

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Université Hassiba Benbouali de Chlef

Faculté Génie civil et d'architecture

Département Génie civil



THÈSE

Présentée pour l'obtention du diplôme de

DOCTORAT en SCIENCES

Spécialité : **Génie Civil**

Option : **Génie Civil**

Par

BACHENE Sara

Thème :

Effet des conditions de fabrication et de cure sur les performances des bétons à faible impact environnemental.

Soutenue le 03/11/2025, devant le jury composé de :

GHRICI Mohamed	Professeur	UHB Chlef	Président
BENTCHIKOU Mohamed	Professeur	UYF Médéa	Examineur
IRKI Ilyes	MCA	MAUCT Tipaza	Examineur
AIT MOHAMED AMER Adem	MCA	UAZ Relizane	Examineur
BOUKENDAKJI Otmane	Professeur	UYF Médéa	Rapporteur
EZZIANE Karim	Professeur	UHB Chlef	Co- Rapporteur

Dédicaces

Je dédie ce modeste travail à :

Mes chers parents,

Leur appui inconditionnel, leur dévouement sans limite, leur amour, leur soutien, leurs sacrifices et leur présence constante ont été des piliers essentiels dans mon parcours et ont tracé mon chemin.

À celui qui partage ma vie avec tant de bienveillance, mon mari,

Pour sa patience, sa présence constante et son indéfectible soutien durant les moments les plus exigeants de cette thèse.

À mes enfants bien-aimés, Yassine et Lylia,

Ma source d'inspiration et de motivation, leur affection m'a porté dans les instants de doute.

À mes frères et sœurs,

Pour leur soutien moral et leurs encouragements continus.

Remerciements

Je tiens à exprimer ma profonde reconnaissance à **Monsieur le Professeur Boukendakdji Otmane**, **Monsieur le Professeur Karim Ezziane** pour m'avoir guidé avec rigueur et bienveillance tout au long de cette thèse, dont le suivi attentif, l'écoute et les orientations précieuses ont fortement enrichi ce travail de recherche. Leur grande expertise scientifique, la justesse de leurs remarques, ainsi que la clarté de leurs conseils ont été pour moi d'un immense apport.

Je souhaite remercier tout particulièrement **Pr GHRICI Mohamed**, qui m'a fait l'honneur de présider le jury de soutenance de cette thèse. Sa présence et ses observations témoignent de l'intérêt porté à mon travail, et je lui suis profondément reconnaissante pour le temps et l'attention qu'il m'a consacrés.

Je tiens également à adresser mes sincères remerciements aux membres de jury, **Pr BENTCHIKOU Mohamed**, **Dr IRKI Ilyes** et **Dr AIT MOHAMED AMER Adem**, pour avoir accepté d'évaluer ce travail de recherche, malgré leurs nombreuses responsabilités. Leurs remarques constructives et pertinentes contribueront sans aucun doute à l'amélioration de mes recherches futures et à l'approfondissement de mes connaissances

J'adresse mes vifs remerciements au **Laboratoire de Génie Civil de l'Université Yahya Fares de Médéa** pour l'accueil qui m'a été réservé et pour les moyens mis à ma disposition durant mes travaux expérimentaux. L'environnement de travail stimulant, ainsi que la disponibilité du personnel technique, ont grandement facilité la bonne conduite de mes essais.

Je souhaite remercier chaleureusement l'ensemble du personnel technique et précisément **Mr Abd el Kader FERROUDJI** le directeur de l'**Entreprise Publique des Travaux Routiers du Centre (EPTRC)** du secteur de Berouaghia (MEDEA) pour l'aide précieuse qu'ils m'ont apporté dans le cadre de cette recherche. Grâce à ses collaborations, j'ai pu réaliser plusieurs essais expérimentaux dans ses laboratoires, dans des conditions techniques et matérielles excellentes.

Enfin, je tiens à exprimer ma gratitude à **toutes les personnes qui, de près ou de loin, ont contribué à la réalisation de cette thèse de doctorat**. Par leur aide, leur soutien moral, leurs conseils ou leurs encouragements.

Bachene Sara

ملخص :

يندرج هذا البحث ضمن نهج التنمية المستدامة الهادف إلى تصميم خرسانة منخفضة الأثر البيئي. ويركز على دراسة تأثير ظروف التصنيع (درجة حرارة خلط الخرسانة الطازجة) وظروف المعالجة (درجة الحرارة) على أداء الخرسانة ذاتية الرّص، المصنوعة من الرمل والحصى المعاد تدويرهما من خرسانة الهدم وخبث أفران الصهر الحبيبي. أُجريت الدراسة على مرحلتين تجريبيتين. أُجريت المرحلة الأولى على ملاط ذاتي الدمك، بنسب استبدال رمل طبيعي 0، 25، 50، 75، و100% باستخدام الرمل المعاد تدويره، ونسب استبدال الإسمنت 0، 20، و40% بالخبث الفرن العالي. ركزت الدراسة الثانية على الخرسانة ذاتية الرّص التي تحتوي على 50% من رمل معاد تدويره بناءً على نتائج الجزء الأول وكذلك حصى معاد تدويره بمعدلات استبدال مختلفة (0، 25، 50، 75، و100%)، مع ضبط درجة حرارة الخرسانة الطازجة على 20 و50 درجة مئوية، ودرجة حرارة معالجة 20 و40 درجة مئوية. تم تقييم الأداء من خلال سلسلة من الاختبارات على خصائص الخرسانة الطازجة، والقوة الميكانيكية قصيرة وطويلة الأجل، ومعامل المرونة، ومسامية الماء، والامتصاص الشعيري. وفرت النتائج فهماً أفضل للتأثير المشترك للمواد المعاد تدويرها ودرجات الحرارة المرتفعة على سلوك الخرسانة ذاتية الرّص، مع تسليط الضوء على عتبات الاستبدال المقبولة للحفاظ على متانة الخرسانة وأدائها الميكانيكي.

الكلمات المفتاحية: الخرسانة ذاتية الدمك، المواد المعاد تدويرها، خبث أفران الصهر، المناخ الحار، درجة الحرارة، قوة الضغط، المسامية.

Résumé

Ce travail de recherche s'inscrit dans une démarche de développement durable visant à concevoir des bétons à faible impact environnemental. Il porte sur l'étude de l'effet des conditions de fabrication (la température de malaxage du béton frais) et des conditions de cure (température) sur les performances des mortiers et des bétons autoplaçants (MAP+BAP) formulés à partir de sable recyclés (SBR) et gravier recyclé (GBR) de béton de démolition et de laitier granulé de haut fourneau (LGHF). L'étude s'est déroulée en deux phases expérimentales ; la première a été menée sur des mortiers autoplaçants, avec des taux de substitution du sable naturel par du sable recyclé de 0, 25, 50, 75 et 100 %, et des taux de substitution du ciment par du LGHF de 0, 20 et 40 %. La seconde a porté sur des BAP contenant 50% de sable recyclé à base des résultats de la première partie et différents taux de remplacement (0, 25, 50, 75 et 100 %) de graviers recyclés, avec une température du béton frais fixée à 20 °C et 50 °C, et une température de cure de 20 °C et 40 °C. Les performances ont été évaluées à travers une série d'essais portant sur les propriétés à l'état frais, les résistances mécaniques à court et long terme, le module d'élasticité, la porosité accessible à l'eau et l'absorption capillaire et le retrait. Les résultats obtenus ont permis de mieux comprendre l'influence combinée des matériaux recyclés et des températures élevées sur le comportement du BAP, en mettant en évidence les seuils de substitution acceptables pour préserver la durabilité et la performance mécanique de BAP.

Mots clé : Béton autoplaçant, granulats recyclés, laitier de hauts fourneaux, climat chaud, température, résistance à la compression, porosité.

Abstract

This research is part of a sustainable development approach aimed at designing concrete with a low environmental impact. It focuses on the study of the effect of manufacturing conditions (mixing temperature of fresh concrete) and curing conditions (temperature) on the performance of self-compacting concrete (SCC) formulated from recycled sand (RS) and recycled coarse aggregate (RCA), demolition concrete, and granulated blast furnace slag (GGFS). The study was conducted in two experimental phases. The first was conducted on self-compacting mortars, with natural sand substitution rates of 0, 25, 50, 75, and 100% with recycled sand, and cement substitution rates of 0, 20, and 40% with GFS. The second involved SCCs containing 50% recycled sand based on the results of the first part and recycled gravel at different replacement rates (0, 25, 50, 75, and 100%), with fresh concrete temperatures set at 20°C and 50°C Based on the results of the first part, and curing temperatures at 20°C and 40°C. Performance was evaluated through a series of tests on fresh properties, short- and long-term mechanical strength, modulus of elasticity, water-accessible porosity, and capillary absorption. The results obtained provided a better understanding of the combined influence of recycled materials and high temperatures on SCC behavior, highlighting acceptable substitution thresholds for maintaining the durability and mechanical performance of SCCs.

Keywords: Self-compacting concrete, recycled aggregates, blast furnace slag, hot climate, temperature, compressive strength, porosity.

Table des matières

Dédicaces	
Remerciements	
ملخص	
Résumé	
Abstract	
Table des matières	
Listes des figures	
Liste des abréviations	
Liste des symboles	
Introduction générale.....	1

Chapitre 01: Béton autoplaçant

1.1. Introduction.....	4
1.2. Orientations scientifiques sur le BAP	5
1.3. Particularités de la composition des BAP.....	7
1.3.1. Qualité des granulats.....	8
1.3.2. Volume de pâte élevé.....	10
1.3.3. Utilisation des adjuvants	10
1.3.4. Formulation d'un béton autoplaçant	11
1.4. Propriétés des bétons autoplaçant à l'état frais.....	13
1.4.1. Rhéologie des bétons autoplaçants	13
1.4.2. Propriétés essentielles des bétons autoplaçants frais	14
1.5. Propriétés des bétons autoplaçants à l'état durci	16
1.5.1. Résistances mécaniques.....	16
1.5.2. Caractéristiques physico-chimique et durabilité.....	17
1.6. Laitier granulé des hauts fourneaux	17
1.6.1. Avantages d'utilisations du laitier granulé des hauts fourneaux	17
1.6.2. Méthode de granulation du laitier	18
1.6.3. Propriétés chimique et minéralogique.....	18
1.6.4. Méthodes d'activation des laitiers granulés des hauts fourneaux	19
1.6.5. Influence du LGHF sur les propriétés des matériaux cimentaires.....	22
1.7. Conclusion.....	26

Chapitre 02 : Granulats recyclés de béton de démolition

2.1. Introduction.....	28
2.2. Statistiques sur le recyclage de béton de démolition.....	28
2.3. Impact écologique des agrégats de béton de démolition	29
2.4. Impact économique des agrégats de béton de démolition	30
2.5. Elaboration des granulats recyclés	32
2.5.1. Etat de l'art	32

