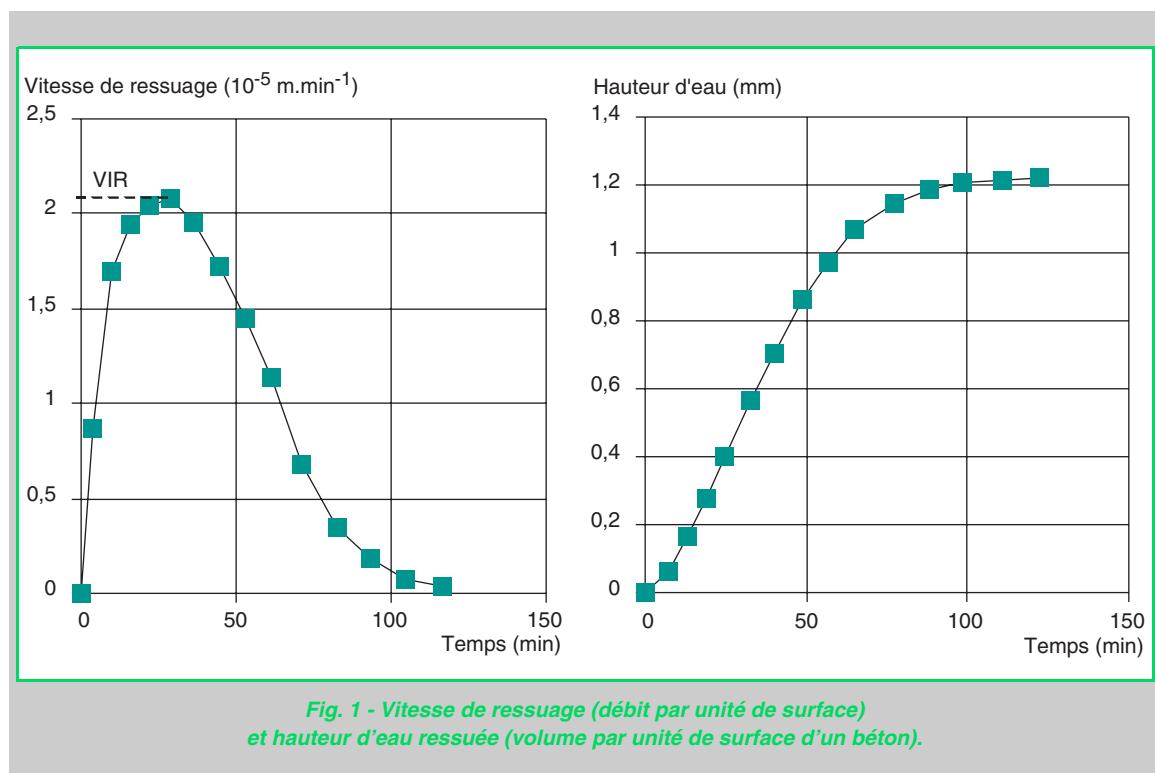


Fig. 1 - Vitesse de ressuage (débit par unité de surface) et hauteur d'eau ressuée (volume par unité de surface d'un béton).

