

Résistance à la compression de bétons hydrauliques au squelette granulaire non optimisé

André LECOMTE

Institut universitaire de technologie
de Génie civil de Nancy-Brabois

François de LARRARD

Laboratoire Central des Ponts et Chaussées

Jean-Michel MECHLING

Institut universitaire de technologie de Génie civil de Nancy-Brabois

RÉSUMÉ

Les modèles prévisionnels de résistance à la compression des bétons, comme ceux de Bolomey ou du nouveau logiciel de formulation BétonlabPro2, ont été validés sur des mélanges de compacité optimisée. Le modèle associé à BétonlabPro2 prédit que la résistance augmente avec la teneur en gravillon, du fait de la diminution concomitante du volume d'air occlus et de l'intervalle entre les plus gros grains qui « consolident » la structure. Il importait donc de vérifier expérimentalement si des bétons riches en gravillons sont réellement plus performants que des bétons de granularité optimisée, à même volume de pâte liante. On constate que ce n'est pas le cas et que la résistance chute sensiblement, en raison vraisemblablement du ressuage, qui affecte la plupart d'entre eux, et qui altère l'adhérence des gravillons à la matrice. Le paramètre d'adhérence des gravillons est alors corrélé à un indice de ressuage qualitatif, de sorte que l'on retrouve les résistances expérimentales. Il est aussi associé à la structure interne de la phase fine qui contrôle le phénomène, ce qui permet de mieux prévoir la résistance à la compression d'un béton susceptible de ressuier. Ce travail préfigure une évolution possible du logiciel vers la prise en compte du ressuage dans la formulation des bétons, lors d'une démarche performantielle notamment.

DOMAINE : Ouvrages d'art.

ABSTRACT

Models built to predict the compressive strength of concretes, such as the Bolomey models or the new mix design software called "BétonlabPro2", have been validated on concrete mixtures at optimal packing density. The model related to BétonlabPro2 predicts that strength increases with gravel content, as a result of the concomitant reduction in the volume of entrapped air and the interval between the coarser grains "consolidating" the structure. It therefore proves critical to experimentally verify whether concretes with high gravel content actually display better performance than those with optimized size distribution, for a given volume of binder paste. It can be observed that this modeling result is not substantiated since, for the majority of concretes, strength drops significantly due most likely to bleeding which affects the gravel bond to the matrix. The bond parameter is thereby correlated with a qualitative bleeding index, such that the experimental strength values are effectively attained; moreover, it is associated with the internal structure of the fine phase controlling the phenomenon, which provides a better compressive strength prediction for a concrete inclined to bleeding. The work conducted herein is precursory to an eventual evolution in the software to integrate the effect of bleeding into the concrete mix design, in particular within the scope of a performance-enhancement approach.

Introduction

Les spécialistes des bétons hydrauliques utilisent souvent la formule de Bolomey [1] pour prévoir la résistance à la compression du béton à vingt-huit jours. Ce modèle, qui prend en compte la qualité estimée des composants (granulats, ciment) et les dosages en ciment et en eau, est généralement satisfaisant pour les bétons courants, dont le squelette granulaire se rapproche d'une courbe de référence supposée conduire à la meilleure compacité. Mais le mélange correspondant n'est pas toujours celui qui satisfait d'autres propriétés (stabilité, durabilité, coût, etc.). Dans ce cas, le modèle est-il encore valide pour des bétons de granularités différentes ?

Des chercheurs du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées proposent depuis peu un logiciel de formulation, baptisé BétonlabPro2 [2, 3], qui prédit la plupart des propriétés des bétons, tant à l'état frais, à l'état durci que dans le temps. Il est fondé notamment sur le calcul de la compacité et sur l'analyse de la structure du mélange granulaire (avec le modèle d'empilement compressible ou MEC [4, 5]), et ce à partir de la granulométrie des matériaux, des compacités des classes élémentaires et des interactions entre grains. La résistance à la compression du béton, entre un jour et le long terme, est calculée avec des algorithmes où interviennent les proportions respectives des

ingrédients (granulats, ciment, eau, air, additions, adjuvant) et leurs propriétés effectives (résistance, adhérence, réactivité, etc.). Ce modèle, bien plus général que celui de Bolomey, a été calibré sur un grand nombre de bétons différents, de *structure granulaire optimisée* sous l'angle de la compacité. Mais, dans la recherche globale d'une formule répondant à un cahier des charges donné, lorsque tous les algorithmes entrent en compétition, l'optimisation numérique conduit-elle bien à la formule « idoine » ? L'outil restitue-t-il aussi les propriétés d'un béton non optimisé d'un point de vue granulométrique ? Précisons que lorsqu'on réalise une optimisation globale en une seule fois (par exemple, par la recherche du moindre coût à affaissement et résistance fixés), les mélanges proposés par l'optimisation numérique sont plutôt riches en granulats, comparés à la pratique industrielle. C'est pourquoi il est aujourd'hui préconisé une optimisation préalable du squelette granulaire (du type de celle réalisée dans la méthode Baron-Lesage [6], première étape), suivie de la recherche des performances spécifiées, à squelette fixé [2]. On pressent à ce stade l'existence d'un défaut dans le modèle de résistance, que le présent article cherche à identifier et à corriger.

Des expériences dédiées à l'étude de ces aspects ont été réalisées avec des bétons ayant les mêmes volumes de pâte et de granulats, mais des titres volumiques en gravillons différents (selon l'approche Baron-Lesage). Il s'agit de bétons mixtes contenant trois types de granulats. Quelques formules préliminaires ont été réalisées pour mesurer certaines propriétés propres aux granulats, ainsi que d'autres, complémentaires, pour vérification.

L'article rappelle tout d'abord les principes du calcul de la résistance prévisionnelle à la compression selon les modèles de Bolomey et de BétonlabPro2. Les propriétés des matériaux, les formules et les mesures sont ensuite données. Les résistances mesurées sur ces bétons permettent alors d'associer l'adhérence des gravillons au ressuage des bétons, puis à la structure de la phase fine, de sorte que le modèle propose, dans une démarche d'optimisation automatique, des formules plus équilibrées en gravillons.

Modèles de résistance à la compression

La formule de Bolomey, utilisée par exemple dans la méthode française « Deux-Gorisse » [7] pour formuler les bétons courants, est une approximation linéaire de la formule de Féret [8] (voir plus loin). Elle permet d'estimer la résistance à la compression à vingt-huit jours R_{c28} selon la relation :

$$R_{c28} = G \sigma' c_{28} \left(\frac{c}{e} - 0,50 \right). \quad (1)$$

La participation des granulats est prise en compte par le coefficient granulaire « qualitatif » G ; celle du ciment par sa classe vraie $\sigma' c_{28}$ mesurée à vingt-huit jours et par son dosage massique c exprimé en kg/m^3 ; e est le dosage en eau (efficace). On voit d'ores et déjà que ni le volume d'air, qui peut sensiblement varier d'un béton à l'autre ou être modulé intentionnellement (air entraîné), ni la contribution des éventuelles additions minérales, dont l'action est variable en intensité et dans le temps, ne sont considérés. De même, la structure du squelette (granularité, proportions volumiques des différentes coupures, etc.) et les propriétés réelles des granulats (résistance, adhérence, etc.) n'interviennent pas dans le calcul de R_{c28} .

Dans le logiciel BétonlabPro2, la résistance à la compression $R_{c,t}$ à un temps t compris entre un jour et un an, est calculée de la façon suivante (les fondements des relations reprises ci-après sont détaillés, par exemple, dans les références [4 et 5]) :

① Calcul de la quantité de **ciment équivalent** dans le temps [$c_{eq}(t)$], en ajoutant au dosage massique en ciment Portland c la contribution éventuelle des pouzzolanes et des fillers calcaires, de masses respectives $p z_i$ et f_i :

$$c_{eq}(t) = c \left[1 + 1,1 \left(1 - \exp \left[- \frac{\sum K_{p,i}(t) \cdot p z_i}{c} \right] \right) + 0,017 t_{C_3A} \left(1 - \exp \left[- 79 \frac{\sum f_i}{t_{C_3A} \cdot c} \right] \right) \right] \quad (2)$$

$K_{p,i}$ est un coefficient d'activité de la pouzzolane i (au jour t) déduit de l'indice d'activité i_t mesuré par comparaison des résistances à la compression d'un mortier contenant la pouzzolane et d'un mortier témoin ; t_{C3A} est la teneur en C_3A du ciment Portland, en pourcentage.