2.5.2. Criblage	33
2.5.3. Concassage	33
2.6. Caractéristiques des granulats recyclés.....	35
2.6.1. Teneur en mortier attaché	35
2.6.2. Composition des granulats recyclés	36
2.6.3. Zone de transition inter-faciale	37
2.6.4. Masse volumique.....	38
2.6.5. Absorption et porosité	39
2.7. Effet des GBR sur les propriétés des matériaux cimentaires	41
2.7.1. Influence de l'état de saturation des granulats recyclés.....	41
2.7.2. Effet des GBR sur l'état frais.....	42
2.7.3. Effet des GBR sur les caractéristiques mécaniques.....	45
2.7.4. Effet du GBR sur la durabilité	50
2.8. Conclusion.....	52

Chapitre 03 : Effet de température sur les propriétés des bétons

3.1. Introduction.....	54
3.2. Température initiale de malaxage	55
3.2.1. Effet à l'état frais	55
3.2.2. Effet sur les caractéristiques mécaniques	57
3.2.3. Effet sur la durabilité	60
3.3. Température de durcissement	60
3.3.1. Rôle de la cure	60
3.3.2. Produits de cure.....	62
3.3.3. Effet de température de cure sur les caractéristiques mécaniques.....	64
3.3.4. Effet de température de durcissement sur la durabilité	66
3.4. Conclusion.....	68

Chapitre 04 : Matériaux et essais

4.1. Introduction.....	70
4.2. Caractéristiques des matériaux utilisés.....	70
4.2.1. Ciment	70
4.2.2. Laitier des hauts fourneaux	70
4.2.3. Sables.....	71
4.2.4. Graviers.....	73
4.2.5. Adjuvant	75
4.3. Elaboration des granulats recyclés	75
4.4. Préparation des mélanges	76
4.4.1. Formulation des MAP	76
4.4.2. Formulation des BAP	78
4.4.3. Procédure de malaxage	78
4.5. Protocole expérimental	79
4.5.1. Essai relatif au MAP à l'état frais	79
4.5.2. Essai relatif au MAP à l'état durcis	81
4.5.3. Essai relatif au BAP à l'état frais	84

4.5.4. Essais relatifs au BAP à l'état durci	87
4.6. Conclusion	89

Chapitre 05 : Elaboration d'un MAP à base de granulats recyclés

5.1. Introduction	91
5.2. Protocol expérimental des MAP	91
5.3. Besoin en superplastifiants	93
5.4. Masse volumique apparente	96
5.4. Chaleur d'hydratation du ciment au laitier	97
5.5. Résistance mécanique	100
5.6. Porosité accessible à l'eau	108
5.7. Absorption d'eau par capillarité	110
5.8. Conclusion	114

Chapitre 06 : Effet de la température de malaxage et de cure

6.1. Introduction	117
6.2. Préparation des matériaux utilisés	117
6.3. Protocol expérimental des BAP	118
6.4. Résultats et discussions	121
6.4.1. Perte d'ouvrabilité	121
6.4.2. Maintien des propriétés autoplaçantes	122
6.4.3. Résistance à la compression	126
6.4.4. Module d'élasticité	129
6.4.5. Porosité accessible à l'eau	131
6.4.6. Absorption capillaire	133
6.5. Conclusion	136
Conclusion générale	139
Recommandations	141
Références bibliographiques	143
ANNEXE	165

Listes des figures

Chapitre 01 : Béton autoplaçant

Figure 1.1. Liens entre auteurs dans la recherche du Béton Autoplaçant	7
Figure 1. 2. Exemple de dosage d'un BO (a) et un BAP (b).	8
Figure 1. 3. Modèles rhéologiques couramment utilisés en rhéologie	13
Figure 1. 4. Classification des sédiments dans le diagramme de Rankine	18
Figure 1. 5. Variation de la Résistance à la Compression en fonction du Temps	24
Figure 1. 6. Variation de la Résistance à la Traction en fonction du Temps	25
Figure 1. 7. Evolution de la porosité ouverte des BAP en fonction du dosage en addition.	26

Chapitre 02 : Granulats recyclés de béton de démolition.

Figure 2.1: Les déchets de construction générés en 2014	29
Figure 2.2 : Coûts absolus et relatifs des différents types de granulats	31
Figure 2.3 : Procédure de criblage de déchets de démolition	32
Figure 2.4 : Système de concassage fermé	34
Figure 2.5 : Principes de fonctionnement des différents concasseurs rencontrés sur les plateformes de recyclage : concasseur à mâchoires (a), concasseur à percussion (b) et concasseur à cône (c)	34
Figure 2.6 : Compositions des granulats recyclés de béton	36
Figure 2.7 : Analyse par MEB de la zone de transition des mortiers avec sable recycle saturé (gauche) et sable recycle sec (droite)	38
Figure 2.8 : Relation entre la densité et le taux de mortier résiduel	39
Figure 2.9 : Analyse microscopique du granulat recyclé.....	40
Figure 2. 10. Evolution de l'affaissement des mortiers à base du SBR.....	41
Figure 2.11 : Effet du taux de substitution du sable recyclé sur les propriétés rhéologiques du mortier.....	42
Figure 2.12 : Rapport E/L des bétons à base de granulats recyclés.....	44
Figure 2.13 : Densité à l'état frais des BAP en fonction des taux de substitution de SN par SR	44
Figure 2.14 : Variation de la densité du béton frais en fonction du taux de substitution en granulats recyclés de béton	45
Figure 2.15 : Résistance à la compression en fonction de taux de substitution de sable naturel (SN) par le sable recyclé (SR)	46
Figure 2.16. Relation entre le pourcentage de remplacement du granulat recyclé de béton de démolition (%) et la résistance relative à la compression	47
Figure 2.17 : Évaluation de la résistance à la compression en fonction de temps	48
Figure 2.18 : Résistance à la compression du béton à base de granulats recyclés de béton pour les trois dosages à 28j	49
Figure 2.19 : Porosité accessible à l'eau de différents bétons.....	51
Figure 2.20 : Porosité des bétons avec des granulats recyclés	51

Chapitre 03 : effet de température sur les propriétés des bétons.

Figure 3. 1. La variation de température (a) et d'humidité (b) à Chlef	54
Figure 3.2. Variation de la température extérieure (a) et la température interne du béton(b) frais	55
Figure 3.3. Influence de la température sur le début et fin de prise.....	56
Figure 3.4. Caractéristiques mécaniques des BAP, résistances à la compression de BAP1(a), résistances à la compression BAP2 (b), résistances à la compression BAP3(c) et modules d'élasticité des BAP (d)	59
Figure 3.5. Résistance à compression à 7 et 28 jours des BAP fabriqué à 24, 32 et 40°C	59
Figure 3.6. Effet du mode de cure et la période de cure sur la résistance à la compression (a), résistance à la traction (b) et la vitesse ultrasonique (c).....	61
Figure 3.7. Résistance à la compression des BAP fabriqué avec un dosage de ciment de 550Kg/m3 (a) et un dosage de 450Kg/m3 (b)	62
Figure 3.8. Résistances à la compression (a) et l'absorption d'eau à 28 jours.....	63
Figure 3.9. Effet du mode et durée de la cure sur la résistance à la compression de béton.....	64
Figure 3.10. Résistance à la compression des différents BAP à 1, 7 et 28 jours	66
Figure 3.11. Sorptivité des BAP à 28 et 90 jours pour des rapports E/L de 0,32 (a), 0,38 (b) et 0,44 (c)	67
Figure 3.12. Porosité totale de BAP conservés à 20°C, 60°C et 80°C	68

Chapitre 04 : Matériaux et essais.

Figure 4. 1. Poudre de laitier avant broyage(a)et après broyage(b).....	71
Figure 4. 2. Différents essais de caractérisation des sables utilisés.....	71
Figure 4. 3. Courbes granulométriques des sables utilisés.....	72
Figure 4. 4. Sable naturels (a) et sable recyclé (b) utilisés dans la fabrication des mortiers.....	73
Figure 4. 5. Absorption des deux types de sable utilisé.....	73
Figure 4. 6. Aspect visuelle du gravier naturel (a) et gravier recyclé (b)	74
Figure 4. 7. Courbe granulométrique de gravier naturel et recyclé	74
Figure 4. 8. Etapes d'élaboration des granulats recyclés.....	75
Figure 4. 9. Séquence de malaxage des mortiers auto-plaçant (a-MAP & b-BAP)	79
Figure 4. 10. Essai d'étalement au mini-cône.	80
Figure 4. 11. Dimensions d'un entonnoir en V pour mortier.....	80
Figure 4. 12. Mesure de la masse volumique apparente.....	81
Figure 4. 13. Vue l'essai d'analyse calorimétrique.....	82
Figure 4. 14. Essai de compression pour mortier.	82
Figure 4. 15. Dispositifs expérimental d'essai d'absorption par capillarité.	83
Figure 4. 16. Dispositif pour essai de porosité.....	84
Figure 4. 17. Dispositifs d'essais d'étalement (a), v-funnel (b), l-box (c) et stabilité au tamis (d).	84
Figure 4. 18. Essai de compression avec une presse hydraulique.	87

Chapitre 05 : Elaboration d'un MAP à base de granulats recyclés

Figure 5.1. Protocole expérimental sur MAP	92
Figure 5. 2. Dosage en superplastifiants des différents MAP.	93
Figure 5. 3. Vérification des valeurs du besoin en superplastifiant mesurées et estimées.....	95
Figure 5. 4. Variation de la densité en fonction du taux de sable recyclé (SR) et du pourcentage de laitier granulé de haut fourneau (LGHF).	96
Figure 5. 5. Comparaison entre les masses volumiques mesurées et calculées des différents MAP....	97
Figure 5. 6. Evolution de la chaleur dégagée au cours de l'hydratation des différents mortiers à base de sable SBR.	98
Figure 5.7. Flux de chaleur des différents mortiers à base de sable SBR.	99
Figure 5.8. Evolution de la chaleur dégagée au cours de l'hydratation des différents mortiers à base de sable SBR.	99
Figure 5.9. Flux de chaleur des différents mortiers à base de sable SBR.	100
Figure 5.10. Evolution de la résistance à la compression des MAP en fonction du taux de SBR et du LGFH à différents âges (1j, 7j, 28j, 56j).....	101
Figure 5.11. Modélisation de l'évolution des résistances à la compression.....	105
Figure 5.12. Variation de la résistance ultime estimée par l'équation 7 en fonction de la composition du mortier.	106
Figure 5.13. Variation du demi-âge estimé par l'équation 8 en fonction de la composition du mortier.	107
Figure 5.14. Comparaison des valeurs des résistances à la compression mesurées et estimées.	107
Figure 5.15. Porosité des mortiers à 3 jours (a) et 56 jours (b).	109
Figure 5.16. Absorption par capillarité des MAP à 56 jours en fonction du taux de sable recyclé (SR) et du laitier granulé des hauts fourneaux (LGHF).	112
Figure 5.17. Relation entre le coefficient de capillarité mesuré et les valeurs estimées.	113
Figure 5.18. Sportivité des mortiers à 56 jours en fonction du taux de SR et LGHF.....	114