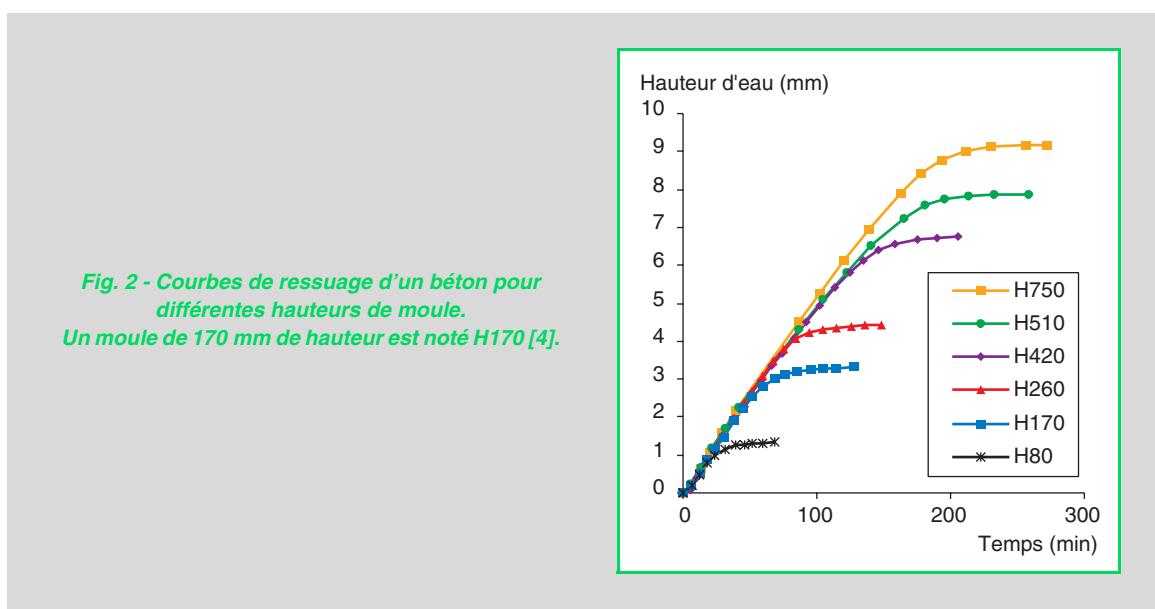


Fig. 2 - Courbes de ressuage d'un béton pour différentes hauteurs de moule.
Un moule de 170 mm de hauteur est noté H170 [4].

Par conséquent, une étude du débit initial d'eau ressueée passe par l'étude de la perméabilité du milieu. Dans un premier temps, nous étudierons plus finement la validité de l'équation (1) avant de nous intéresser aux lois de la perméabilité.

Relation entre vitesse initiale de ressueage (v_{ir}) et perméabilité

Notons Φ et Ψ les fractions volumiques initiales, respectivement solide et gazeuse, du mélange granulaire. Ψ est le résultat de la mesure d'air occlus. Notons ρ_S la masse volumique moyenne des grains solides et ρ_W celle de l'eau. Avec ces notations, la charge hydraulique h en un point du matériau d'altitude z s'écrit :

$$h(z) = z - \frac{[\rho_S \cdot \Phi + \rho_W \cdot (1 - \Phi - \Psi)] \cdot g \cdot z}{\rho_W \cdot g} + \text{Cte} \quad (2)$$

En appelant d_S la densité moyenne des grains solides du béton ($d_S = \rho_S / \rho_W$), le gradient de charge devient alors :

$$\frac{dh}{dz} = \Phi \cdot (1 - d_S) + \Psi \quad (3)$$

La loi de Darcy (4) permet alors d'obtenir la vitesse verticale du fluide dans un référentiel lié aux grains. Cette vitesse apparaît comme indépendante de l'altitude z .

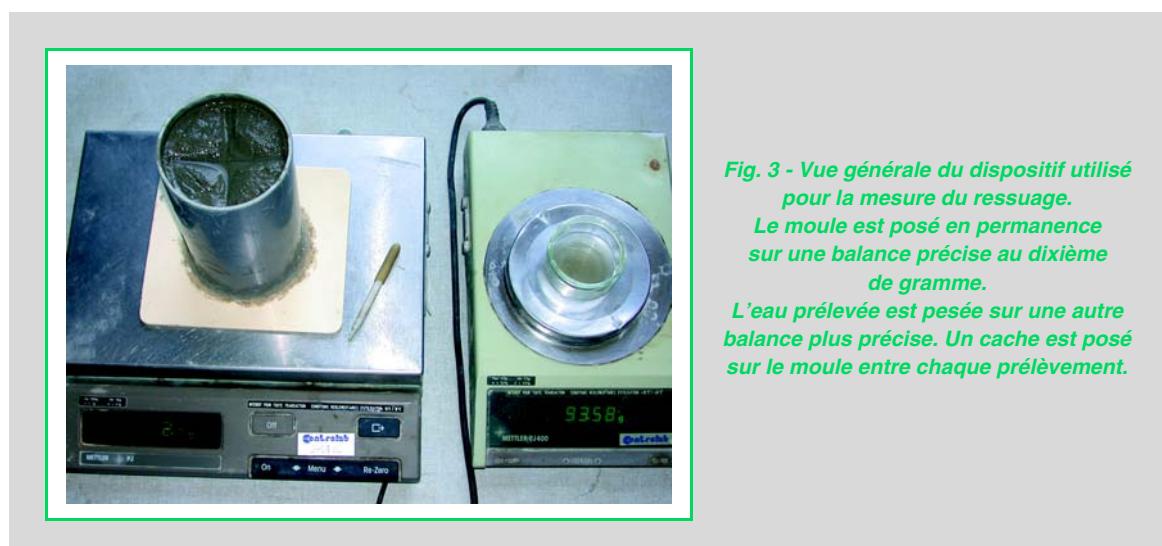
$$v_{\text{fluide}} = -K \cdot \frac{dh}{dz} \quad (4)$$

$$V_{IR} = K \cdot [\Phi \cdot (d_S - 1) - \Psi] \quad (5)$$

Cette proposition complète celle de Powers (1) en faisant intervenir l'air occlus. Cette forme généralisée permet d'obtenir la perméabilité K du matériau à partir d'un essai de ressueage. Pour valider expérimentalement la formule (5), nous proposons, pour différents matériaux, une comparaison de la perméabilité déduite d'essais de ressueage avec celle obtenue au moyen d'un perméamètre.