② Sur la base de la loi de Féret généralisée [8] (selon laquelle la résistance du béton est proportionnelle au carré de la concentration solide du ciment dans la pâte fraîche), calcul de $fc_m(t)$ – la résistance dans le temps de la **matrice liante** (mélange du liant équivalent $c_{eq}(t)$, de l'eau efficace e et de l'air a) – en tenant compte de la surface spécifique $S_{FI,j}$ cumulée des fillers calcaires éventuellement présents (qui exercent un effet accélérateur) :

$$fc_m(t) = 13,4\sigma'c_{28} \left[d(t) - 0,0023 \frac{d(7)}{t} \cdot \frac{\sum S_{FI,j} f_{i,j}}{c} + \left(1 + \rho_c \frac{e+a}{c_{eq}} \right)^{-2,85} \right] EMP^{-0,13} \quad (3)$$

$d(t)$ et ρ_c sont respectivement un paramètre cinétique fonction du temps qui décrit la montée en résistance du ciment et la masse volumique réelle du ciment. EMP désigne l'« épaisseur maximale de pâte » ; il s'agit de l'intervalle qui sépare deux gros grains de taille D_{max} (initialement en contact) après « injection » de la matrice liante dans l'empilement granulaire sec optimisé (du point de vue de la compacité). EMP est calculé selon la relation :

$$EMP = D_{max} \left(3 \sqrt[3]{\frac{g^*}{g}} - 1 \right) \quad (4)$$

où g est le volume granulaire dans le volume unité de béton et g^* la compacité réelle du même granulat (qui peut être calculée avec le MEC [4, 5]). D_{max} correspond à la dimension du passant à 90 % du mélange.

③ Calcul de la **résistance Rc_t du béton** à partir de celle de la matrice et de deux coefficients p et q qui décrivent, l'un, l'adhérence du granulat à la matrice, l'autre, les limites mécaniques (ou épuisement/effet plafond) du granulat :

$$Rc_t = \frac{p fc_m(t)}{q fc_m(t) + 1} \quad (5)$$

Si les différents paramètres caractérisant les matériaux sont déterminés avec soin, la précision moyenne de ce modèle généralisé est en deçà de 2 à 3 MPa. Il importe cependant de vérifier sa pertinence pour des bétons de squelette non optimisé, en particulier ceux riches en gravillons, car il est facile de voir (d'après 4) que si la compacité g^* diminue, à g et D_{max} constants, EMP diminue aussi. Dans ce cas (d'après 3), $fc_m(t)$ augmente et, donc, Rc_t aussi (à p et q constants). La conséquence est que si l'on privilégie la résistance à la compression, par exemple dans une procédure d'optimisation performantielle, le modèle peut alors avoir tendance à proposer des bétons riches en gravillons. À titre d'illustration, la figure 1 montre l'évolution de la compacité granulaire g^* (calculée avec le MEC) de bétons ayant les mêmes dosages en ciment (355 kg/m^3), en eau (223 kg/m^3) et en air (18 l supposés constants) – et, donc le même volume solide Φ et le même volume granulaire g , puisque $g = 1 - (v_c + v_e + v_a)$ –, et différents rapports gravillon/gravillon + sable (v_c , v_e et v_a sont respectivement les volumes de ciment, d'eau et d'air). On voit bien que g^* diminue sensiblement lorsque le mélange contient un excès de gravillons. L'épaisseur maximale de pâte diminue aussi et le modèle de résistance prédit alors une augmentation de fc_m (à vingt-huit jours ici), confirmant ainsi les assertions précédentes. Une réponse comparable devrait être obtenue pour les mélanges riches en sables. Mais le fait qu'un excès de sable entraîne une augmentation du volume d'air occlus (dont l'effet négatif sur la résistance est bien connu) explique pourquoi le module d'optimisation numérique associé au logiciel conduit généralement, dans une procédure automatique, à des bétons plus riches en gravillons.

Propriétés des matériaux utilisés

Pour vérifier les prévisions des deux modèles de résistance à la compression précédents, référons-nous aux mélanges réalisés dans le cadre d'une optimisation expérimentale de bétons courants à base de grès du Luxembourg [9]. Ces granulats ont été étudiés en vue d'une substitution des granulats alluvionnaires de Moselle en voie d'épuisement par une autre ressource minérale locale [10].

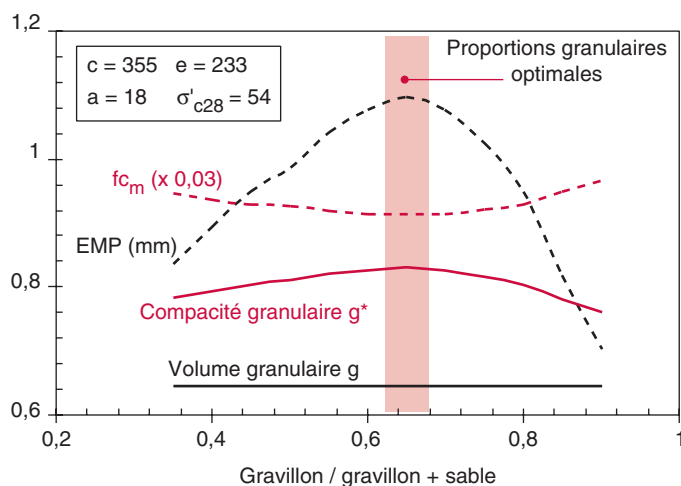


Fig. 1 - Évolution de la compacité granulaire g^* , de l'épaisseur maximale de pâte EMP et de la résistance prévisionnelle de la matrice f_{c_m} de bétons ayant même volume de pâte ($v_c + v_e + v_a$) et même volume granulaire g , pour différents rapports gravillon/gravillon + sable. Calculs réalisés avec les algorithmes associés au logiciel BétonlabPro2.

La démarche, qui s'inspire de la méthode expérimentale française « Baron-Lesage » [6] consiste tout d'abord à faire varier, à volumes constants (mêmes volumes de granulats et de pâte), les proportions granulaires respectives du mélange jusqu'à trouver celui qui présente, au maniabilimètre LCL, le temps d'écoulement le plus court. On sait en effet ([4, 5, 6]) que la maniabilité optimale (ou la meilleure viscosité apparente) est obtenue pour la plus forte compacité granulaire g^* , à g constant. Les propriétés physiques des matériaux retenus pour fabriquer ces bétons sont présentées dans le tableau I. Il s'agit d'un sable gréseux fin (Sg 0/1), d'un sable alluvionnaire siliceux (Sa 0/4) et d'un gravillon concassé gréseux (Gg 4/12). Un gravillon alluvionnaire (Ga 5/12) a été utilisé pour quelques formules. Le sable et le gravillon gréseux sont issus des grès du Luxembourg et les matériaux alluvionnaires sont ceux de Moselle. Le ciment retenu est un CEM I 42,5 R de la cimenterie luxembourgeoise d'Esch/Alzette ; son clinker contient 67 % de C_3S , 11 % de C_2S , 4,5 % de C_3A et 12,5 % de C_4AF , auquel sont ajoutés 5 % de fillers calcaires (de surface spécifique Blaine $350 \text{ m}^2/\text{kg}$ environ). Les granularités de ces matériaux sont présentées sur la figure 2. Les mélanges ont été gâchés avec l'eau du robinet, en présence, pour certains d'entre eux, d'un superplastifiant (SP) de type polysulfonate modérément dosé (BV/Tillman, extrait sec de 21 %).

Précisons d'autre part que la matrice des matériaux gréseux est de nature carbonatée et qu'elle représente environ 80 % de la fraction fine (fillers) des granulats concassés (teneur mesurée par calcimétrie). La surface spécifique Blaine de ces fillers est de $290 \text{ m}^2/\text{kg}$ environ. Enfin, le sable Sg 0/1 est constitué de deux populations de grains ; l'une, inférieure à $400 \mu\text{m}$, est formée de grains siliceux individualisés ; l'autre, supérieure à $400 \mu\text{m}$, comprend les mêmes grains cimentés par la matrice calcitique [11]. Ces deux populations, de compacités propres différentes, représentent respectivement 85 % et 15 % du volume total du granulat.

Une première série de gâchées a tout d'abord été faite pour mesurer le coefficient d'adhérence p et d'épuisement q des différents granulats (relation 5). Le principe consiste à fabriquer deux bétons (ou mortiers) de résistance contrastée et à mesurer leurs performances mécaniques R_{c1} et R_{c2} , à

TABLEAU I
Propriétés physiques des matériaux mesurées selon les normes en vigueur

Matériaux	ρ_r (kg/m^3)	Absorption (%)	< 80 μm (%)	$f_{c_g}^*$ (MPa)	σ'_{c28} (MPa)
Sg 0/1	2 627	0,6	10		
Sa 0/4	2 620	0,7	1		
Gg 4/12	2 392	4,2	3	90	
Ga 5/12	2 620	0,7	0		
CEMI 42,5R	3 100				58
SP BV	1 130				

* Résistance moyenne à la compression de la roche mère (grès).