Chapitre 06 : Effet de la température de malaxage et de cure

Figure 6.1. Diagramme des températures de malaxage et de cure des différents BAP	119
Figure 6.2 : protocole expérimental sur les BAP.....	120
Figure 6. 3. Influence combinée de la température initiale et du taux de graviers recyclés sur l'étalement des BAP au cours du temps.....	121
Figure 6.4. Influence du taux de GBR et de la température de malaxage sur le dosage en superplastifiant.	122
Figure 6.5. Caractéristiques des différents BAP à l'état frais : (a) Etalement, (b) V-funnel, (c) L-box, (d) stabilité au tamis.	124
Figure 6.6. la comparaison entre les données expérimentales et les valeurs prédites du taux de superplastifiant.....	126
Figure 6.7. Évolution de la résistance à la compression en fonction du taux de granulats recyclés et des conditions thermiques de malaxage et de cure.....	127
Figure 6.8. comparaison entre les valeurs estimées et les valeurs mesurées de la résistance à la compression.....	129

Figure 6.9. Module d'élasticité en fonction du taux de GBR dans les conditions thermique de malaxage et de cure.	129
Figure 6.10. comparaison entre les valeurs mesurées et estimées du module d'élasticité.....	131
Figure 6. 11. Evolution de la porosité des BAP en fonction du taux de GBR sous les différentes conditions thermiques de malaxage et de cure.	131
Figure 6.12. comparaison entre les valeurs mesurées et celles estimées de la porosité accessible à l'eau.....	133
Figure 6. 13. Évolution de l'absorption en eau en fonction du taux de GBR sous différentes température de malaxage et de cure.	134
Figure 6. 14 comparaisons entre les valeurs expérimentales et estimées de l'absorption d'eau par capillarité.....	135

Liste des tableaux

Chapitre 01 : Béton autoplaçant

Tableau 1.1. Classement des chercheurs sur le BAP de 1997 à 2013	6
Tableau 1.2. Sommaire des méthodes de formulation des BAP	12
Tableau 1.3. Les propriétés essentielles des BAP frais	15
Tableau 1.4. composition chimique du LHF dans différents payées	19
Tableau 1.5. Masse volumique des différents mortiers élaborés.....	22

Chapitre 02 : Granulats recyclés de béton de démolition

Tableau 2.1. Récapitulatif des coûts en dollars de traitement pour la production d'un tonne des granulats	30
Tableau 2.2. Coûts en dollars par tonnes pour différentes tailles de granulats.....	31
Tableau 2.3. Compositions chimiques des granulats recyclés	37
Tableau 2.4. Absorption d'eau après immersion (%) et après immersion et ébullition (%) à 115 jours ...	52

Chapitre 03 : effet de température sur les propriétés des bétons.

Tableau 3.1. porosité accessible à l'eau (Pac), densité apparente (Dap) et perméabilité à l'eau des différents BAP à 28 jours	60
--	----

Chapitre 04 : Matériaux et essais

Tableau 4.1: Composition chimique et physique du ciment et laitier des hauts fourneaux.....	70
Tableau 4.2: caractéristiques physiques des sables utilisés.	72
Tableau 4.3: Caractéristiques physique du gravier naturel et recyclé	74
Tableau 4.4: les caractéristiques de superplastifiant MEDAFLOW 30.....	75
Tableau 4.5: Composition des différents mortiers réalisés.	77
Tableau 4.6: la composition des différents BAP.....	78
Tableau 4.7: Classe d'étalement d'un BAP.....	85
Tableau 4.8: Critères de stabilité	87

Chapitre 05 : Elaboration d'un MAP à base de granulats recyclés

Tableau 5.1: Résistances ultimes et demi âges trouvés par corrélation des résultats expérimentaux	106
Tableau 5.2: Coefficients de capillarité mesurés des différents mortiers testés.....	113

Chapitre 06 : Effet de température sur les BAP à base de granulats recyclés

Tableau 6.1: Température des matériaux utilisés pour atteindre la température initiale cible du béton.	118
---	-----

Liste des abréviations

ACI	American Concrete Institute
AFR	agrégats fins recyclés
AFNOR	Association Française de Normalisation
AR	Agregat recyclé
ASTM	American Society for Testing and Materials
BAP	Béton Autoplaçant
BO	Béton ordinaire
BTP	Batiment
CEM	Ciment (types normalisés)
CHF	Ciment de haut fourneau
CPA	Ciment Portland Artificiel
DCD	Déchets de Construction et de Démolition
EN	Norme Européenne
ENPC	École Nationale des Ponts et Chaussées
GBR	Granulats de Béton Recyclé
GGO	Granulat Naturel
ITZ	Zone de Transition Interfacial
LGHF	Laitier Granulé de Haut Fourneau
MAP	Mortier Autoplaçant
MEB	Microscopie Electrtonique à balayage
ML	<i>Modified Lignosulfonates</i>
NF	Norme française
PCE	Polycarboxylate Ethers
PNS	Polynaphthalene Sulfonates
SBR	Sable de Béton Recyclé
SN	Sable Naturel
SP	superplastifiant
SR	Sable rcyclé
SSB	Surface Spécifique Blaine
TGCS	<i>Total global citation score</i>
TLCS	<i>Total local citation score</i>

Liste des symboles

E	Eau
S	Sable
G	Gravier
C	Ciment
E/C	Rapport Eau /ciment
S/M	Rapport Sable / Mortier
E/L	Rapport Eau / Liant
G/S	Rapport Gravier / Sable
Mx	Masse de l'éprouvette à une échéance donnée (kg)
M0	Masse initiale de l'éprouvette (kg)
Mair	Masse de l'éprouvette à l'air (kg)
Msec	Masse de l'éprouvette sèche (kg)
Mhyd	Masse hydrostatique de l'éprouvette dans l'eau (kg)
A	Section de l'éprouvette (m ²)
ε (%)	Porosité accessible à l'eau (en %)
Rc	Résistance à la compression (cm ² /g)
Dap	Densité apparente (g/cm ³)
Pac	Porosité accessible à l'eau (%)
η	la viscosité, (Pa.s-1)
η_P	la viscosité plastique, (Pa.s-1)
pabs	Masse volumique absolue, (Kg/m ³)
papp	Masse volumique apparente, (Kg/m ³)
ρ_C	Masse volumique du ciment, (Kg/m ³)
ρ_E	Masse volumique d'eau, (Kg/m ³)
ρ_G	Masse apparente du gravier, (Kg/m ³)
ρ_S	Masse volumique du sable, (Kg/m ³)
ρ_{SP}	Masse volumique du superplastifiant, (Kg/m ³)
τ	Contrainte de cisaillement, (Pa)
τ_0	Seuil de cisaillement, (Pa)
Π	Pourcentage de laitance, (%)
%P	Le pourcentage du volume de pate dans le ciment, (%)

Introduction générale

Le domaine du bâtiment et des travaux publics figure parmi les principaux utilisateurs de ressources naturelles à l'échelle mondiale. Il contribue aussi de manière importante aux émissions de gaz à effet de serre, en particulier en raison de la production de ciment et de l'extraction des granulats. Dans ce contexte, le développement de bétons à faible impact environnemental devient une priorité majeure pour les acteurs du génie civil, en phase avec les principes du développement durable.

Parmi les solutions envisagées, le recours à des matériaux recyclés, comme les granulats provenant de la démolition des constructions en béton, ainsi que l'intégration d'additions minérales comme le laitier granulé de haut fourneau, s'imposent comme des alternatives crédibles et efficaces. Ces solutions offrent l'avantage de diminuer la consommation de ressources naturelles tout en assurant la valorisation de résidus issus de l'industrie et du secteur de la construction. Par ailleurs, le béton autoplaçant, reconnu pour ses performances rhéologiques et mécaniques, constitue un vecteur idéal pour intégrer ces matériaux durables dans des formulations innovantes, sans compromettre la qualité de mise en œuvre.

Cependant, l'incorporation de granulats recyclés et de laitier granulé de hauts fourneaux modifie significativement la composition et le comportement du béton, notamment en présence de conditions climatiques extrêmes. En effet, dans de nombreuses régions, les températures élevées au moment du malaxage et de la cure peuvent altérer les propriétés du béton frais et durci, accélérer les réactions d'hydratation, réduire la maniabilité et impacter la microstructure finale du matériau.

C'est dans cette perspective que s'inscrit cette étude, laquelle a pour objectif d'évaluer l'effet des conditions thermiques de malaxage et de cure sur les propriétés des bétons autoplaçants élaborés à partir de granulats recyclés et de laitier de haut fourneau. Deux phases expérimentales ont été menées : la première porte sur des mortiers autoplaçants, dans lesquels les taux de substitution du sable naturels par du sable recyclé (un taux de 0 à 100% avec un pas de 25%) ainsi que du ciment par du laitier granulé de haut fourneau (0%, 20% et 40%) ont été variés. La seconde concerne des bétons autoplaçants comportant un taux fixe de 50 % de sable recyclé, auxquels sont intégrés des graviers recyclés à des taux allant de 0 à 100 %, par paliers de 25 %. Ces bétons ont été soumis à deux températures de malaxage (20 °C et 50 °C) et deux conditions de cure (20 °C et 40 °C)

L'évaluation des performances a porté sur plusieurs aspects essentiels : propriétés à l'état frais, résistances mécaniques à court et long terme, module d'élasticité, porosité et absorption d'eau. L'objectif est de déterminer les seuils optimaux d'incorporation des

matériaux recyclés et les conditions thermiques favorables pour garantir des bétons durables, performants et adaptés aux exigences des constructions modernes en climat chaud.

Ainsi, cette étude s'inscrit dans une perspective de valorisation des ressources secondaires, de réduction de l'impact environnemental du béton, et d'optimisation des formulations dans des conditions d'usage réelles, en apportant une contribution scientifique et technique à la conception de bétons à faible impact environnementale.

Ce travail de recherche s'articule en plusieurs étapes réparties sur six chapitres.

Le premier chapitre est consacré aux bétons autoplaçants, en mettant l'accent sur l'apport du laitier de haut fourneau.

Le deuxième chapitre aborde les granulats recyclés, en décrivant leurs caractéristiques particulières ainsi que leur impact sur les performances des bétons autoplaçants.

Le troisième chapitre traite l'effet thermique sur les performances de ces bétons autoplaçants.

Le quatrième chapitre présente l'aspect expérimental, à travers la description des matériaux utilisés et de la procédure expérimentale adoptée.

Les résultats expérimentaux sont présentés dans les deux chapitres suivants :

Le chapitre cinq est consacré à la formulation de mortiers autoplaçants incorporant du sable de béton recyclé et du laitier de haut fourneau.

Le chapitre six, quant à lui, examine l'influence des températures de malaxage et de cure sur les bétons autoplaçants contenant des granulats recyclés. Enfin, ce travail se conclut par une conclusion générale des résultats obtenus et propose des perspectives de recherche.