Essais de ressueage

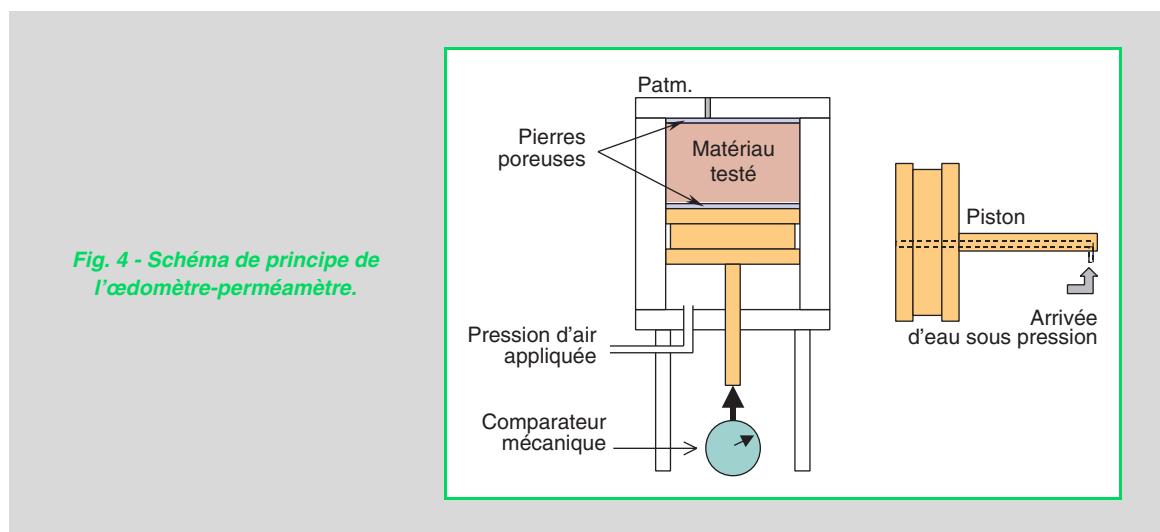
L'eau ressueée est prélevée dans des sillons préalablement tracés sur la surface du matériau [4, 7]. La pesée simultanée du moule et de l'eau prélevée permet une correction des valeurs obtenues pour annuler l'erreur correspondant à l'évaporation (fig. 3).



*Fig. 3 - Vue générale du dispositif utilisé pour la mesure du ressueage.
Le moule est posé en permanence sur une balance précise au dixième de gramme.
L'eau prélevée est pesée sur une autre balance plus précise. Un cache est posé sur le moule entre chaque prélèvement.*

Essais perméamétriques

Un œdomètre équipé pour une mesure simultanée de la perméabilité (fig. 4) [4] est utilisé. Le matériau est placé dans l'œdomètre entre deux pierres poreuses. Une mesure de perméabilité est réalisée entre chaque palier de pression, après stabilisation du déplacement du piston. De manière à éviter la formation de canaux d'écoulement, le premier essai de perméabilité n'est réalisé qu'après le premier palier.



Matériaux utilisés

Afin de valider l'équation (5), sept mortiers ont été formulés. Le tableau I donne les caractéristiques des différentes formulations pour cette étude. Le sable utilisé est un sable 0/2,5 alluvionnaire.

TABLEAU I

Mortiers utilisés : C = ciment CEM I 52,5 de Beffes + retardateur de prise dosé à 1 %* ; **CV = cendres volantes (SPI Cordemais)** ; **F = filler calcaire MEAC** ; **Cadj = C + superplastifiant Optima 100 dosé à 1 %**

	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7
Nature des fines	C + CV	CV	C	C	F	F	Cadj
Masse de fines**	380***	393	455	275	517	508	277
Compacité	0,68	0,68	0,66	0,66	0,72	0,71	0,67
Air occlus	4,7 %	2,4 %	8 %	8 %	5,8 %	3,8 %	9,2 %

* De manière à limiter l'influence du développement de réactions chimiques pendant le déroulement des essais, un retardateur (Chrysotard) est systématiquement introduit avec le ciment.