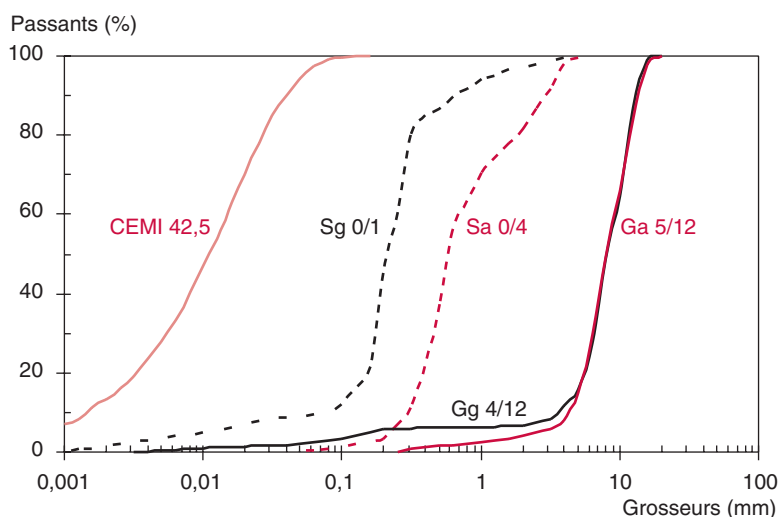


Fig. 2 - Granularité des matériaux.

vingt-huit jours par exemple, sur un nombre suffisant d'éprouvettes. On calcule parallèlement, avec les relations 3 et 4, la résistance de la matrice de ces deux mélanges ($f_{c_{m1}}$ et $f_{c_{m2}}$) à la même échéance, à partir des caractéristiques de la formule et des propriétés des matériaux. Un système de deux équations à deux inconnues permet alors d'atteindre les coefficients p et q :

$$Rc_1 = \frac{p f_{c_{m1}}}{q f_{c_{m1}} + 1}, \quad Rc_2 = \frac{p f_{c_{m2}}}{q f_{c_{m2}} + 1}, \quad (6)$$

ce qui donne

$$q = \frac{Rc_1/f_{c_{m1}} - Rc_2/f_{c_{m2}}}{Rc_2 - Rc_1} \quad p = \frac{Rc_1(q \cdot f_{c_{m1}} + 1)}{f_{c_{m1}}}$$

Ce principe a été appliqué tout d'abord pour le sable gréseux Sg 0/1 (formules A et B du tableau II) et les matériaux alluvionnaires Sa 0/4 et Ga 5/12 (formules C et D), qui sont tous deux des granulats de nature homogène (réserve faite sur les deux populations de grains que composent le sable gréseux !). Les formules réalisées, les calculs correspondants (qui tiennent compte notamment, pour f_{c_m} , de la présence des fillers calcaires apportés par le CEM I et les matériaux gréseux), ainsi que les performances obtenues sont présentés dans le tableau II. La teneur en air occlus (a) contenu dans ces bétons a été déduit de la pesée des éprouvettes [12]. En plus de la mesure d'affaissement, un *indice de ressuage qualitatif (Irq)*, compris entre 0 et 4, a été attribué à chaque formule, au vu de l'aspect de la face supérieure des éprouvettes, avant la prise et au moment du démoulage. De même, la hauteur des éprouvettes durcies (à vingt-huit jours) a été mesurée au pied à coulisse, de façon à noter le « tassement de ressuage » Δr . Certes, ces caractérisations sont plutôt imprécises et restent qualitatives car, malheureusement, la quantité d'eau réellement exsudée n'a pas été mesurée, en utilisant par exemple un airmètre modifié, comme proposé par Kaplan [13].

Le rapport e/c élevé de la formule B et le ressuage important de la formule C (d'affaissement > 200 mm) nous ont incités à majorer respectivement les résistances mesurées de 0,6 et 5,8 MPa, de façon à obtenir des coefficients p et q vraisemblables pour les trois granulats Sg 0/1, Sa 0/4 et Ga 4/12 de nature siliceuse (pas d'effet d'épuisement, adhérence modérée [4, 5]). Pour caractériser le gravillon gréseux Gg 4/12 (formules E et F), nous avons fabriqué deux bétons en utilisant le sable Sg 0/1 et en supposant, d'après [14], que les performances mesurées résultaient de la participation des deux granulats dans leurs proportions volumiques respectives. On écrit alors :

$$Rc_1 = \frac{(xp_s + yp_g) f_{c_{m1}}}{(xq_s + yq_g) f_{c_{m1}} + 1}, \quad Rc_2 = \frac{(xp_s + yp_g) f_{c_{m2}}}{(xq_s + yq_g) f_{c_{m2}} + 1} \quad (7)$$

soit

$$p_g = \frac{Rc_1(xq_s + yq_g) + Rc_1/f_{c_{m1}} - xp_s}{y} \quad q_g = \frac{x}{y} \cdot \frac{q_s(Rc_1 - Rc_2) + Rc_1/f_{c_{m1}} - Rc_2/f_{c_{m2}}}{Rc_2 - Rc_1}$$

avec p_s , q_s et p_g , q_g les coefficients (connus) du sable et (inconnus) du gravillon. x et y sont les proportions volumiques respectives du sable et du gravillon dans le mélange ($x + y = 1$).

Une autre technique a été utilisée pour confirmer les coefficients p_g et q_g du gravillon gréseux, à partir de la résistance moyenne à la compression Rc_g de la roche mère (cf. tableau I). On sait en effet, pour une nature de granulat donnée, que le rapport p/q est globalement proportionnel à Rc_g ([4, 5]). On écrit alors dans le cas présent qui concerne un mélange de deux granulats :

$$Rc = \frac{(xp_s + yp_g) f_{c_m}}{xq_s + yq_g f_{c_m} + 1}, \quad \frac{p_g}{q_g} \approx 2,14Rc_g, \quad (8)$$

ce qui donne

$$p_g = q_g 2,14Rc_g \quad q_g = \frac{x}{y} \cdot \frac{(p_s - q_s Rc) - Rc/x f_{c_m}}{Rc - 2,14Rc_g}$$

TABLEAU II

Calcul des coefficients d'adhérence p et d'effet d'épuisement q des différents granulats

Références		Sg 0/1		Sa 0/4 Ga 4/12		Gg 5/12	
		A	B	C	D	E	F
Formules (granulats secs)	Sg 0/1 [kg]	1 142	1 330			513	540
	Gg 4/12 [kg]					1 086	1 144
	Sa 0/4 [kg]			608	654		
	Ga 5/12 [kg]			1 107	1 192		
	CEM I [kg]	583	350	373	298	372	291
	e_{eff} [kg]	331	287	202	171	214	203
	SP _{ES} [kg]	0,35	0,21	0,11	0,10	0,2	0,2
	a (air) [litres]	47	94	23	28	17	19
	Masse totale* [kg]	2 063	1 974	2 301	2 327	2 234	2 230
	Volume total [litres]	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000
	Affaissement [mm]	50	45	210	56	110	90
	Ressuage (lrq) /Δr [mm/10]	0/0	0/- 10	4/- 20	3/- 11	2/- 11	1/- 2
Calculs	e/c	0,57	0,82	0,54	0,57	0,57	0,70
	gravillon/gravillon + sable	0		0,65		0,70	
	D _{max} mélange [mm]	0,63		12,5		12,4	
	g	0,435	0,506	0,654	0,705	0,649	0,684
	g*	0,677		0,817		0,823	
	EMP [mm]	0,10	0,06	0,96	0,63	1,02	0,79
	c _{eq28} [kg]	595	358	371	296	380	298
	f _{c28} [MPa]	47,5	17,5	38,3	33,2	38,0	26,5
Rc ₂₈	Mesurée [MPa]	40,5	14,3	31,1	32,0	34,4	25,5
	Retenue [MPa]	40,5	14,9	36,9	32,0	32,9	25,5
Coefficients	p	0,85		0,95		1,05	
	q [MPa ⁻¹]	0,0000		0,0000		0,0055	

* Y compris eau absorbée.

avec R_c et f_{c_m} la résistance d'un seul béton et de sa matrice. Les deux approches donnent des coefficients très comparables, confirmant ainsi que le gravillon Gg 4/12 présente un effet d'épuisement significatif. La figure 3 montre l'influence des propriétés mécaniques des quatre granulats sur la résistance à la compression du béton, lorsque la résistance de la matrice augmente.

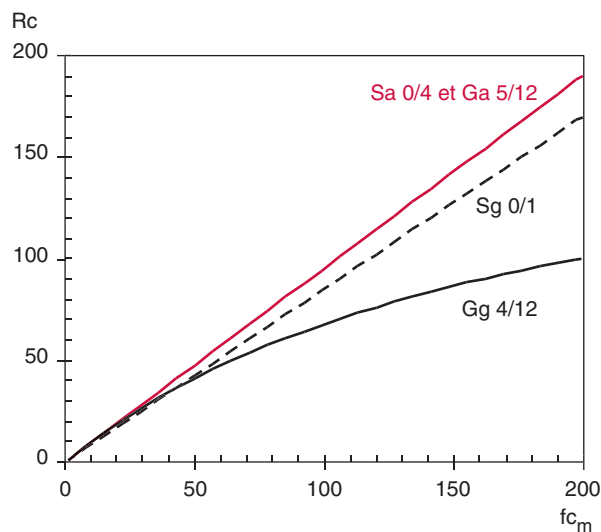


Fig. 3 - Effet des coefficients p et q des quatre granulats sur la résistance à la compression des bétons, en fonction de la résistance de la matrice.