Chapitre 01 :

Béton autoplaçant

1.1. Introduction

Le concept de la fabrication des bétons autoplaçant est effectivement apparu dans les années 1980, plus précisément à l'Université de Tokyo au Japon. Les chercheurs japonais ont développé ce concept pour répondre aux besoins croissants en matière de construction, notamment dans le but d'améliorer la facilité de mise en œuvre du béton dans des structures complexes et densément armées (Kumar et al., 2021). Le professeur Okamura a mis au point un béton aux propriétés intrinsèques exceptionnelles, notamment une fluidité et une cohésion optimisées (Abed et al., 2020). Ce matériau présente des caractéristiques rhéologiques remarquables, ce qui lui confère la capacité de se mettre en place sous l'action de la gravité seule, sans recourir à une vibration, qu'elle soit interne ou externe (Pająk et Ponikiewski, 2013 ; Zeyad, 2020). Le béton autoplaçant présente des avantages techniques et socio-économiques significatifs comparativement au béton ordinaire (BO), en raison de la qualité supérieure de ses constituants (Okamura et Ouchi, 2003) :

- Implicite de mise en œuvre : Le béton autoplaçant s'adapte facilement aux structures fortement ferraillées et aux formes complexes, avec un coulage en un seul point et un débit de pompage élevé.
- Réduction des nuisances sonores : Il limite les bruits sur le chantier et dans son environnement proche.
- Qualité du béton constante : La performance du béton ne dépend pas du savoir-faire des ouvriers.
- Homogénéité garantie : Le compactage gravitaire assure une répartition uniforme du béton dans la masse.
- Accélération des cadences de production: le béton autoplaçant contribue à une hausse significative de la productivité sur les chantiers.
- Amélioration des finitions : Les parements et l'enrobage des aciers sont de meilleure qualité.
- Planéité optimale : Il offre une excellente planéité pour les dalles et planchers.

Toutefois, l'utilisation du béton autoplaçant requiert une attention particulière sur certains aspects techniques.

- Coût élevé : L'ajout d'adjuvants et d'additions minérales augmente le coût des matières premières.
- Sensibilité de la formulation : La composition est très sensible aux variations des composants.
- Compatibilité des matériaux : Il est essentiel de vérifier la compatibilité entre les différents matériaux utilisés.
- Étanchéité des coffrages : Une attention particulière doit être portée à l'étanchéité pour éviter les fuites.

1.2. Orientations scientifiques sur le BAP

Pour évaluer l'utilisation mondiale des BAP, il est essentiel de mener une enquête approfondie sur les recherches déjà bien documentées. L'évolution de nouveaux domaines peut être suivie en examinant les publications scientifiques sur le sujet. Une approche simple et exhaustive consiste à utiliser la quantification bibliométrique, qui permet d'analyser la fréquence d'un terme spécifique sur une période donnée (Mymoon, 2015, 2016). En supposant que la plupart des avancées scientifiques et des résultats de recherche aboutissent, à terme, à une publication dans des revues internationales, ainsi que dans d'autres supports tels que des comptes rendus, des rapports ou des livres, la bibliométrie s'avère un outil précieux pour évaluer l'activité scientifique. Dans cette optique, Mymoon et al. (2016) ainsi que Gowripalan et al. (2021) ont utilisé le logiciel VOSviewer pour recueillir les recherches disponibles sur les BAP, respectivement pour les périodes 1997-2013 et 1988-2019. Les données ont été extraites de Scopus, une base des données reconnue pour sa fiabilité et sa richesse, offrant une source d'information facile à exploiter pour des analyses approfondies avec VOSviewer (Burnham, 2006).

L'analyse a mis en évidence la croissance de la production scientifique sur les BAP, en s'appuyant sur les recherches publiées à l'échelle mondiale. Entre 1997 et 2013, dix-sept revues spécialisées ont concentré près de la moitié des publications dans ce domaine. En première position, la revue *Construction and Building Materials* se distingue avec 204 articles publiés, suivie par *Cement and Concrete Research* (101 articles), *Materials and Structures* (93 articles) et *American Concrete Institute Materials Journal* (89 articles). Au total, 1 071 articles ont été diffusés dans des revues scientifiques, tandis que 508 communications ont été présentées dans des conférences et ateliers, représentant respectivement 67,8 % et 32,2 % de l'ensemble des publications (Mymoon et al., 2016).

Le tableau suivant (tableau 1.1) met en évidence la productivité et l'impact de 24 auteurs qui ont publié au moins 13 articles. Parmi eux, Khayat se distingue particulièrement, ayant publié le plus grand nombre d'articles (80) et reçu le plus de citations, à la fois localement (761 citations) et à l'échelle mondiale (968 citations) (mymoon et al., 2015).

Tableau 1. 1. Classement des chercheurs sur le BAP de 1997 à 2013 (Mymoon et al., 2015).*TLCS- Total local citation score, TGCS Total global citation score*

No	Author	Nb. of papers	%	TLCS	TGCS
1	Khayat KH	80	5.1	761	968
2	De Schutter G	56	3.5	200	402
3	Nazari A	34	2.2	143	264
4	Riahi S	30	1.9	140	259
5	Shah SP	30	1.9	224	331
6	Lachemi M	29	1.8	293	381
7	Hossain KMA	24	1.5	183	250
8	Roussel N	23	1.5	202	456
9	Sonebi M	20	1.3	154	206
10	Taerwe L	19	1.2	91	155
11	Boel V	18	1.1	33	53
12	Lazniewska-Piekarczyk B	16	1	20	48
13	Barros JAO	14	0.9	18	62
14	Ferrara L	14	0.9	67	114
15	Safiuddin M	14	0.9	23	43
16	Assaad J	13	0.8	222	253
17	Feys D	13	0.8	30	70
18	Gesoglu M	13	0.8	57	128
19	Guneyisi E	13	0.8	50	117
20	Hwang SD	13	0.8	29	39
21	Kwan AKH	13	0.8	20	54
22	Long WJ	13	0.8	10	11
23	Nehdi M	13	0.8	71	132
24	Ozbay E	13	0.8	57	121

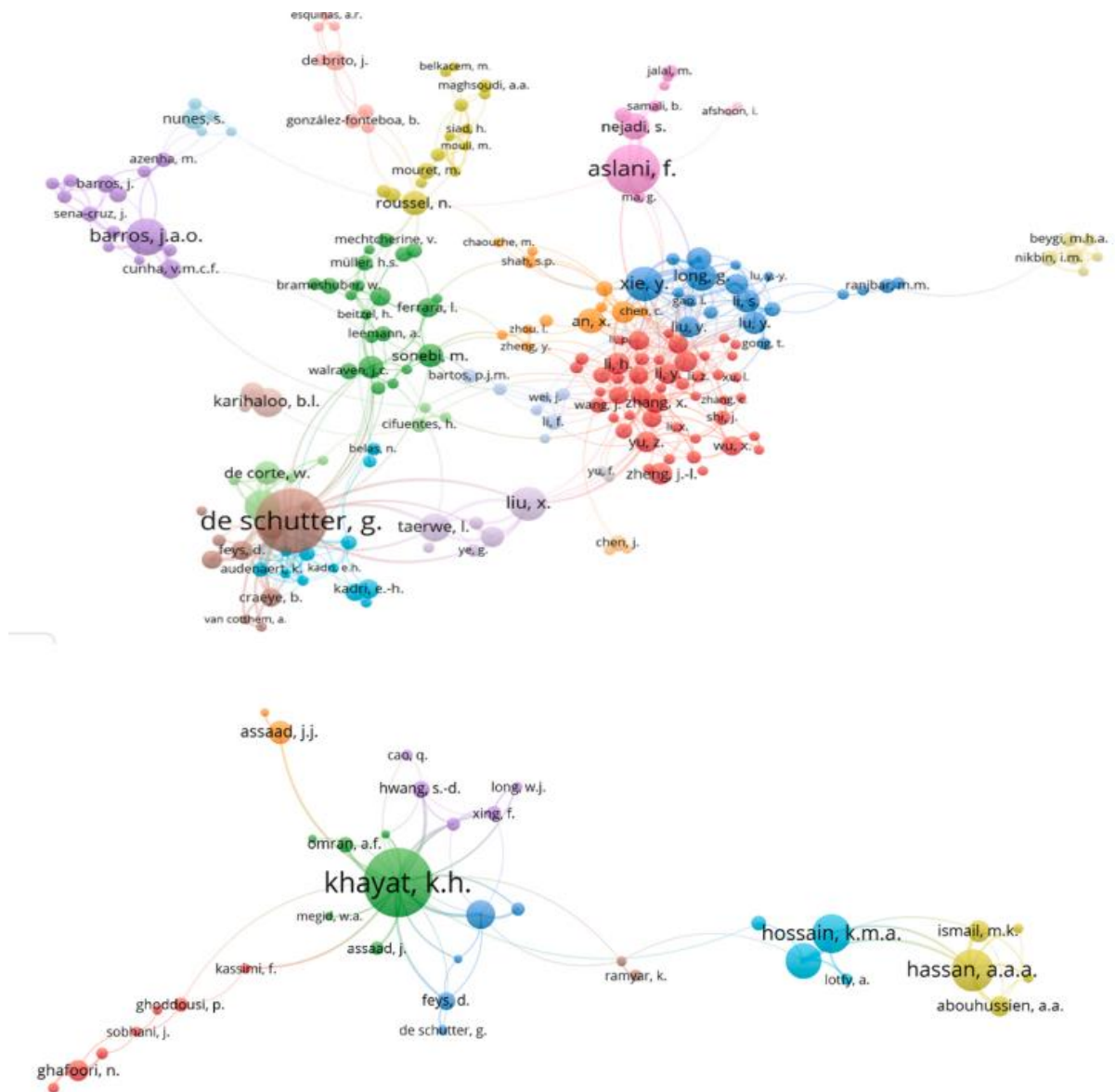


Figure 1.1. Liens entre auteurs dans la recherche du Béton Autoplaçant (Gowripalan et al. 2021).

La figure 1.1 présente l'analyse scientométrique des principales recherches menées sur les BAP. Gowripalan et al. (2021) ont examiné l'intensité des connexions dans la visualisation du réseau entre les auteurs provenant de diverses régions, en mettant en lumière les contributeurs principaux dans ce domaine, tels que (Aslani F.), (Barros J.A.O.), (De Schutter G.), (Khayat KH), (Liu X.), (Nunes S.), (Roussel N.), (Xie Y.) et (Zhang X.).

1.3. Particularités de la composition des BAP

Les BAP se caractérisent par un comportement unique qui les différencie clairement des bétons traditionnels, notamment en ce qui concerne leurs propriétés à l'état frais. Ces

différences proviennent principalement de la formulation spécifique des BAP, qui intègre l'emploi de superplastifiants, une réduction notable de la fraction gravillonnaire. Par ailleurs, le volume de pâte (composée de ciment, d'eau et d'ajouts minéraux) est accru, tandis que la proportion de gros granulats est réduite.

Bien que le volume de sable utilisé dans les BAP soit généralement comparable à celui des bétons ordinaires, la réduction des gravillons y est compensée par l'incorporation d'additions minérales fines, visant à optimiser la rhéologie du mélange. D'autre part, la formulation précise des bétons autoplaçants varie en fonction de la méthode de formulation adoptée, chaque approche définissant des proportions spécifiques pour répondre aux exigences de performance et de mise en œuvre (Manai, 1996). La figure 1.2 présente la différence entre une formulation d'un béton ordinaire (BO) et un béton autoplaçant (BAP).