** En kilogramme par mètre cube de mortier.

*** Le pourcentage massique en cendres est de 24 %.

Résultats obtenus

La figure 5 fournit d'une part les résultats déduits des essais de ressage (utilisation inverse de l'équation (5)) et, d'autre part, les résultats des essais perméamétriques avec les trois mortiers M1, M2 et M3. Il apparaît que l'évolution de la perméabilité avec la compacité est assez linéaire dans un diagramme semi-logarithmique. Ces points amènent les commentaires suivants :

- les compacités relevées avec l'œdomètre sont plus importantes que celles obtenues par ressage puisque l'on précomprime le matériau avant la première mesure ;

➤ les points obtenus par ressauge se placent « dans l'alignement » de ceux obtenus avec l'œdomètre.

La figure 6 reprend les valeurs obtenues avec les mortiers M5 et M6 de filler calcaire, où seule la teneur initiale en eau est différente. L'alignement des points obtenus par ressauge et par l'œdomètre se confirme.

Enfin, nous avons cherché à évaluer l'influence de la flocculation. 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'alignement de l'ensemble des points, reportés sur la figure 7, sous-entend une indépendance de la vitesse de ressauge de l'utilisation ou non de ce superplastifiant.

En conclusion, les différents essais obtenus ne remettent pas en cause la validité de l'équation (5).

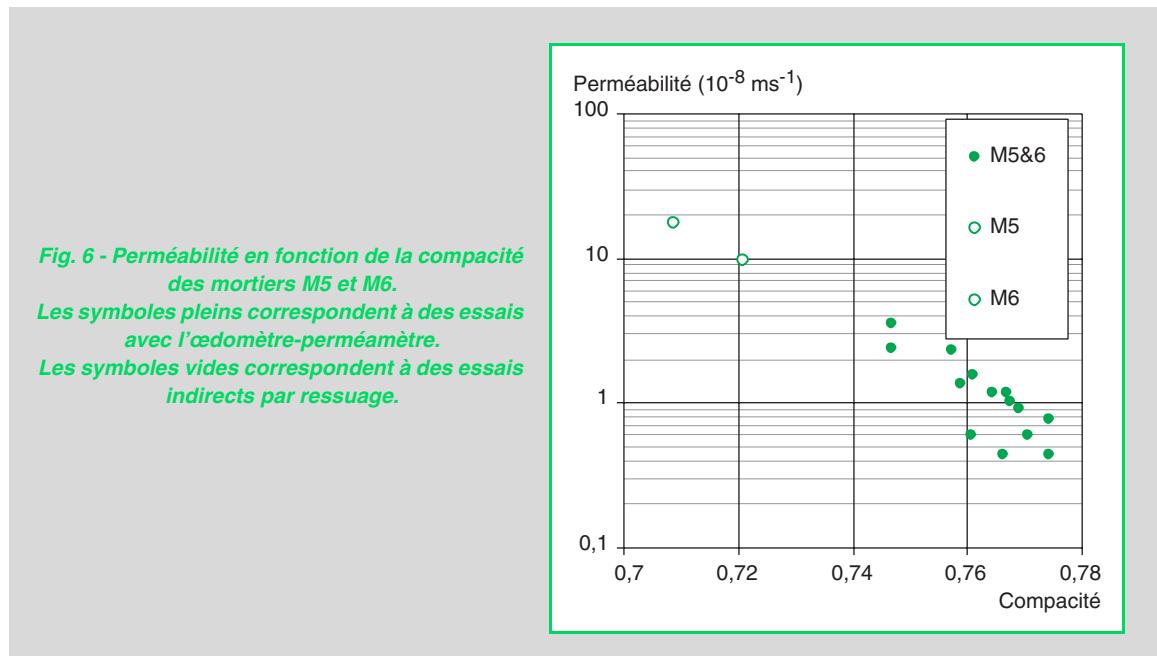
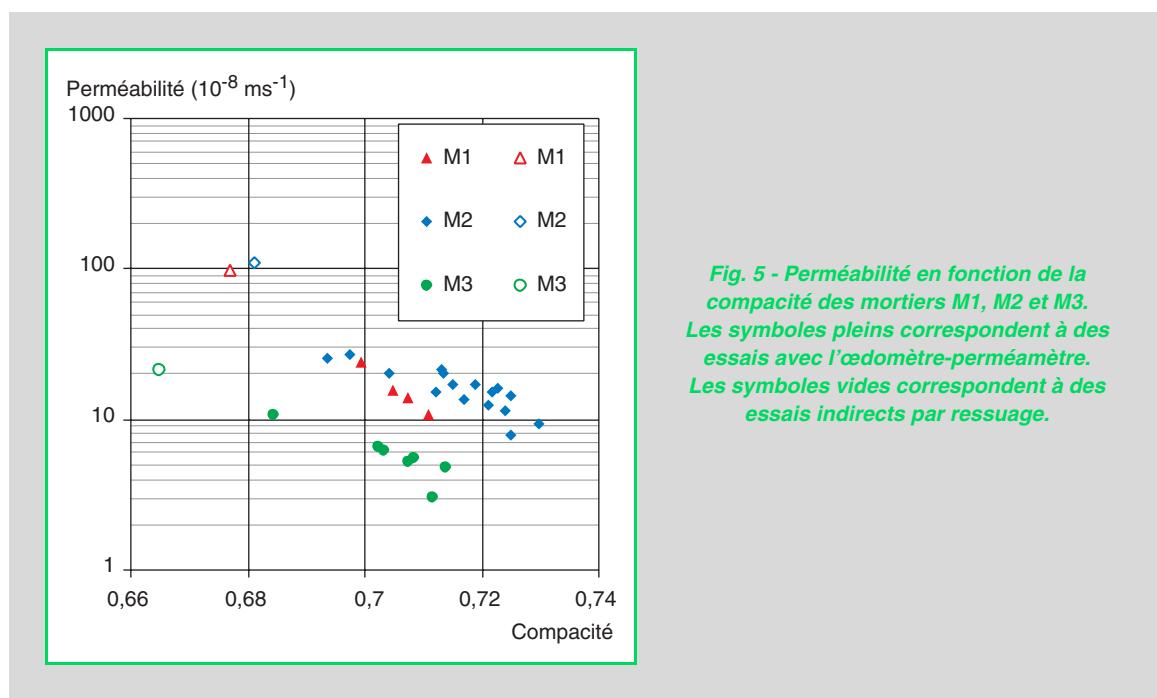
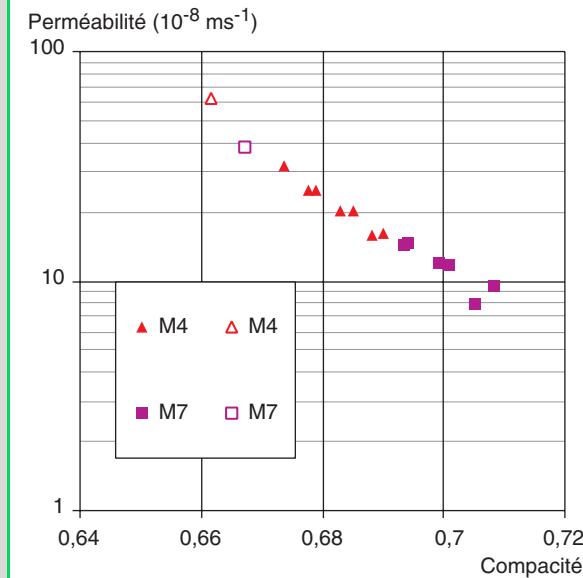