Essais sur bétons non optimisés

Les formules précédentes ont, deux à deux, un squelette granulaire optimisé (déterminé avec le MEC). Dans l'étape suivante, cinq bétons de même rapport e/c , mais de titre volumique gravillon/gravillon + sable encadrant l'optimum, sont comparés. Il s'agit de bétons mixtes sans adjuvant fabriqués avec le gravillon gréseux Gg 4/12, les sables Sa 0/4 et Sg 0/1 (utilisé comme correcteur), et le CEM I. Les formules, les calculs et les résistances à la compression prédites ou mesurées à vingt-huit jours sont présentés dans le tableau III. Le triptyque de la figure 4 donne l'évolution des propriétés à l'état frais (affaissement/écoulement, air piégé/masse volumique, ressuage/tassement) et la figure 5 montre l'évolution de g , g^* , EMP, et des propriétés mécaniques. On constate tout d'abord qu'il existe bien un (même) optimum pour la plupart des propriétés, tant au niveau expérimental que théorique ; les quelques formules « déviantes » ont souvent un caractère pathologique, pour lesquelles par exemple l'essai de caractérisation devient inadapté (comme la mesure de l'affaissement pour les mélanges trop pauvres en sable) ; de même, le volume granulaire g n'est pas

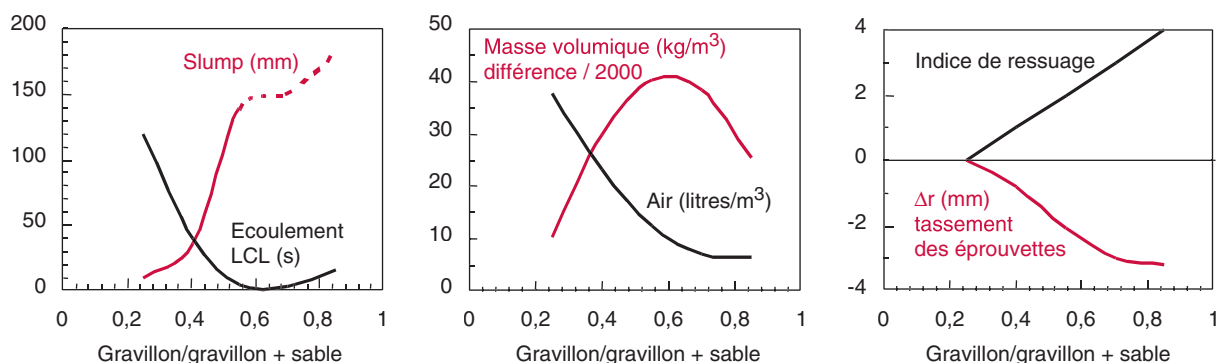


Fig. 4 - Évolution des propriétés des bétons à l'état frais, en fonction du titre volumique $g/g + s$. Formules mixtes. Valeurs expérimentales.

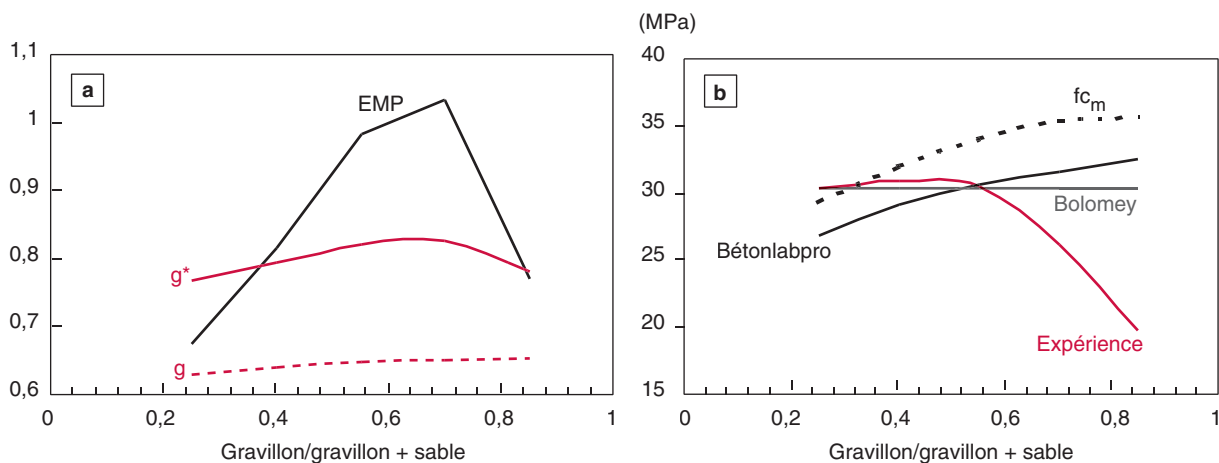


Fig. 5 - Évolution des propriétés mécaniques des bétons à vingt-huit jours, en fonction du titre volumique $g/g + s$. Formules mixtes. Valeurs expérimentales.

TABLEAU III

Caractéristiques des bétons mixtes réalisés avec différents titres volumiques en gravillons

Références		Formules mixtes				
		G	H	I	J	K
Formules (granulats secs)	Sg 0/1 [kg]	375	304	230	154	77
	Gg 4/12 [kg]	379	615	855	1 093	1 327
	Sa 0/4 [kg]	863	701	531	355	177
	Ga 5/12 [kg]					
	CEM I [kg]	351	356	360	361	361
	e_{eff} [kg]	218	222	224	225	225
	SP _{ES} [kg]	0	0	0	0	0
	a (air) [litres]	38	23	13	7	7
	Masse totale* [kg]	2 210	2 230	2 240	2 238	2 225
	Volume total [litres]	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000
	LCL [s] / Affaissement [mm]	120/10	40/36	6/140	4/150	16/181
	Indice de ressuage (Irq) / Δr [mm/10]	0/0	1/- 8	2/- 21	3/- 30	4/- 32
	Calculs	e/c	0,62			
gravillon/gravillon + sable		0,25	0,40	0,55	0,70	0,85
D_{max} mélange [mm]		10,0	11,0	12,0	12,5	12,5
g		0,631	0,640	0,648	0,651	0,652
g^*		0,767	0,793	0,820	0,827	0,780
EMP [mm]		0,67	0,81	0,98	1,03	0,77
$c_{\text{eq}28}$ [kg]		358	363	366	368	368
$f_{c_{m}28}$ [MPa]	29,2	32,0	34,1	35,4	36,9	
R _{c28}	Mesurée [MPa]	30,3	30,8	30,5	26,1	19,8
	Bolomey [MPa]	30,3	30,3	30,3	30,3	30,3
	BétonlabPro2 [MPa]	26,8	29,1	30,6	31,5	32,5
	Différence [MPa]	- 3,5	- 1,7	+ 0,1	+ 5,4	+ 12,7

* Y comprise eau absorbée.

parfaitement constant (fig. 5a), à cause de l'air occlus qui diminue (normalement) lorsque le volume de gravillon et la maniabilité augmentent. Cet optimum correspond à un titre volumique en gravillons un peu supérieur à 0,6. On notera avec intérêt que les deux modèles prédisent bien la résistance mesurée *du mélange optimisé* (fig. 5b). Mais, pour les autres mélanges, les résultats du modèle de Bolomey restent constants (!), alors que celui de BétonlabPro2 prévoit, comme attendu, une augmentation de la résistance avec la quantité de gravillons. Au niveau expérimental, la résistance augmente légèrement lorsque le taux de gravillons approche l'optimum, mais chute sensiblement dès qu'il le dépasse.

Les écarts entre expériences et prévisions de BétonlabPro2 ne peuvent provenir *a priori* d'une validation erronée ou insuffisante des effets liés à la nature (p, q) et à la topologie (EMP) des granulats car leur prise en compte, dans le modèle de résistance, a été vérifiée sur un grand nombre de mélanges optimisés réalisés avec des matériaux d'origine et de structures très variées ([4, 5]). Il ne peut s'agir donc que d'un phénomène « périphérique », qui affecte en particulier les bétons riches en gravillons ; nous prétendons que c'est le *ressuage* qui altère de façon significative les performances mécaniques de ces bétons.

En effet, au sein de la suspension fluide (béton), les éléments solides, du fait de la gravité, ont une propension naturelle à sédimenter, en particulier dans les mélanges mal équilibrés. De plus, la perméabilité de ces milieux (à l'état frais) est plus forte, à cause notamment d'une *carence en éléments fins*. Il se produit alors une montée d'eau vers la surface et un déplacement des éléments solides vers le bas. Ce tassement n'est toutefois pas homogène et l'on conçoit bien qu'apparaisse, *sous* les plus gros éléments (majoritaires en volume) du cortège granulaire qui tend à s'empiler, une pellicule d'eau qui résulte de la sédimentation sous-jacente de l'ensemble des grains solides. Cette ségrégation locale altère alors de façon significative *l'adhérence du granulat* à la pâte et, finalement, la résistance mécanique des bétons durcis. La microstructure de la phase liante est aussi probablement dégradée. La figure 6, qui concerne les prévisions de BétonlabPro2 montre que le phénomène n'est pas linéaire et qu'il s'accélère dès que le ressuage et/ou le tassement deviennent significatifs, c'est-à-dire, dans ces bétons de même e/c, lorsque le dosage en gravillons dépasse l'optimum.