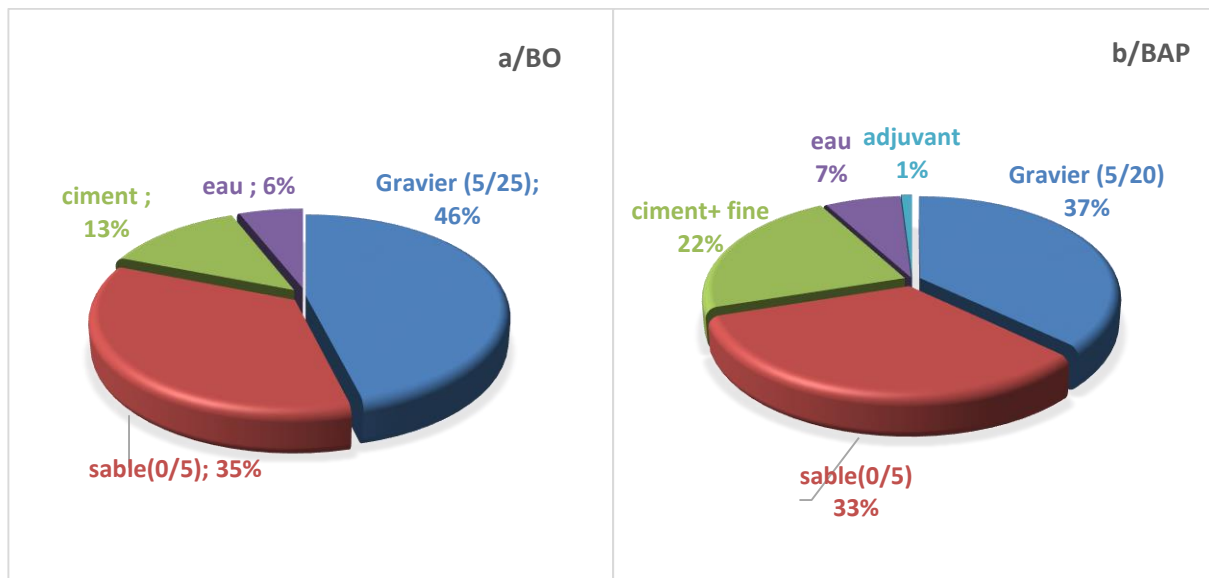


Figure 1. 2. Exemple de dosage d'un BO (a) et un BAP (b).

1.3.1. Qualité des granulats

Les granulats utilisés dans les BAP sont soigneusement sélectionnés et calibrés afin de satisfaire les critères stricts de fluidité, de stabilité et de compacité du mélange. Cela permet de limiter au mieux les risques de ségrégation des composants ou d'obstruction durant le coulage. Par ailleurs, la morphologie des granulats ayant un effet déterminant sur la fluidité, la capacité d'écoulement et la stabilité du béton. Pour cela, les granulats sont choisis d'une forme arrondie, d'une surface lisse et d'une forme uniforme, afin de maximiser la fluidité, l'écoulement et la stabilité du béton (Bui, 1994).

Selon les Spécifications et recommandations pour le Béton Autoplaçant (EFNAC,2002), les granulats concassés tendent à améliorer la résistance en raison de l'emboîtement des particules anguleuses, tandis que les granulats roulés favorisent l'écoulement grâce à une friction interne plus faible.

Domone et al., (1999 a) a jugé que les granulats angulaires ou à arêtes vives sont généralement évités dans les BAP, dans la mesure où ils peuvent engendrer des zones de blocage lors de la mise en place et favoriser la ségrégation des constituants, mais ils peuvent être utilisés, car contrairement au BO, la forme des granulats n'a pas une grande influence sur la résistance des BAP.

Une uniformité dans la forme des granulats est également recherchée pour assurer une répartition homogène dans la pâte de ciment. Cela contribue à la stabilité du mélange et évite la formation de vides ou de zones hétérogènes (Domone, 2006). La taille maximale D_{max} des granulats est limitée à 20 mm afin d'empêcher tout risque de blocage (Domone et al., 1999 b).

La proportion de gros granulats dans les BAP constitue un paramètre essentiel influençant directement le risque de blocage, et, par conséquent, la maniabilité, la capacité de remplissage ainsi que la stabilité du mélange face à la ségrégation. En effet, lorsque la teneur en gravillons excède un certain seuil, l'énergie potentielle gravitationnelle nécessaire à l'écoulement du béton est absorbée par les forces de frottement entre les particules, ce qui entrave le déplacement fluide du matériau. D'une manière générale, la réduction du volume de granulats contribue à une amélioration significative de la fluidité des BAP en limitant les interactions inter-particulaires.

À cet égard, de nombreuses études ont montré qu'il est possible d'atteindre un équilibre optimal en associant 70 % de granulats dont le diamètre ne dépasse pas 14 mm à 30 % de granulats de 20 mm, ce qui permet de maximiser la fluidité sans compromettre la stabilité du mélange (Toutou et al., 2006). Par ailleurs, la quantité de sable fin dans le mortier joue un rôle important dans le comportement rhéologique du BAP. une proportion importante de sable dans le mélange se traduit par une hausse du seuil de cisaillement et de la viscosité plastique, ce qui réduit la fluidité du matériau. À l'inverse, une réduction du rapport volumique sable/mortier entraîne une réduction du volume de sable au profit de la pâte cimentaire, ce qui améliore significativement la fluidité du béton. (Westerholm et al., 2008).

Ce rapport sable/mortier (S/M) varie selon les caractéristiques des matériaux utilisés. Okamura et al. (2003) l'ont estimé à 0,40, tandis que Fong et al. (1999) proposent une fourchette comprise entre 0,45 et 0,48. Boukendakdji et al. (2012) ont retenu une valeur de 0,50, alors que Khayat et al. (1999) ont utilisé un rapport atteignant 0,60. Ces variations traduisent l'impact des propriétés physico-chimiques des constituants sur le dosage optimal.

Par ailleurs, le rapport gravier/sable (G/S) est généralement maintenu proche de 1 dans la formulation des BAP. Dans le but d'optimiser la compacité du squelette granulaire, cette méthode vise à limiter la quantité de pâte tout en assurant l'ouvrabilité et les performances mécaniques recherchées (Lin W-T, 2011).

1.3.2. Volume de pâte élevé

Les BAP se caractérisent par une proportion élevée de pâte, composée de ciment, d'additions minérales et d'eau. Cette pâte améliore la fluidité du matériau en réduisant les contacts directs entre les granulats et elle assure un espacement suffisant entre les gravillons, empêchant ainsi la formation d'amas au niveau des armatures et évitant la création de voûtes qui pourraient entraver l'écoulement du béton (Bouhamou et al., 2009).

Le remplacement partiel du ciment Portland par une ou plusieurs additions minérales, telles que le filler calcaire, la fumée de silice, le laitier de haut fourneau ou les cendres volantes, permet de réduire les coûts de production des BAP. Cette substitution contribue également à abaisser la chaleur dégagée lors de l'hydratation, à combler les vides intergranulaires, ce qui modifie la porosité de la matrice cimentaire, et à influencer les propriétés mécaniques et rhéologiques du béton (Billberg, 2001 ; Raharjo, 2011; Azare,2024; Murtaza,2024).

1.3.3. Utilisation des adjuvants

L'utilisation d'un superplastifiant est nécessaire pour produire des bétons très fluides, même avec une quantité d'eau inférieure à celle normalement requise pour l'hydratation du ciment. Cela permet de réaliser des bétons à faible rapport E/C (eau/ciment), tout en garantissant une excellente maniabilité et une mise en œuvre plus facile.

Les superplastifiants favorisent la dispersion des grains de ciment soit par répulsion électrostatique ou stérique. Le premier effet neutralise les charges électriques à la surface des grains, tandis que le second agit en espaçant les particules entre elles à l'aide de longues chaînes moléculaires. Ces mécanismes libèrent l'eau initialement piégée entre les floccs, la rendant disponible pour l'hydratation du ciment ou pour améliorer la fluidité du mélange (Bethmont et al., 2003).

Une solution efficace consiste à limiter le ressuage et à réduire les risques de ségrégation, tout en garantissant une répartition homogène des constituants dans le mélange, consiste à recourir à l'utilisation d'un agent de viscosité. Il s'agit d'un adjuvant chimique, généralement composé de dérivés cellulosiques ou de polymères issus de la biotechnologie, qui interagit avec l'eau pour en augmenter la viscosité, laquelle peut toutefois être réduite par l'ajout de superplastifiants (De Schutter, 2005). Sans compromettre la fluidité globale du béton, cet agent de viscosité permet d'épaissir la pâte et améliorer la cohésion du mélange et la stabilité des matériaux fins en suspension (EFNARC, 2005).

1.3.4. Formulation d'un béton autoplaçant

La formulation des BAP représente un défi complexe, principalement en raison du nombre élevé de constituants impliqués (au moins six, contre quatre pour un béton ordinaire). De plus, le cahier des charges des BAP impose au moins trois critères essentiels à l'état frais; une capacité de remplissage optimale, une bonne aptitude au passage à travers les armatures et une résistance accrue à la ségrégation. Ces exigences rendent la formulation plus délicate que celle des bétons traditionnels.

Diverses approches ont été développées pour la formulation des bétons autoplaçants (BAP). Selon Necira et al. (2018), ces méthodes peuvent être classées en cinq grandes catégories, chacune reposant sur un principe fondamental distinct : (a) l'optimisation du mortier, (b) l'optimisation de la pâte, (c) l'optimisation de l'empilement granulaire, (d) l'optimisation en fonction de la résistance à la compression, et (e) l'approche fondée sur les plans d'expérience. Le tableau 1.2 présente une synthèse des différentes méthodes de formulation des BAP, en précisant pour chacune les paramètres de conception mis en avant, ainsi que leur origine géographique ou institutionnelle.

Tableau 1. 2. Sommaire des méthodes de formulation des BAP (Necira et al., 2018).

Principe	Auteur	Année	Méthode	Pays
Optimisation de mortier	Okamura & al.	1993	Japonaise de mortier optimisé	Japon
	Ouchi & Edamatsu	1999	Japonaise modifiée	Japon
	Edamatsu & al.	2003	Japonaise améliorée	Japon
	Domone	2006	UCL	Angleterre
	Nepomuceno & al.	2014	Interaction graviers-mortier	Portugal
Optimisation de pâte	Tangtermsirikul & Bui Van	1995	—	Suède
	Pettersson & al.	1996	Critères de non blocage et de fluidité	Suède
	Bui Van & Montgomery	1999	—	Australie
	Oh & al.	1999	Excès de pâte	Japon
	Saak & al.	2001	Contrôle par Ségrégation	USA
	Wu & An	2014	Rhéologie de pâte	Chine
Optimisation d'empilement granulaire	Sedran & de Larrard	1999	Modèle d'empilement compressible	France
	Su & al.	2001	Chinoise du facteur d'empilement	Chine
	Hwang & Tsai	2005	Algorithme de formulation densifiée	Chine
	Brouwers & Radix	2005	Néerlandaise	Pays-Bas
	Sebaibi & al.	2013	Combinaison MEC - FE - NF EN	France
	Wang & al.	2014	Brouwers modifiée	USA
	Ma & al.	2017	Corrélation graviers-étalement	Chine
Optimisation de résistance à la compression	Sakata & al.	1995	Résistance à la compression	Japon
	Chowdhury & Basu	2010	BAP de dosage important en CV	Inde
	Kheder & Al Jadiri	2010	Combinaison ACI et EFNARC	Irak
	Dinakar & al.	2013	Facteur d'efficacité de LGHF	Inde
	Le & al.	2015	BAPHP contenant différentes AM	Allemagne
Plan d'expérience	Khayat & al.	1996	Plan factoriel	Canada
	Ozbay & al.	2009	Taguchi	Turquie
	Bouziani & al.	2014	Plan de mélange	Algérie

1.4. Propriétés des bétons autoplaçant à l'état frais

1.4.1. Rhéologie des bétons autoplaçants

Les bétons autoplaçants ont largement favorisé le développement de l'application de la rhéologie aux matériaux à base de ciment. Pour garantir une homogénéité parfaite, ils doivent offrir une résistance efficace à la ségrégation, aussi bien durant l'écoulement (phase dynamique) qu'après la mise en place (phase statique), afin d'éviter le ressuage ou le tassement. Divers modèles ont été élaborés pour représenter le comportement rhéologique des fluides (voir Figure 1.3). Ce comportement est qualifié de visqueux lorsque la courbe d'écoulement traverse l'origine, et de viscoplastique lorsqu'elle ne le fait pas.