Fig. 7 - Perméabilité en fonction de la compacité des mortiers M4 et M7.
Les symboles pleins correspondent à des essais avec l'œdomètre-perméamètre.
Les symboles vides correspondent à des essais indirects par ressage.



Modélisation de la perméabilité

Un certain nombre de modélisations existent dans la littérature [6]. Cependant, leur aspect simpliste les rend inefficaces pour notre problématique. Seule la modélisation de Kozeny-Carman semble applicable [3]. Cette modélisation est fondée sur le calcul, par la loi de Poiseuille, de la perte de charge du fluide circulant laminairement à travers un solide plein percé de cylindres d'axes parallèles à la circulation. Le nombre et le diamètre des cylindres sont tels que la porosité et la surface développée sont identiques à celles du matériau poreux. Avec ces hypothèses, la modélisation s'écrit [4] :

$$K = \frac{\rho_w \cdot g}{\eta_w} \cdot \frac{\varepsilon_w^3}{k_C \cdot S_w^2} \quad (6)$$

Dans cette expression, η_w désigne la viscosité de l'eau. k_C est la constante de Kozeny conventionnellement prise égale à 5 ; ce paramètre a été déterminé par Carman en évaluant la distance curviligne réelle parcourue par l'eau. ε_w est la fraction volumique d'eau mobile et S_w la surface volumique hydrodynamique.