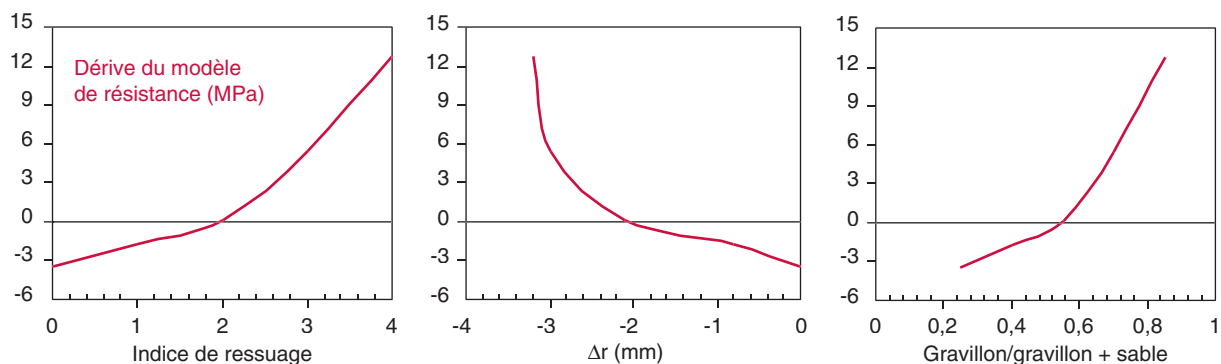


Fig. 6 - Différence entre résistances prévues par les modèles associés à BétonlabPro2 et résistances expérimentales, en fonction de l'indice de ressuage, du tassement des éprouvettes Δr et du rapport gravillon/gravillon + sable.

La figure 7 donne, d'après [15], une représentation schématique de la sédimentation et du ressuage, et la figure 8 présente une photo de la face supérieure d'éprouvettes cylindriques d'un béton de granulats de Moselle de rapport e/c voisin de 0,70. Elle permet de voir que le phénomène prend aussi de l'ampleur dans les bétons fluides, surtout s'ils sont pauvres en ciment et en éléments fins (le sable de Moselle est dépourvu de fines, cf. Sa 0/4 – fig. 2).

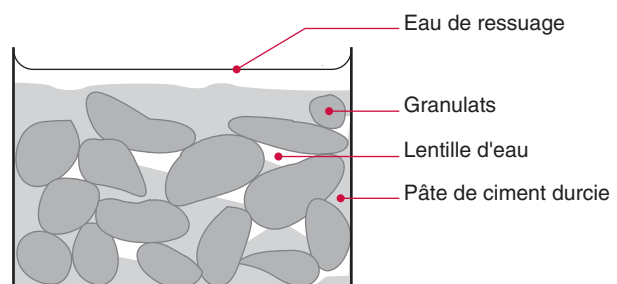


Fig. 7 - Schématisation de la sédimentation et du ressuage dans une suspension non optimisée, d'après [15].



Fig. 8 - Exemple de ressuage d'éprouvettes cylindriques en béton de granulats alluvionnaires (rapport e/c de 0,70 environ).

Nous proposons d'utiliser ces premiers résultats expérimentaux pour, d'une part, tenter de corréler le ressuage observé et le paramètre d'adhérence des granulats, tel qu'il est défini dans BétonlabPro2 (relation 5) et, d'autre part, proposer une approche prédictive pouvant constituer les prémices de l'amélioration du modèle de résistance associé au logiciel. Dans ce second cas, le ressuage est rapproché de la structure granulaire du mélange frais (décrite par le MEC), dont celle de la fraction fine qui participe directement à la stabilité du système, et qui contrôle grandement le phénomène.

Résistance et ressuage : modélisations

Compte tenu des remarques précédentes, la démarche proposée consiste à faire l'hypothèse que l'adhérence des granulats à la pâte subit une altération due au ressuage. Dans les bétons sujets au phénomène, le coefficient p diffère alors du coefficient p^* mesuré sur bétons optimisés. Pour valider cette approche, il faut vérifier l'existence d'une relation cohérente du type :

$$\frac{p}{p^*} = f(\text{ressuage}) \quad (9)$$

sous réserve toutefois de disposer d'un marqueur du ressuage suffisamment sensible. Nous utiliserons ici l'indice de ressuage qualitatif (Ir_q), attribué selon le protocole défini plus haut, à défaut d'une mesure scientifique plus pertinente. Dans une seconde étape, on peut chercher aussi une (première) relation entre p^*/p et, par exemple, l'indice de serrage $K_{0/1}$ de la fraction fine, qui décrit la participation de cette tranche à l'indice de serrage K du mélange frais (voir plus loin). En effet, il a été montré [4, 5] que l'indice de serrage partiel relatif aux éléments fins se corrélait bien avec le ressuage. Le but est alors de mieux prévoir la résistance des bétons susceptibles de ressuer. On écrit dans ce cas :

$$\frac{p}{p^*} = g(K_{0/1}) \quad (10)$$

En calculant simultanément, pour ces cinq bétons expérimentaux d'indice de ressuage connu, le coefficient p (d'après la relation 5) et le paramètre $K_{0/1}$ (avec le MEC), on peut alors résoudre les systèmes et étalonner les fonctions f et g . Précisons toutefois les choix qui ont été faits :

- seul le paramètre p_g du gravillon a été considéré dans cette approche ; une tentative avec un coefficient moyen p_m , intéressant l'ensemble des granulats, au prorata de leur volume dans le mélange, n'a pas donné de résultats aussi satisfaisants, ce qui confirme au demeurant que le ressuage affecte plutôt le coefficient d'adhérence des gros grains ;
- de même, le paramètre $K_{0/1}$ a été préféré au paramètre K_c qui décrit la seule participation du ciment à l'indice de serrage (pris comme paramètre contrôlant le ressuage dans les références [4, 5])

car, d'une part, ces bétons ont quasiment tous le même dosage en ciment (ce qui limite la sensibilité de l'ajustement) et, d'autre part, les éléments fins du sable (jusqu'à 1 mm...), les fillers éventuels, etc. participent probablement aussi au contrôle du phénomène [16].

Le tableau IV présente les éléments des différents calculs.

TABLEAU IV
Paramètres des calculs permettant la prise en compte du ressuage par une modification du coefficient d'adhérence p_g des gravillons

Références		Formules mixtes				
		G	H	I	J	K
Rappels formules	e/c	0,62				
	gravillon/gravillon + sable	0,25	0,40	0,55	0,70	0,85
	Indice ressuage qualitatif Irq	0	1	2	3	4
	Rc28 mesurée [MPa]	30,3	30,8	30,5	26,1	19,8
	p_g^*	1,050				
Calculs	p_g (d'après relation 5)	1,544	1,189	1,040	0,802	0,577
	p_g/p_g^*	1,470	1,132	0,990	0,764	0,550
	K0/1 (simulations MEC)	3,60	3,11	2,62	2,12	1,63
Validation	p_g lissé (relation 11)	1,494	1,262	1,030	0,798	0,566
	Rc28 calculée [MPa]	30,0	31,7	30,3	26,0	19,5
Prévision	p_g lissé (relation 14)	1,496	1,272	1,021	0,770	0,592
	Rc28 calculée [MPa]	30,1	31,5	29,9	25,7	20,2

Validation de la relation entre adhérence des gravillons et indice de ressuage

Dans cette première étape, on s'intéresse à la relation f en comparant le rapport p_g/p_g^* à l'indice de ressuage qualitatif Irq. Les points correspondants (tableau IV) sont reportés sur la figure 9a, avec l'ajustement linéaire retenu, d'expression :

$$\frac{p_g}{p_g^*} = -0,211 \cdot \text{Irq} + 1,423 \quad (11)$$

On constate, selon cette approche, que *le ressuage a un effet très sensible sur l'adhérence p_g des gravillons* ; par exemple, elle baisse de moitié environ lorsque le ressuage devient conséquent (Irq = 4, formule K). À l'inverse, l'adhérence est renforcée dans le mélange particulièrement stable (Irq = 0, formule G) qui est le plus riche en éléments fins, avec une matrice « surabondante ». Ces variations de p_g paraissent grandes, mais elles concernent les deux mélanges les plus éloignés de l'optimum (qui ont présenté les plus gros écarts de stabilité), de teneurs en gravillons égales respectivement à 0,25 (formule G) et à 0,85 (formule K). On retrouve par contre un coefficient d'adhérence très proche de p_g^* pour le mélange optimisé (formule I). La relation entre adhérence des gravillons et indice de ressuage qualitatif, ainsi validée, permet alors de retrouver, avec un modèle de résistance amendé (relation 12), les performances mesurées sur ces bétons (fig. 9b).

$$Rc_t = \frac{(xp_s + yp_g) fc_m(t)}{(xq_s + yq_g) fc_m(t) + 1} \text{ avec } p_g = p_g^* \cdot f(\text{Irq}) \quad (12)$$