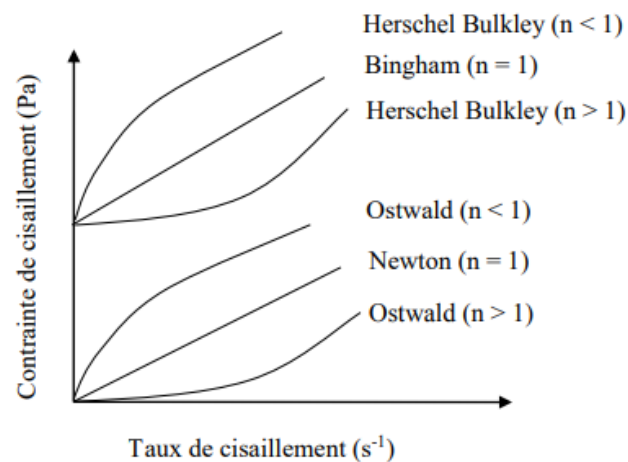


Figure 1. 3. Modèles rhéologiques couramment utilisés en rhéologie (Khayat, 1999) (avec n : indice de comportement).

En pratique, l'analyse du comportement rhéologique des bétons autoplaçants (BAP) repose principalement sur deux modèles de référence : celui de Bingham et celui de Herschel-Bulkley. Le modèle de Bingham, largement adopté notamment dans les travaux de Chapdelaine (1999), Feys (2007) et Wallevik (2007), établit une relation linéaire entre la contrainte de cisaillement et la vitesse de déformation, à condition que la contrainte exercée dépasse un seuil de cisaillement généralement modéré.

$$\tau = \tau_0 + \eta_p \gamma \quad (1.1)$$

Avec τ la contrainte de cisaillement (Pa), τ_0 le seuil de cisaillement (Pa), η_p la viscosité plastique (Pa.s⁻¹) et γ la vitesse de déformation (s⁻¹).

Selon des recherches antérieures de Wallevik (2011), il a été donné des conditions pour avoir une fluidité adéquate. Le béton est de bonne stabilité si $\eta_p < 40$ (Pa.s⁻¹) avec un seuil de cisaillement élevé, si $\eta_p > 80$ (Pa.s⁻¹) le seuil de cisaillement doit être faible (<15 Pa) et dans le

cas où $\eta_p > 100$ (Pa.s⁻¹) le seuil de cisaillement tend vers zéro pour que la fluidité est dite suffisante.

D'autre part, le modèle de Herschel-Bulkley a été utilisé par Feys (2008) et De Larrard (2004), dont l'équation de comportement est la suivante :

$$\tau = \tau_0 + a\gamma^b \quad (1.2)$$

Avec a et b sont des constantes de comportement.

Toutefois, le modèle de Herschel-Bulkley se révèle plus complexe à mettre en œuvre que celui de Bingham, en raison de l'introduction d'un paramètre supplémentaire, indispensable pour caractériser le comportement non linéaire du matériau lors de l'écoulement.

1.4.2. Propriétés essentielles des bétons autoplaçants frais

Élaborer une formulation adaptée pour un béton autoplaçant représente un enjeu technique important, dans la mesure où il faut parvenir à équilibrer trois caractéristiques fondamentales, qui peuvent sembler opposées : la capacité de remplissage, la capacité de passage et la stabilité du mélange.

La capacité de remplissage correspond à l'aptitude du béton à s'écouler et à remplir entièrement les coffrages, y compris ceux de géométries complexes ou fortement armés, sans recourir à la vibration ni à une intervention manuelle. Elle est directement liée à la capacité de déformation du béton et se traduit par le pourcentage de volume rempli ou par la distance parcourue dans le coffrage (El Barrak, 2004).

La capacité de passage correspond à leur aptitude du béton à s'écouler à travers les passages étroits et les zones fortement ferraiées avec le minimum de frictions possible sans entrave ni blocage. Cette propriété est cruciale pour assurer une répartition uniforme du béton dans les structures complexes, où les armatures sont serrées. Elle repose sur une fluidité optimisée et une stabilité du mélange, permettant au béton de se déplacer librement sous son propre poids. Il s'agit de l'aptitude du béton à s'écouler à travers des espaces restreints et des zones densément armées, tout en limitant au maximum les phénomènes de frottement. D'après El Barrak (2004), une variation de vitesse se manifeste entre les granulats et la pâte au voisinage des armatures, ce qui peut compromettre la qualité de remplissage dans ces zones critiques. Une pâte, plus fluide, se déplace plus rapidement et devance les granulats en traversant les armatures. Ce phénomène est dû au lessivage de la pâte, qui s'écoule à travers les interstices des granulats au niveau des espaces entre les armatures.

La stabilité d'un béton autoplaçant à l'état frais se caractérise par sa capacité à maintenir les particules granulaires en suspension. On distingue deux types de stabilité : la stabilité statique (au repos) et la stabilité sous écoulement (en mouvement). Plus un BAP est stable,

plus les risques de tassement et de ségrégation sont réduits, garantissant ainsi une homogénéité optimale du mélange. La ségrégation dans les BAP peut être éliminée en utilisant des matériaux de grandes surfaces spécifiques, un rapport E/L adéquat et un agent de viscosité. Pour garantir ces propriétés il faut une formulation qui se base sur les conditions citées par Khayat (1999) et regroupés dans le tableau suivant (tableau 1.3).

Tableau 1. 3. Les propriétés essentielles des BAP frais

Capacité au remplissage	Réduction des frictions intergranulaires • diminution de volume de gros granulat (augmentation du volume de pâte). • Utilisation d'un liant de granularité continue.
	Augmentation de la fluidité de la pâte • Utilisation d'un superplastifiant. • Optimisation des rapport E /L.
Capacité au passage	Réduction de blocage des granulats • Réduction de volume de gravier • Réduction la taille maximale des granulats
	Accroître la cohésion pour réduire le tassement des granulats • Adoption d'un petit rapport E/L. • Utilisation d'un agent de viscosité.
Stabilité	Réduction de la séparation de particules solides • Réduction de rapport E/L) • Utilisation d'agent de viscosité • Réduction de la taille maximale des granulats • Limitation de la teneur en granulat
	Minimisation de ressuage • Réduction de rapport E/L • Utilisation de matériaux de grandes surfaces spécifique • Utilisation d'agent de viscosité

1.5. Propriétés des bétons autoplaçants à l'état durci

Pour avoir les caractéristiques des BAP à l'état frais, l'utilisation des additions minérales et chimiques et une formulation particulière sont nécessaires. Ces derniers influent le comportement des BAP à l'état durci.

1.5.1. Résistances mécaniques

La composition particulière des BAP influe les caractéristiques mécaniques. L'élimination du recours à la vibration contribue à améliorer la zone de transition interfaciale entre les agrégats et la matrice cimentaire durcie (Klug et Holschemacher, 2003) ce qui donne des résistances légèrement élevées que celles d'un béton vibré, Le faible rapport eau / liant (E/L) (0.28 à 0.42) et la teneur élevée de la poudre (ciment+ additions) donne une structure plus compacte et plus homogène, conférant au BAP une amélioration des résistances mécaniques (Assié, 2004).

L'incorporation d'additions minérales tel que le laitier des hauts fourneaux présentant une finesse inférieure à celle du ciment, et cela à des taux convenables, contribue significativement à l'amélioration des performances mécaniques du béton (Behim et al., 2013). Cet effet bénéfique est principalement d'ordre physique, en permettant l'obtention d'une structure plus dense grâce au comblement des vides et à l'effet de remplissage (Behim et al., 2013). Néanmoins, la cinétique d'évolution des performances mécaniques varie en fonction de l'ajout utilisé. Par exemple, les fillers calcaires accélèrent le gain de résistance dès les premiers jours jusqu'à environ 28 jours (Uysal et Yilmaz, 2011). Cette accélération s'explique par une stimulation de l'hydratation due à la multiplication des sites de nucléation (Uysal et Yilmaz, 2011). En revanche, l'utilisation de laitier de haut fourneau entraîne une amélioration notable des résistances mécaniques à long terme, en raison de sa réactivité hydraulique latente (Boukendakdji et al., 2012).

Par ailleurs, la résistance à la traction des BAP évolue généralement en corrélation avec sa résistance à la compression. Plusieurs modèles ont été proposés pour établir un lien entre ces deux propriétés mécaniques. À cet égard, Choi et al. (2006) ont suggéré une relation analogue à celle observée pour les bétons ordinaires (équation 1.3). La relation proposée est :

$$f_s = 0.076f_{ck} + 0.5582 \quad (1.3)$$

Les BAP se distinguent par des vitesses de propagation des ondes particulièrement élevées. Cette propriété remarquable est principalement attribuable à la teneur élevée en fines et au rapport Eau/Liant (E/L) faible. Ces caractéristiques confèrent aux BAP une microstructure plus dense et des pores de dimensions réduites, ce qui améliore significativement leurs performances (Uysal et al., 2012).

1.5.2. Caractéristiques physico-chimique et durabilité

Les Bétons Autoplaçants se distinguent par une microstructure dense et homogène, due à leur forte teneur en fines et à leur faible rapport E/L. Cette configuration leur confère une faible perméabilité et une durabilité supérieure face aux agressions chimiques et environnementales (Kapoor et al., 2003). La perméabilité à l'eau est directement influencée par ce rapport E/L ; plus ce rapport est faible, plus la perméabilité du béton est réduite (Hou et al., 2004).

Selon Kapoor (2003), l'absorption d'eau par immersion des bétons autoplaçants s'élève à environ 1 %, contre 2 % pour les bétons vibrés. La faible dimension de leurs pores freine l'infiltration des agents agressifs tels que l'eau, les ions chlorure ou le dioxyde de carbone, ce qui contribue à limiter les phénomènes de corrosion des armatures et les mécanismes de dégradation du matériau.