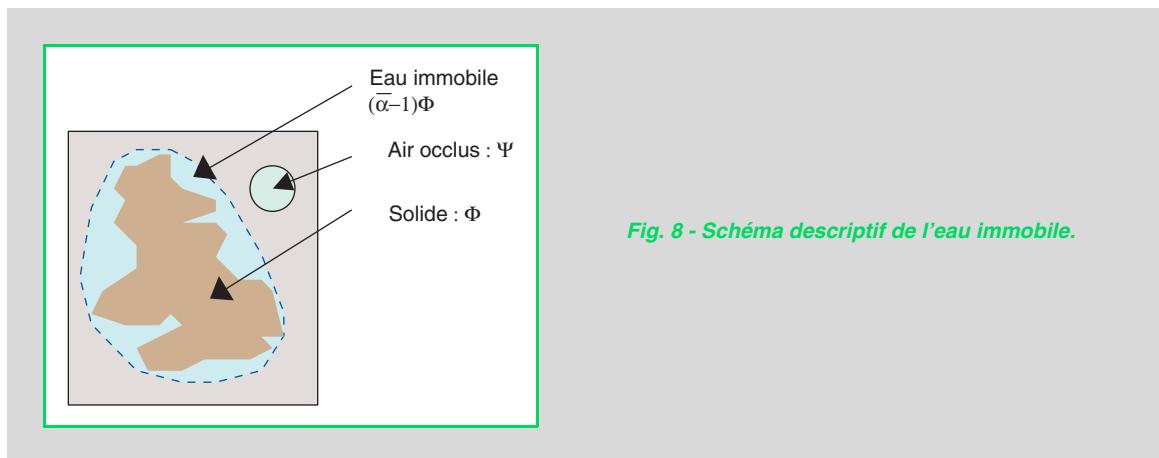
Fraction volumique d'eau mobile ε_w

Dans son modèle initial, Kozeny prenait simplement comme valeur le complément à la compacité : $\varepsilon_w = 1 - \Phi$. Plusieurs auteurs ont montré l'existence d'une certaine quantité d'eau immobile, piégée par le relief granulaire [3,5]. Harris soumet l'hypothèse que cette quantité d'eau est proportionnelle au volume granulaire. La proposition faite ici est de suivre les recommandations d'Harris en prenant les hypothèses suivantes :

- l'air occlus ne fait pas partie de la fraction mobile ;
- le coefficient de proportionnalité $\bar{\alpha}$ entre le volume d'eau piégé par un grain et le volume du grain est fonction de la nature de celui-ci (fig. 8).

$$\varepsilon_w = 1 - \Psi - \sum_i \bar{\alpha}_i \cdot \Phi_i \quad (7)$$

Dans cette dernière équation, Φ_i définit la fraction volumique du constituant *i* dans le mélange. $\bar{\alpha}_i$ définit le coefficient de proportionnalité correspondant au constituant *i*.



Deux hypothèses fortes sont émises ici :

- l'absence de fines dans la zone d'eau immobile créée par des gros grains. Il s'agit là d'un terme du second ordre que nous négligerons dans cette étude ;
- un relief des grains constant dans le temps. Ce dernier point peut toutefois sembler convenable pendant la période dite « dormante » du béton frais

Surface volumique hydrodynamique S_W

Nous cherchons à déterminer ici la surface totale frottante présentée à l'eau mobile par unité de volume de béton. Nous supposerons que les bulles d'air occluses présentent bien une surface, mais non frottante. Il ne reste donc que l'effet des grains solides à prendre en compte. Prendre la surface spécifique des grains mesurée par adsorption de gaz semble exagéré. La surface mesurée par la méthode de Blaine utilise la formule de Kozeny que nous cherchons à améliorer et, par souci de cohérence, nous ne pouvons donc pas l'utiliser.

La proposition simplificatrice que nous ferons est de prendre comme surface volumique des grains secs la surface volumique notée S_b , présentée par des billes de diamètres identiques aux grains. La connaissance de la granulométrie des constituants du béton permettra le calcul direct de cette surface. Nous obtenons finalement, en tenant compte de la différence d'unité volumique béton / billes :

$$S_W = \Phi \cdot S_b \quad (8)$$

Finalement, le modèle proposé se résume à :

$$K = \frac{\rho_w \cdot g}{\eta_w} \cdot \frac{\left(1 - \Psi - \sum_i \bar{\alpha}_i \cdot \Phi_i\right)^3}{k_c \cdot (\Phi \cdot S_b)^2} \quad (9)$$

Calcul numérique de la surface volumique d'un granulat

Si l'on note $p(D_i)$ la quantité de passants cumulés du granulat à travers le tamis de maille D_i , la surface volumique du granulat s'écrit [4] :

$$S_b = \sum_i \left(\frac{6}{D_i} - \frac{6}{D_{i+1}} \right) \cdot \left[\frac{p(D_i) + p(D_{i+1})}{2} \right] \quad (10)$$

Dans le cas d'un mélange granulaire hétérogène, une pondération par la masse volumique des grains est indispensable.