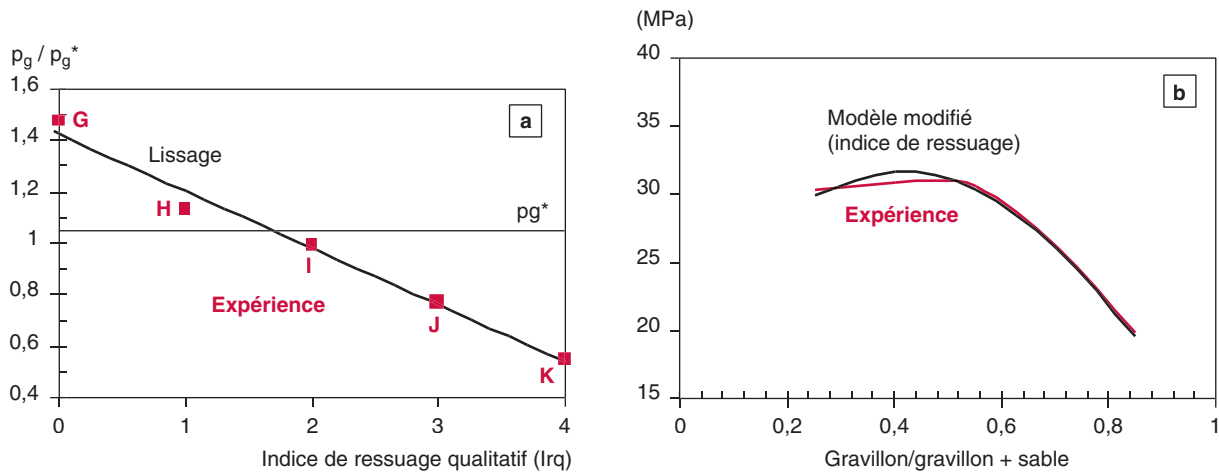


Fig. 9 - Lissage de la fonction $p_g/p_g^* = f(Irq)$ et comparaison entre prévisions et expérience.

Prévision de la résistance en tenant compte de la prédisposition du mélange au ressage

Le problème est de prévoir le ressage d'un mélange donné à partir de sa formule, de façon à estimer I_{rq} ou, plus directement, l'adhérence p_g des gravillons. Il faut alors disposer d'une relation entre, par exemple, p_g/p_g^* et un ou plusieurs paramètres de la structure granulaire qui contrôlent le phénomène. On ne peut évidemment pas fonder une théorie généralisée à partir de ces quelques expériences. Toutefois, une première approche peut être tentée en se référant à l'indice de serrage de la fraction fine ($K_{0/1}$), puisque c'est cette fraction qui contrôle, du moins pour partie, le phénomène de ressage dans le béton frais, comme on a pu le vérifier précédemment (les bétons riches en fines ne ressuent pas ; ceux pauvres en fines ressuent beaucoup).

Rappelons à ce stade que l'indice de serrage K résulte de la sommation des indices partiels K_i des différentes classes élémentaires qui forment le mélange ([4, 5]) :

$$K = \sum_{i=1}^n K_i = \sum_{i=1}^n \frac{\Phi_i}{1 - \frac{\Phi_i}{\Phi_i^*}} \quad (13)$$

avec Φ_i la compacité de la classe i et Φ_i^* la valeur maximale que peut prendre Φ_i lorsque la classe i est dominante, toutes les autres classes demeurant à volume constant (Φ_i^* est calculé avec le MEC). D'après cette relation, lorsque la compacité des classes élémentaires (et du mélange) augmente, leur indice de serrage K_i (et l'indice de serrage K du mélange) augmente aussi, jusqu'à tendre vers l'infini. Notons toutefois qu'un empilement granulaire sec bloqué présente un indice de serrage K égal à 9. Chaque valeur partielle de K_i caractérise donc de façon univoque le niveau de serrage de la tranche granulaire i correspondante. Comme on prétend ici que c'est la fraction fine (tranche 0/1) qui contrôle le ressage, son indice de serrage ($K_{0/1}$) a donc été rapproché de p_g/p_g^* .

Les paramètres des calculs sont donnés dans le tableau IV. La figure 10a présente l'évolution de p_g/p_g^* en fonction de $K_{0/1}$, ainsi que le lissage retenu en première approximation. Il s'agit là aussi d'un ajustement linéaire d'équation :

$$\frac{p_g}{p_g^*} = 0,448.K_{0/1} - 0,191 \quad (14)$$

Notons cependant qu'il doit exister un domaine de $K_{0/1}$ pour lequel le ressage disparaît et n'a plus d'effet sur p_g , qui se stabilise alors à sa valeur maximale (fig. 10a). D'un point de vue formel, ce premier modèle linéaire est alors insuffisant pour restituer cet aspect du problème.

En associant l'adhérence des gravillons à la structure granulaire de la phase fine de ces bétons, le modèle modifié (relation 14) prédit alors, avec une bonne précision, les résultats expérimentaux obtenus (fig. 10b).

$$R_{c_t} = \frac{(xp_s + yp_g) f_{c_m}(t)}{(xq_s + yq_g) f_{c_m}(t) + 1} \text{ avec } p_g = p_g^* \cdot g(K_{0/1}) \quad (15)$$

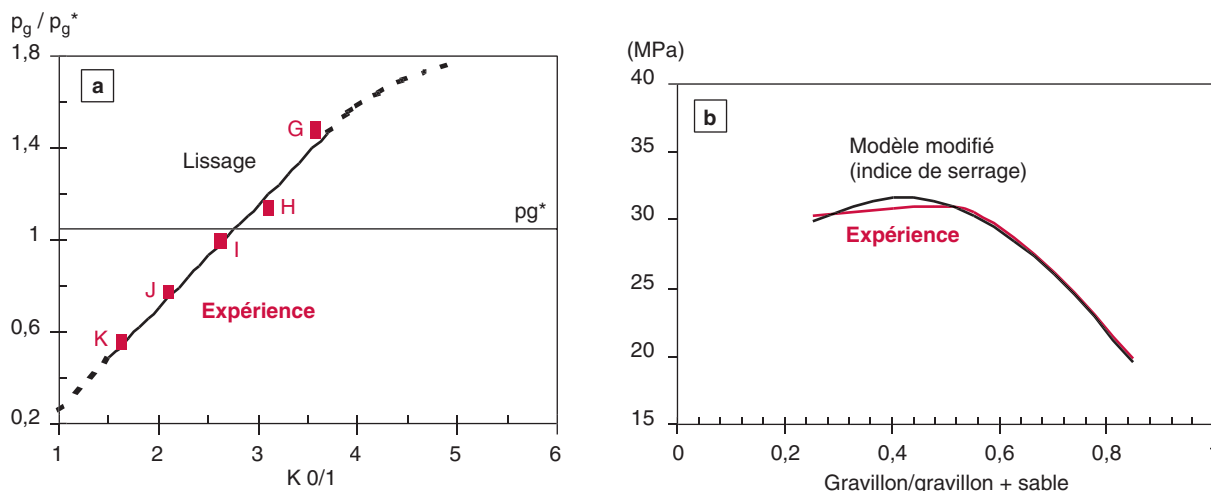


Fig. 10 - Lissage de la fonction $p_g/p_g^* = g(K_{0/1})$ et comparaison entre prévisions du modèle modifié (indice de serrage) et expériences ayant servi au lissage.

Vérification avec d'autres formules

Cinq autres formules ont été réalisées avec les mêmes matériaux, à titre de vérification. Elles sont complémentaires de certaines des formules dédiées à l'étalonnage des paramètres p et q (tableau II) avec, notamment, des teneurs en gravillons éloignées de l'optimum et/ou des rapports e/c différents des précédents. De plus, et contrairement aux formules précédentes, tous ces bétons contiennent une dose modérée de superplastifiant. Le tableau V donne le détail de ces formules regroupées par nature de gravillon, selon la séquence LMEFN pour les bétons de grès et OCPD pour les bétons alluvionnaires (en italique ; les références des formules déjà utilisées pour l'étalonnage des paramètres p et q , tableau II). Les calculs habituels sont complétés par les coefficients d'adhérence p_g déduits des deux ajustements proposés, et par l'indice de serrage partiel $K_{0/1}$ calculé avec le MEC.

On constate tout d'abord que l'adhérence des gravillons p_g dépend sensiblement du mode de calcul adopté, ce qui restreint quelque peu la portée de l'une, de l'autre ou des deux approches. Trois explications peuvent être avancées :

- un indice de ressage qualitatif, fondé sur une échelle arbitraire allant de 0 à 4, revêt, par définition, un caractère subjectif qui induit une part d'erreur pouvant être conséquente,
- l'indice de serrage de la fraction fine (dont il faut bien fixer les bornes) n'est probablement pas un critère universel et suffisant pour quantifier de façon univoque la prédisposition d'un béton donné au ressage,
- les deux ajustements proposés (relations 11 et 14) ont été établis avec des bétons sans superplastifiant. Ce type d'adjuvant (défloculant) doit avoir aussi un effet sur le ressage et sur ses conséquences vis-à-vis de l'adhérence des gravillons.