L'utilisation des additions minérales peut améliorer les critères de durabilité, Pour les BAP contenant du laitier et en raison d'une réaction pouzzolanique qui contribuent à la densification du béton en transformant une partie des pores capillaires (de diamètre supérieur à 0,01 μm) en pores gel, plus fins (de diamètre inférieur à 0,01 μm). Quant à la présence des cendre volante et des fillers calcaires, une diminution des valeurs d'absorption capillaire sont constatées (Vivek et Dhinakaran , 2017).

1.6. Laitier granulé des hauts fourneaux

Plusieurs recherches récentes ont mis en évidence l'utilisation des laitiers granulés de hauts fourneaux (Dyavappanavar et al., 2024; Sharma et al., 2024; Edeb et al, 2024).

1.6.1. Avantages d'utilisations du laitier granulé des hauts fourneaux

La production de LGHF à l'échelle mondiale est d'environ 530 millions de tonnes par an (Zhao et al., 2015). Cependant, seuls 65 % des LGHF sont recyclés (Tsakiridis et al., 2008). L'intégration du laitier de haut fourneau dans la fabrication du béton représente une solution durable pour valoriser ce déchet industriel. Cette valorisation permet de libérer les terrains initialement destinés au stockage de ces déchets et de réduire les coûts associés à leur mise en décharge. D'un autre côté, l'utilisation de ce déchet comme substituant de ciment diminue La fabrication du clinker présente plusieurs avantages tant sur le plan économique qu'écologique, comme l'a souligné Houz (2015). Elle permet notamment de préserver les ressources naturelles non renouvelables, telles que l'argile et le calcaire, sachant qu'environ 1,6 tonne de matières premières doit être extraite pour produire une tonne de clinker. Elle contribue également à la réduction de la consommation d'énergie, puisque la production d'une tonne de ciment par voie traditionnelle nécessite entre 60 et 130 kg de fuel ainsi qu'une

moyenne de 210 kWh d'électricité. Enfin, ce procédé permet de limiter les émissions de dioxyde de carbone générées lors de la cuisson du clinker (Gao et al., 2016).

1.6.2. Méthode de granulation du laitier

Au cours de la fusion du minerai dans les hauts fourneaux, la fonte liquide, plus dense, se concentre dans la partie inférieure par décantation gravitaire. Un résidu liquide surnageant se forme alors en surface, constituant le laitier. Ce sous-produit doit son nom à sa couleur claire à température ambiante (De Larrard, 2002). Ce laitier est évacué par le trou de coulée à une température avoisinant 1500 °C (Dreux et Festa, 1998). Selon le mode de refroidissement appliqué à la sortie du haut fourneau, deux formes minéralogiques distinctes de laitier sont obtenues. Un refroidissement lent génère un laitier cristallisé, dont la structure minéralogique est stable, mais dont l'hydraulique reste limitée. À l'inverse, un refroidissement rapide entraîne la formation de laitier granulé, composé de grains poreux, de couleur beige ou jaunâtre, et d'un diamètre inférieur à 5 mm. Cette structure vitreuse lui confère une hydraulique latente (Brahma, 1999).

1.6.3. Propriétés chimique et minéralogique

La composition du LGHF est similaire à celle de ciment portland avec des proportions différentes (Champion, 1981 ; Haha et al., 2012 ; Suresh et al., 2015 ; Turu'allo, 2013). Ceci est clairement visible dans le diagramme de phase ou de Rankine présenté dans la figure ci-dessous (Figure 1.4).

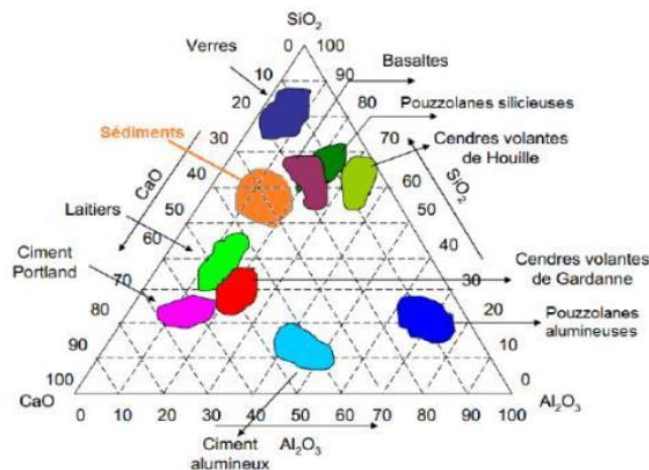


Figure 1. 4. Classification des sédiments dans le diagramme de Rankine (Wang et al., 2012).

Le tableau 1.4 présente des exemples de composition chimique de laitier granulé issu de hauts fourneaux provenant de différents pays. La composition chimique et minéralogique du LGHF varie en fonction de plusieurs facteurs, tels que la nature du minerai utilisé, le type de métal produit, la composition du fondant, les caractéristiques des procédés technologiques mis en œuvre et les conditions de refroidissement du laitier en fusion. Cependant, les

constituants dominants demeurent, de manière générale, les oxydes de calcium, de silicium, de magnésium et d'aluminium (Lang, 2002).

Pour être conforme à la norme NF EN 197-1 (2021), le LGHF doit répondre aux critères suivants:

- Il doit contenir au minimum les deux tiers de sa masse sous forme de laitier vitreux.
- Au moins deux tiers de sa composition massique doivent être constitués de l'ensemble CaO, SiO₂ et MgO, le reste étant essentiellement de l'Al₂O₃, avec des quantités mineures d'autres oxydes.
- Le rapport massique (CaO + MgO) / SiO₂ doit être supérieur à 1,0.

Tableau 1. 4. Composition chimique du LGHF dans différents pays (Lang, 2002).

Compositions	<u>Algerie</u> (Behim et al., 2011)	France (Aboulayt et al., 2020)	Canada et USA (ACI Committee, 1995)	Royaume-Uni (O'Connell et al., 2012)	<u>Japan</u> (Miyamoto et al., 2015)
<u>CaO</u>	42.15	40 - 43	32-45	38-42	37.4
SiO ₂	40.07	29 - 36	32-42	34-36	31.2
Al ₂ O ₃	6	13 -19	7-16	12-14	16.2
<u>MgO</u>	4.68	<6	5-15	7-9	8.46
Fe ₂ O ₃	2.03	<4	0.1-1.5	-	0.05
<u>MnO</u>	1.07	-	0.2-1	-	0.65
K ₂ O	1.16	-	-	-	0.47
S	0.15	<1.15	0.7-2.2	-	3.03
TiO ₂	2.64	-	-	-	1.95

1.6.4. Méthodes d'activation des laitiers granulés des hauts fourneaux

Le laitier granulé des hauts-fourneaux est un matériau à hydraulicité latente, ce qui signifie qu'il développe des propriétés hydrauliques lorsqu'il est correctement activé.

1.6.4.1. Indice d'activité

Comme vu précédemment, le laitier contient les mêmes composantes chimiques que le clinker mais cela ne peut pas conduire à la formation des mêmes hydrates en raison du faible indice de basicité de ce dernier. L'indice de basicité du laitier granulé des hauts fourneaux est

une mesure importante, il permet d'évaluer le caractère hydraulique. Il reflète le rapport entre les oxydes basiques (comme CaO et MgO) et les oxydes acides (comme SiO₂ et Al₂O₃) dans le laitier. L'indice de basicité est souvent compris entre 1,0 et 2,5. Ces laitiers sont riches en oxydes basiques (CaO, MgO) et présentent un bon potentiel hydraulique, ce qui les rend utilisables dans les ciments ou comme liants.

Cheron et Lardinois (1968) ont suggéré une valeur de l'indice d'activité hydraulique comprise entre 1,65 et 1,85. Cependant, Pal et al. (2013) ont allé jusqu'à une valeur de 2. Les laitiers en Japon ont souvent un indice de basicité élevé, compris entre 1,5 et 2,0, en raison de l'utilisation de fondants riches en calcium (Shi, 2004).

1.6.4.2. Activation chimique

Le rôle de l'activation chimique est de maintenir le laitier dans un milieu basique d'un pH suffisamment élevé. L'activation chimique des laitiers de haut fourneau consiste à utiliser des activateurs alcalins (comme la soude, la potasse ou les silicates) ou des activateurs sulfatiques (comme le gypse) pour libérer leurs propriétés hydrauliques latentes. Les activateurs alcalins réagissent avec les phases vitreuses du laitier, favorisant la formation de gels de silicate hydraté (C-S-H), tandis que les activateurs sulfatiques forment de l'ettringite, améliorant ainsi les propriétés mécaniques et la durabilité (Mantel, 1995; Shi, 2004).

1.6.4.3. Activation mécanique

L'activation mécanique des LGHF consiste à broyer finement le matériau pour augmenter sa réactivité. Cette méthode améliore les propriétés physico-chimiques du laitier en augmentant sa surface spécifique et en générant des défauts structuraux, ce qui favorise son activation hydraulique ou alcaline (Provis et al., 2015 ; Shi et al., 2006) et augmente la résistance et la densité du béton (Zhu et al., 2012). En effet le broyage fin du laitier augmente la surface de contact de l'eau et l'agent activateur avec les phases vitreuses ce qui améliore la réactivité hydraulique des LGHF.

Dans l'objectif de l'élaboration du ciment au laitier de haut fourneau par Behim et al. (2011), ils ont montré que le broyage du LGHF à une finesse de 3500 à 4000 cm²/g a mené à la possibilité d'atteindre un dosage de 50%. Dans une recherche ultérieure, Behim et al. (2013) ont suggéré une finesse de 3500 cm²/g pour l'incorporation du LGHF au clinker.

1.6.4.4. Activation thermique

Pour des questions de rendement, notamment dans le domaine de la préfabrication, le traitement thermique constitue la méthode la plus couramment employée pour accélérer la cinétique d'hydratation des matériaux à base de ciment. Cette méthode est plus efficace sur le ciment au laitier que pour les ciments portland (Barnett et al., 2006). Pour un CHF d'un taux de LGHF de 50%, Sajedi et al. (2011) ont jugé l'activation thermique plus efficace que

l'activation chimique. Une augmentation de la température de durcissement à 40°C apporte des valeurs optimales de résistance et d'hydratation et augmente l'eau liée pour le béton au laitier, ce qui suggère que le laitier peut être activé thermiquement (Bougara et al., 2018).

1.6.4.5. Hydratation des LGHF avec les ciments

Le laitier granulé ne peut pas produire des hydrates dans l'eau seule, il n'est pas soluble que dans une solution alcaline. L'hydratation du LGHF est protégée par la formation d'un film protecteur à la surface des particules (Roy et al., 1993 ; Regourd, 1986). L'hydratation des LGHF en présence de ciment Portland est un processus complexe, dont le clinker agit comme un activant chimique grâce à deux mécanismes principaux (Khalifa et al., 2020 ; Taylor, 1997) :

- Saturation de la solution aqueuse : Le pH de la solution atteint des valeurs comprises entre 12 et 13, ce qui entraîne la décomposition de la fraction vitreuse du laitier granulé de haut fourneau (LGHF) sous l'action des ions hydroxydes (OH^-) libérés lors de l'hydratation du ciment (Mascolo, 1973.).
- Formation d'hydrates : La dissolution de l'alite (phase principale du clinker) favorise la formation de nouvelles phases hydratées et libère de l'hydroxyde de calcium ($\text{Ca}(\text{OH})_2$). Par ailleurs, la chaux passe en solution sous forme de cations calcium (Ca^{2+}), ce qui dissout le film acide formé autour des grains de laitier. Enfin, le laitier réagit avec l'hydroxyde de calcium pour former des hydrates similaires à ceux du ciment (Zhang et al., 1995).