Validation expérimentale

L'École supérieure de l'énergie et des matériaux dispose d'une base de donnée d'essais de ressauage contenant 53 formules différentes parmi lesquelles se trouvent des bétons, des mortiers et des coulis. Ces formules ont été réalisées à partir des matériaux de base donnés dans le tableau II, dont les caractéristiques sont fournies dans le tableau III. Cette base de donnée a été réalisée dans le cadre de la thèse de Doctorat de L. Josserand [4]. Les coefficients $\bar{\alpha}$ de chaque matériau ont été calés à l'aide d'un logiciel d'optimisation non-linéaire (solveur).

La figure 9 présente l'ensemble des résultats obtenus en comparant la perméabilité théorique calculée avec la perméabilité déduite à partir des essais de ressauage. Elle montre un relativement bon accord entre les deux perméabilités, compte tenu des incertitudes de la mesure expérimentale. L'erreur quadratique moyenne est de 22,2 %

TABLEAU II
Matériaux utilisés

Référence	Désignation
CPA Beffes	Ciment CEM I 52,5 N CE CP2 NF de Beffes (calcia) – (18)
CPA VAB	Ciment CEM I 52,5 N CE CP2 NF de Villiers-au-Bois (calcia) – (37)
CV	Cendres volantes SPI Cordemais – (44)
Filler	Filler calcaire MEAC (St Maurice-la-Clouère) – (86)
S1	Sable alluvionnaire 0/4 recomposé de Sandillon (45)
S2	Sable 0/2,5 issu de S1 par coupure
S3	Sable alluvionnaire 0/4 de Jargeau (45)
G1	Gravillon 3,15/8 de Sandillon (45)
G2	Gravillon 5/12,5 de Sandillon (45)
G3	Gravillon 8/20 de Sandillon (45)

TABLEAU III
Caractéristiques des matériaux mesurées selon les normes en vigueur

Référence	MVR [kg.m ⁻³]*	Absorption (%)	Surface volumique calculée Σ_b [m ⁻¹]**	Coefficient $\bar{\alpha}$ ***
CPA Beffes	3 129	/	816 000	1,40
CPA VAB	3 140	/	763 000	1,51
CV	2 300	/	767 000	1,18
Filler	2 688	/	1 308 000	1,12
S1	2 650	0,8	12 900	1,04
S2	2 640	0,8	14 600	1,10
S3	2 650	0,8	12 100	1,14
G1	2 500	1	1 420	1,09
G2	2 560	1	740	1,11
G3	2 551	1,1	510	1,05

* Masse volumique réelle.

** Surface volumique calculée à partir de la formule (10) et des données granulométriques.

*** Coefficient de proportionnalité défini par l'équation (7) déterminé à l'aide d'un solveur.

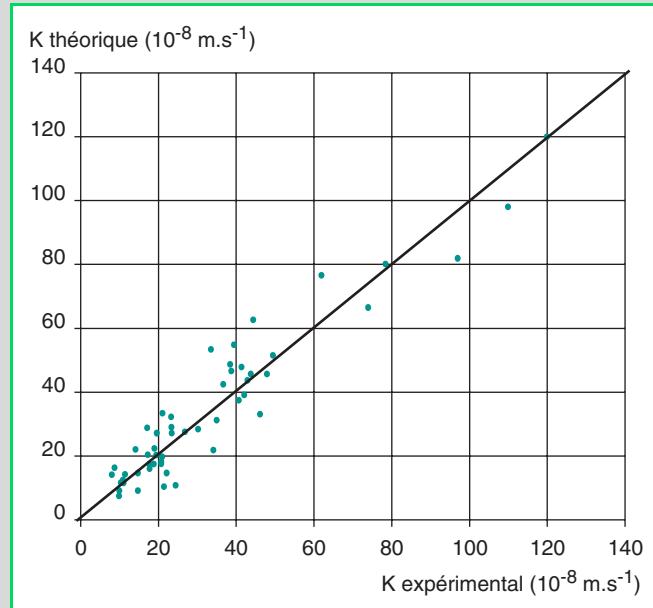


Fig. 9 - Perméabilité théorique en fonction de la perméabilité expérimentale.

Si l'on ne tient pas compte des mesures correspondant à des coulis, l'erreur quadratique est ramenée à 17,5 %. En fait, de manière générale, la prévision du modèle est meilleure pour des dosages en fines courants. Le modèle surestime quelque peu les perméabilités des mélanges très pauvres ou très riches en fines. L'étude de la perméabilité d'un mélange binaire sable/ciment permet d'expliquer les écarts liés aux particules fines. Le sable utilisé est le sable alluvionnaire S1 ; le ciment utilisé est le CEM I de Villiers-au-Boin (37).