Cependant, l'amélioration du modèle initial est manifeste. La valeur de l'erreur moyenne du modèle passe ainsi de 5 MPa (modèle BétonlabPro2 version actuelle) à 1,8 MPa pour le modèle prenant en compte l'indice de ressage, et 2,8 MPa pour celui fondé sur l'indice de serrage partiel des éléments inférieurs à 1 mm. On retrouve bien les tendances annoncées, avec une variation sensible de p_g autour de la valeur optimale, selon l'importance de la phase fine (ou de la teneur en gravillons) dans le mélange. Par exemple, pour les bétons de grès, l'adhérence est améliorée lors-

TABLEAU V

Caractéristiques des formules complémentaires réalisées avec des gravillons gréseux et alluvionnaires

Références		Gravillons gréseux					Gravillons alluvionnaires				
		L	M	E	F	N	O	C	D	P	
Formules (granulats secs)	Sg 0/1 [kg]	1 194	827	513	540	224					
	Gg 4/12 [kg]	311	753	1 086	1 144	1 361					
	Sa 0/4 [kg]						916	608	654	224	
	Ga 5/12 [kg]						765	1 107	1 192	1 499	
	CEM I [kg]	334	360	372	291	374	366	373	298	377	
	e _{eff} [kg]	239	211	214	203	211	198	202	171	204	
	SP _{ES} [kg]	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,10	0,11	0,10	0,10	
	a (air) [litres]	69	43	17	19	14	42	23	28	17	
	Masse totale* [kg]	2 098	2 188	2 234	2 230	2 229	2 256	2 301	2 327	2 315	
	Volume total [litres]	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000	
	Affaissement [mm]	0	22	110	90	150	175	210	56	200	
	Ressuage (lrq)/Δr [0,1 mm]	0/0	0/-11	2/-11	1/-2	3/-24	2/-2	3/-20	3/-11	4/-35	
Calculs	e/c	0,71	0,59	0,57	0,70	0,56	0,54	0,54	0,57	0,54	
	gravillon/gravillon + sable	0,22	0,50	0,70	0,87	0,455	0,65	0,87	0,22	0,50	
	D _{max} mélange [mm]	8	12,0	12,4		12,5	12,0	12,5		13,0	
	G	0,584	0,630	0,649	0,684	0,654	0,642	0,654	0,705	0,658	
	g*	0,720	0,787	0,823		0,789	0,790	0,817		0,773	
	EMP [mm]	0,58	0,92	1,02	0,79	0,77	0,86	0,96	0,63	0,72	
	c _{eq28} [kg]	341	368	380	298	382	364	371	296	374	
	f _c _{m28} [MPa]	18,7	30,1	38,0	26,5	41,6	33,1	38,3	33,2	41,9	
	p _g *	1,050					0,953				
	K _{0/1} (simulations MEC)	3,85	3,50	2,68	2,77	2,13	2,84	2,25	2,62	1,51	
	p _g selon	indice de ressutage	1,494	1,494	1,030	1,262	0,798	0,935	0,725	0,725	0,514
		indice de serrage	1,611	1,446	1,060	1,103	0,802	1,031	0,779	0,937	0,463
R _{c28} [MPa]	Mesurée	19,7	35,5	34,4	25,5	28,8	31,9	31,1	32,0	23,1	
	Bolomey	24,6	33,0	35,9	27,2	34,8	39,1	39,1	36,0	39,1	
	Béton-labPro	initial	16,4	26,5	32,9	23,9	35,6	31,5	36,4	31,6	39,9
		indice de ressutage	18,2	32,7	32,4	27,5	28,0	31,3	30,8	26,7	23,9
indice de serrage		18,7	32,0	33,1	24,8	28,1	32,7	32,1	31,3	22,1	

* Y compris eau absorbée.

que les gravillons sont épars dans la matrice liante (formule L) et, dans le cas inverse, elle est plutôt moindre lorsque les gravillons sont dominants et qu'ils induisent un ressutage conséquent (formule N). Les photos de la figure 11 montrent d'ailleurs qu'apparaît, dans le premier cas (formule L), une auréole sombre autour des quelques gravillons (il pourrait s'agir ici d'une zone plus riche en ciment apparue au moment de la vibration puissante du mortier ferme, d'affaissement nul ?). Dans le second cas (formule N), les granulats sont proches de l'empilement, et la matrice liante est insuffisante pour suspendre convenablement sable et gravillons, ce qui favorise ségréga-

tion et ressuage au sein du mélange. Mais il s'agit là encore de deux cas « pathologiques » extrêmes, qui ne correspondent pas à la réalité des bétons hydrauliques courants. Pour les teneurs en gravillons plus ordinaires, voisines de l'optimum (formule E par exemple), le coefficient p_g est comparable à p_g^* .

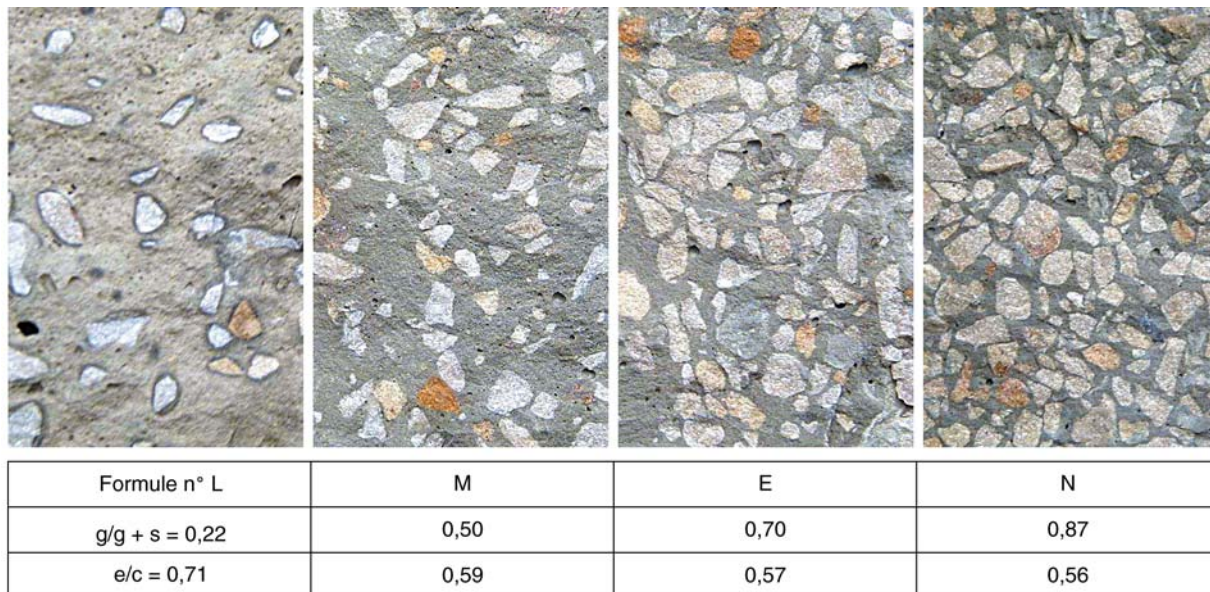


Fig. 11 - Aspects des parements fracturés (fendage) de différents bétons de grès.

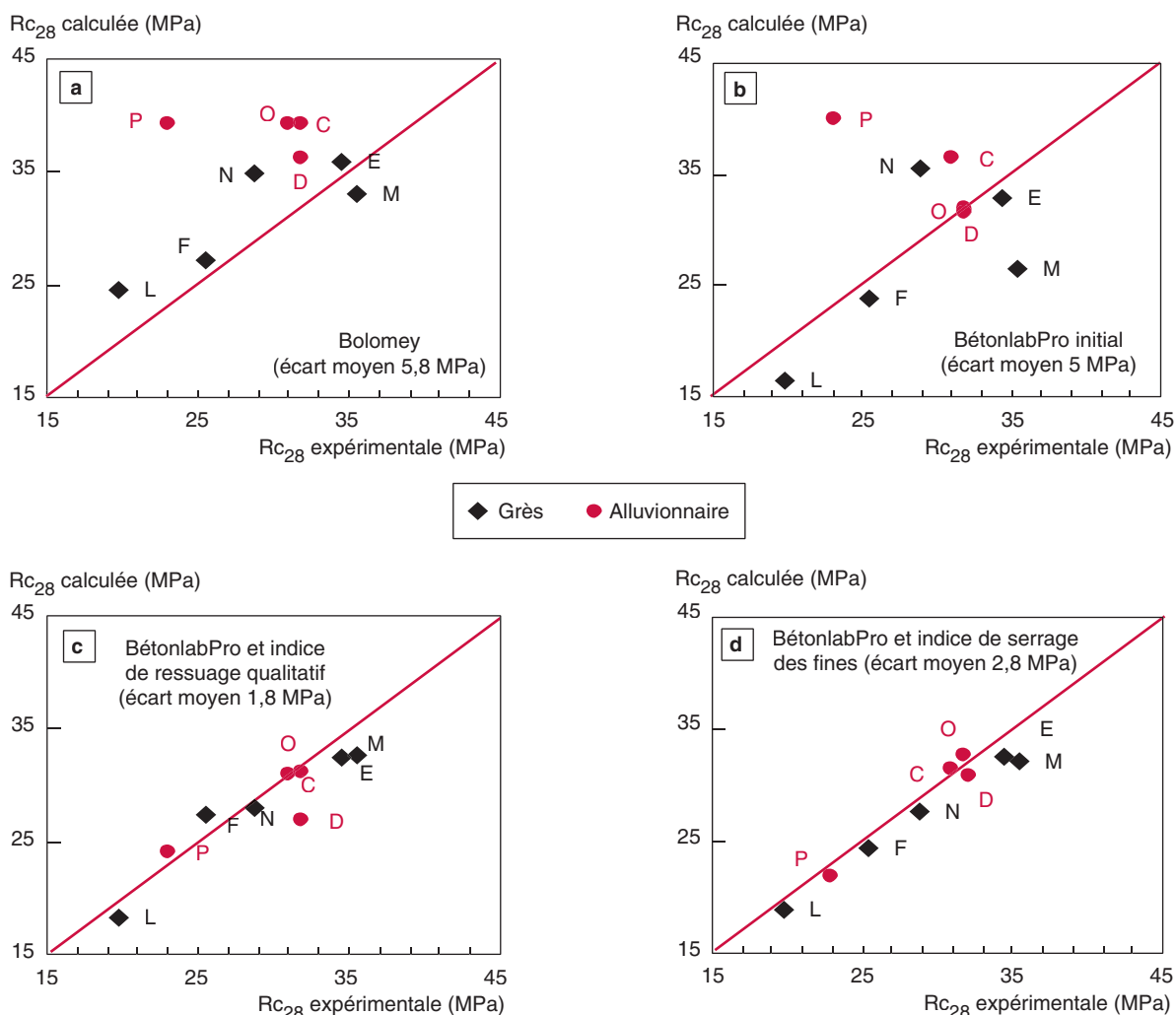


Fig. 12 - Comparaison des résistances expérimentales et calculées selon les différents modèles étudiées, pour plusieurs formules complémentaires.

Pour les bétons alluvionnaires, de rapports e/c quasi identiques, c'est bien la formule P, la plus riche en gravillons, qui a présenté le plus fort ressuage et (donc) la moindre adhérence p_g , par comparaison à la formule D qui est celle optimisée du point de vue granulaire.

Sur la figure 12, les résistances mesurées sur ces bétons sont comparées tout d'abord à celles calculées avec le modèle de Bolomey (fig. 12a) et le modèle de BétonlabPro2 initial (fig 12b). Il existe dans les deux cas une forte dispersion de la plupart des points. Pour BétonlabPro2, les points qui divergent « par optimisme » correspondent aux formules riches en gravillons et ayant présenté un fort ressuage (P, N) ; à l'inverse, ceux qui divergent « par pessimisme » sont riches en sable et de consistance ferme, et elles n'ont pas ou peu ressue (L, M). Lorsqu'on applique les ajustements déduits des bétons précédents, on obtient pour ces bétons une bien meilleure concordance entre expériences et calculs, que ce soit avec l'indice de ressuage qualitatif (attribué selon l'échelle précédente) (fig. 12c) ou avec l'indice de serrage partiel de la fraction fine dans le mélange (fig. 12d). Dans ce dernier cas toutefois, les résistances des bétons de grès sont un peu sous-estimées par le modèle modifié. La raison pourrait provenir de la présence de l'adjuvant défloculant, qui aurait limité l'importance du ressuage dans ces bétons.

Mais l'on vérifie bien que la prise en compte du ressuage améliore grandement la précision des prévisions, notamment pour les formules au squelette granulaire non optimisé. Par exemple, pour la formule C (granulats alluvionnaires), qui avait présenté un fort ressuage, on retrouve la résistance mesurée.

Conclusion

Les seize formules de béton présentées ici, réalisées notamment avec différents teneurs en gravillons, montrent tout d'abord que le ressuage joue un rôle déterminant dans la résistance à la compression des bétons courants. En utilisant un indice de ressuage qualitatif (échelle variant de 0 à 4), que l'on associe au paramètre d'adhérence des gravillons de BétonlabPro2, on retrouve les performances mesurées sur ces bétons. Il apparaît donc que le ressuage modifie sensiblement l'adhérence des gravillons, et qu'il est largement contrôlé par la structure de la phase fine du béton frais. En corrélant ces deux paramètres intégrés aux algorithmes du logiciel, on parvient à prévoir plus précisément la résistance à la compression de bétons au squelette granulaire déséquilibré et, finalement, à éviter une surestimation des performances des mélanges riches en gravillons.

Il conviendrait cependant de confirmer ces résultats avec d'autres séries et variétés de bétons ayant chacune, de préférence, des granulats de nature uniforme, et en augmentant aussi le champ des indices de serrage partiels. De même, il faudrait s'intéresser aux bétons contenant des superplastifiants et au rôle de ce type d'adjuvant vis-à-vis du ressuage et de l'adhérence des gravillons. Enfin, le ressuage devrait être caractérisé par des mesures plus pertinentes, de façon à établir un lien scientifique entre ce phénomène, la structure granulaire (dont celle de la phase fine) et la dégradation de sa microstructure du béton. La connaissance des résistances de ces bétons au squelette granulaire non optimisé permettrait alors d'affiner encore les performances du logiciel BétonlabPro2. Une autre conséquence de ce travail pourrait être une meilleure valorisation des fines dans les bétons : non seulement ces fines ont souvent une certaine activité chimique, mais en plus leur capacité à réduire le ressuage en fait des additions souvent bénéfiques.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] BOLOMEY J., Granulation et prévision de la résistance probable des bétons, *Travaux*, vol. 19, **30**, 1935, pp. 228-232.
- [2] SEDRAN Th., DE LARRARD F., *BétonlabPro2, Logiciel de formulation des bétons, version 2.0 exécutable sous Windows, logiciel et notice*, Presse de l'École nationale des Ponts et Chaussées, **2000**.
- [3] DE LARRARD F., SEDRAN Th., Une nouvelle approche de la formulation des bétons, *Annales du bâtiment et des travaux publics*, **6/99**, 1999, pp. 39-54.
- [4] DE LARRARD F., *Concrete Mixture Proportioning, A Scientific Approach*, Modern Concrete Technologie Series, **9**, S. Mindess and A. Bentur, editors, E & FN Spon, London, mars 1999, 421 pages.

- [5] DE LARRARD F, traduit de l'anglais par A. Lecomte, *Structures granulaires et formulation des bétons*, Études et recherches des laboratoires des Ponts et Chaussées, **OA 34**, avril **2000**, 414 pages.
- [6] BARON J., LESAGE R., *La composition du béton hydraulique, du laboratoire au chantier*, Rapport de recherche des laboratoires des Ponts et Chaussées, **64**, décembre **1976**.
- [7] DREUX G., *Guide pratique du béton*, Collection de l'Institut technique du bâtiment et des travaux publics, **1970**.
- [8] FERET R., Sur la compacité des mortiers hydrauliques, *Annales des Ponts et Chaussées*, Série 7, vol. 4, pp. 5-164.
- [9] MECHLING J.-M., *Formulation de bétons courants avec les Grès du Luxembourg et des kieselguhrs usagés des brasseries*, Thèse de l'université Henri Poincaré de Nancy 1, juin **2000**, 283 pages.
- [10] LECOMTE A., *Contribution à la valorisation des ressources minérales de la Lorraine et du Luxembourg*, Habilitation à diriger des recherches de l'Université Henri Poincaré de Nancy 1, décembre **2000**.
- [11] LECOMTE A., MECHLING J.-M., Analysis of the Granular Structures of Aggregates Using Solid Volume Measurement of Elementary Fractions, *Cement, Concrete and Aggregates Journal, ASTM*, vol. 23, **2**, **2001**, pp. 105-112.
- [12] LECOMTE A., Ajustement des méthodes de formulation de béton au m³ en tenant compte du volume réel, *Annales du bâtiment et des travaux publics*, **5**, octobre-novembre **1998**, pp. 13-26.
- [13] KAPLAN D., *Pompage des bétons*, Études et recherches des laboratoires des Ponts et Chaussées, **OA 36**, **2001**, 225 pages.
- [14] NOVOKSHCHENOV V., Factors Controlling the Compressive Strength of Silica Fume Concrete in the Range 100-150 MPa, *Magazine of Concrete Research*, vol. 44, **158**, **1992**, pp. 53-61.
- [15] CZERNIN W., *Zementchemie für Bauingenieure*, Bauverlag, **1977**, Wiesbaden.
- [16] SEDRAN Th., *Rhéologie et rhéométrie des bétons. Application à la formulation des bétons autonivelants*, Thèse de doctorat de l'École nationale des Ponts et Chaussées, mars **1999**, 220 pages.