Les essais de ressuage permettent d'obtenir la perméabilité du mélange. Notons $\bar{\alpha}$ le coefficient correspondant au mélange granulaire. Nous avons, par cohérence avec l'équation (7) qui définit l'additivité des fractions volumiques immobiles :

$$\bar{\alpha} = \frac{\bar{\alpha}_C \cdot \Phi_C + \bar{\alpha}_S \cdot \Phi_S}{\Phi} \quad (11)$$

où $\bar{\alpha}_C$ et $\bar{\alpha}_S$ sont les coefficients $\bar{\alpha}$ du ciment et du sable,

et Φ_C et Φ_S sont les fractions volumiques du ciment et du sable.

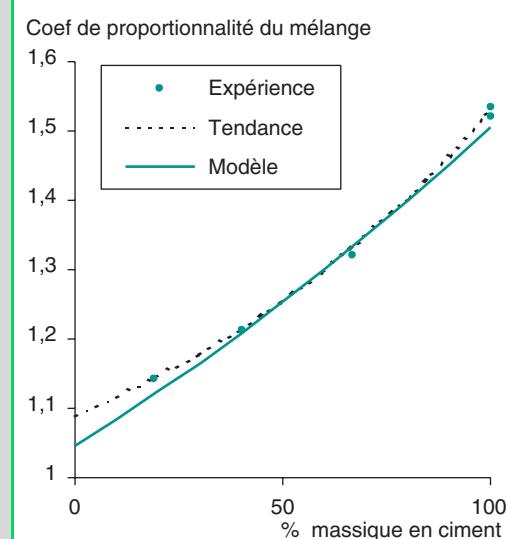
La figure 10 montre que l'additivité choisie par le modèle n'est pas confirmée expérimentalement. L'erreur commise est cependant assez faible sur le coefficient α , mais non négligeable sur la perméabilité car l'influence de ce coefficient est forte. Une cause de la non-linéarité obtenue pourrait être la présence de fines dans la zone d'eau immobile créée par les gros grains, qui n'a pas été prise en compte.

Conclusion

Le modèle présenté répond au problème de la prévision de la vitesse initiale du ressuage, pourvu que celui-ci ne présente pas de localisation de l'écoulement d'eau (présence de chenaux d'écoulements). La connaissance de la vitesse initiale de ressuage ouvre une voie d'étude à :

- **un classement des bétons en termes de pompabilité.** Kaplan [8] a en effet montré une corrélation entre le caractère pompable ou non d'un béton (dans un certain contexte) et sa sensibilité au ressuage ;
- **une prévision de la dégradation de l'adhérence naturelle entre pâte et granulat dans le béton durci.** Une telle prévision serait susceptible d'améliorer les modèles prédictifs de résistance mécanique [9] ;
- **une prévision du niveau « d'auto-cure » du béton ;**
- **une prévision du niveau d'esthétique du parement brut.**

Fig. 10 - Coefficient de proportionnalité α du mélange en fonction du pourcentage en ciment.



Cette utilisation pratique du modèle peut être effectuée en l'incorporant dans un logiciel d'aide à la formulation des bétons comme par exemple Betonlab PRO2.

Remerciements. Les auteurs souhaitent remercier M. Patrick LECOMTE pour la conception et la réalisation de l'œdomètre-perméamètre.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] GIACCIO G., GIOVAMBATTISTA A., Bleeding: Evaluation of its effects on concrete behaviour, *Materials and Structures (RILEM)*, vol. 112, July-August **1986**, pp. 265-71.
- [2] 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*, January **1998**, 10, 1, pp. 1-16.
- [3] POWER T.C., *The properties of fresh concrete*, J. Wiley & Sons, **1968**, pp. 533-652.
- [4] JOSSERAND L., *Ressuage des bétons hydrauliques*, Thèse de doctorat de l'École nationale des ponts et chaussées, octobre, **2002**.
- [5] HARRIS C.C., Flow through porous media. Examination of the immobile fluid model, *Powder technology*, **17**, 1977, pp. 235 –252.
- [6] DE MARSILY G., *Quantitative hydrogeology*, Academic press, **1981**.
- [7] JOSSERAND L., de LARRARD F., Experimental study of scale effect in fresh mortar bleeding, Innovations and Developments in *Concrete Materials and Construction, International Congress of Dundee*, Scotland, October **2002**, pp. 819-826.
- [8] KAPLAN D., *Pompage des bétons*, Études et recherches des Laboratoires des ponts et chaussées, **OA 36, 2001**, 225 pages.
- [9] 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 Chaussées*, **234**, septembre **2001**, pp. 89-105.