L'hydratation du ciment Portland est un processus relativement simple comparé à celui d'un liant combinant du ciment Portland et du laitier granulé de haut fourneau. De nombreuses études ont montré que l'hydratation du LGHF à un stade précoce est significativement plus lente que celle du ciment Portland. Un taux de substitution plus élevé du ciment par du LGHF entraîne un ralentissement de la cinétique d'hydratation, pour cette raison, des activateurs tels que le ciment Portland, les sels alcalins ou la chaux sont souvent nécessaires pour accélérer la réaction (Turu'allo, 2013).

L'ajout de LGHF au ciment Portland n'altère pas la nature des phases d'hydratation responsables de la prise et du durcissement du matériau, mais modifie leur répartition relative. Les principaux produits formés lors de l'hydratation des ciments contenant du laitier comprennent le silicate de calcium hydraté (C-S-H), qui constitue la phase dominante assurant la résistance mécanique, ainsi que l'ettringite ($\text{C}_6\text{AS}_3\text{H}_{32}$), générée dès les premières étapes de l'hydratation. On retrouve également d'autres produits tels que l'aluminate de calcium hydraté ($\text{C}_x\text{A}_y\text{H}_u$), l'alumino-silicate de calcium hydraté (C-A-S-H), ainsi que l'aluminate de magnésium hydraté (M-A-H), ce dernier étant issu de la réaction des composés magnésiens présents dans le laitier.

Le processus d'hydratation du LGHF est principalement gouverné par la dégradation de sa structure vitreuse et sa dissolution ultérieure. Ces étapes sont initiées par les ions hydroxydes (OH^-) libérés lors de l'hydratation du ciment Portland, qui jouent un rôle clé dans l'activation alcaline du laitier. Ainsi, la réactivité du LGHF dépend fortement de cette interaction chimique, comme l'ont démontré les travaux de l'ACI Committee (1995) et Gruyaert et al. (2010).

1.6.5. Influence du LGHF sur les propriétés des matériaux cimentaires

1.6.5.1. Etat frais

A température normale, la présence de laitier dans le béton entraîne un retard de prise, généralement de 30 à 60 minutes (Boukendakdji, 2010). D'autres recherches ont également observé que l'incorporation d'ajouts minéraux, notamment le laitier à des teneurs supérieures à 40 %, prolonge significativement le temps de prise (Brooks et al., 2000 ; Lee et al., 2006). La masse volumique des mortiers diminue systématiquement avec le taux de substitution du ciment par le LGHF, cela est justifié par le fait que la masse volumique absolue du clinker est supérieure à celle du LGHF (Derabla et al., 2011). Les valeurs des masses volumique des mortiers enregistrées par l'étude précédente sont présentées dans le tableau 1.5 pour un clinker de $M_v = 1288 \text{ kg/m}^3$ et un LGHF de $M_v = 890 \text{ kg/cm}^3$.

Tableau 1. 5. Masse volumique des différents mortiers élaborés (Derabla et al., 2011).

Taux de laitier (%)	0	20	40	60	80
$\gamma(\text{kg/m}^3)$	2353	2332	2265	2204	2120

Plusieurs études démontrent que l'incorporation de laitier granulé des hauts fourneaux améliore significativement l'ouvrabilité et la fluidité des bétons et mortiers. Cette amélioration est justifiée par plusieurs facteurs clés ; la texture lisse des grains de laitier, favorisant le glissement dans la pâte et n'absorbent pas beaucoup d'eau dans la phase initiale d'hydratation, l'augmentation du volume de pâte liante due à la faible densité du laitier et la dispersion plus homogène des particules (Adjoudj et al., 2014; Behim et al., 2011 Boukendakdji et al., 2009 ; Ozturk et al., 2017).

Shi et al. (2004) ont constaté qu'une substitution partielle du ciment par des poudres vitreuses (jusqu'à 50 % de LGHF) entraîne une augmentation significative de l'étalement, celui-ci augmentant proportionnellement à la teneur en laitier. De même, Li et Ding (2003) ont constaté qu'un dosage de 20 % à 30 % de laitier optimise l'ouvrabilité des mortiers. Ces résultats sont corroborés par Necira et al. (2015), qui ont mesuré un étalement de 680 mm avec 40 % de laitier, contre 625 mm pour 15 %. Comme le souligne Boukendakdji et al., (2012),

les bétons contenant du laitier présentent systématiquement une meilleure ouvrabilité que ceux sans ajout.

Selon les travaux de Behim et al. (2001), l'amélioration des propriétés mécaniques observée avec l'incorporation de LGHF s'explique par plusieurs facteurs clés. Premièrement, la texture particulière de la surface des grains de laitier favorise la création de points de glissement au sein de la pâte cimentaire, facilitant ainsi une meilleure répartition des contraintes. Deuxièmement, la faible densité du LGHF entraîne une augmentation du volume de la pâte liante, ce qui améliore l'ouvrabilité et contribue à une microstructure plus homogène. Enfin, la finesse et la forme des particules de laitier permettent une dispersion optimale dans la matrice cimentaire, renforçant l'homogénéité du composite et ses performances mécaniques à long terme.

1.6.5.2. Etat durci

De nombreuses études ont mis en évidence l'influence du laitier sur les propriétés mécaniques du béton, révélant une évolution temporelle marquée et des effets dépendants du dosage et de la finesse du matériau. Au jeune âge, l'ajout de laitier entraîne généralement une diminution des résistances, pouvant atteindre 17 % pour un taux de substitution de 15 %, comme l'ont observé Boukhelkhal et al., (2018). Cette réduction initiale s'explique par la réactivité plus lente du laitier comparée au ciment Portland. Cependant, à long terme, les résistances tendent à se rattraper, voire à dépasser celles des bétons témoins. Par exemple, Amrane et Kenai (1994) ont constaté qu'avec 15 % de substitution, les résistances à 90 jours surpassaient celles du béton de référence.

Selon les résultats de la figure 1.5 (Boukendakdji et al., 2012), le taux de substitution joue un rôle clé ; pour des dosages modérés (10-25 %), la résistance à 28 jours diminue proportionnellement, allant de 7,36 % à près de 29 %. En revanche, pour des taux plus élevés (jusqu'à 50 %), un broyage fin ($3500-4000 \text{ cm}^2/\text{g}$) est nécessaire pour compenser la perte de résistance, comme l'ont démontré Behim et al. (2011). Gruyaert et al., ont également souligné que l'impact négatif du laitier sur la résistance à 28 jours apparaît à partir de 10% et devient significatif à partir de 30 % de substitution, avec une chute plus marquée qui atteint 62,2 %.

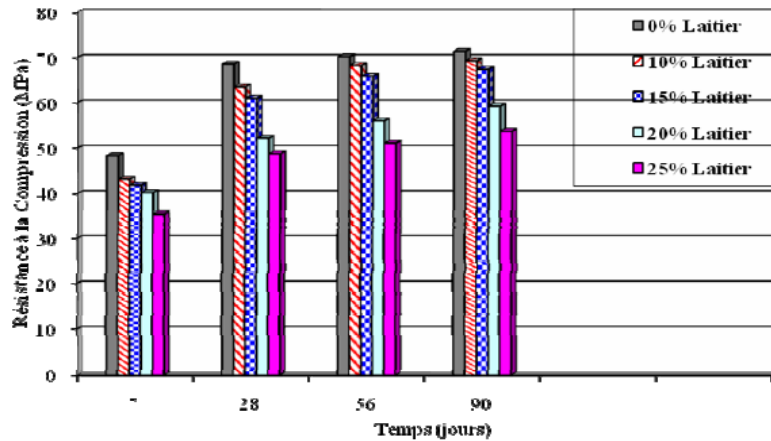


**Figure 1. 5. Variation de la Résistance à la Compression en fonction du Temps
(Boukendakdji et al., 2012).**

L'analyse des résultats montre que les résistances à la traction diminuent proportionnellement à l'augmentation du taux de substitution par le laitier. Cette réduction s'atténue significativement avec le temps, comme le démontre la comparaison entre 28 et 90 jours (Figure 1.6). Pour un taux de 15% de laitier, l'écart de résistance passe ainsi de 0,84 MPa à 28 jours à seulement 0,49 MPa à 90 jours, correspondant à une réduction relative de 42% de la différence initiale (Boukendakdji et al., 2012). Ces résultats sont illustrés sur la figure 1.6.

Il est particulièrement intéressant de noter que, quel que soit le taux de substitution, la diminution de résistance à la traction à 28 jours reste systématiquement moins marquée que celle observée pour la résistance en compression. Cette observation contraste avec les conclusions de Felekoglu et al. 2007 (Felekoğlu, et al., 2007).

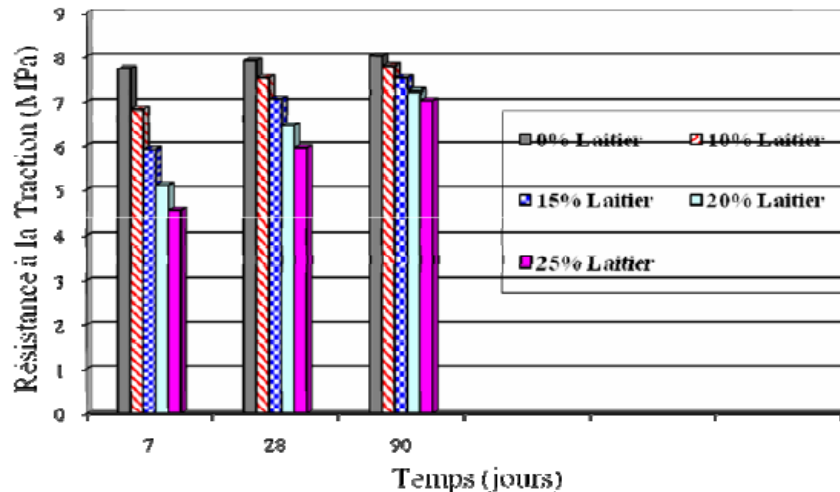


Figure 1. 6. Variation de la Résistance à la Traction en fonction du Temps Boukendakdji et al. (2012).

1.6.5.3. Durabilité

Les recherches précédentes démontrent que l'incorporation de laitier et d'ajouts minéraux influence significativement les propriétés de durabilité et de microstructure des bétons. Guneyisi et Gesoglu (2008) observent que l'absorption d'eau diminue systématiquement avec l'augmentation du taux de laitier, cet effet étant particulièrement marqué après 28 jours selon les conditions de cure. Nehdi et al. (2014) confirment ces avantages, notant que les mélanges binaires à quaternaires contenant des ajouts minéraux présentent une durabilité accrue, avec notamment une résistance améliorée au gel-dégel, une faible expansion aux sulfates et une perméabilité réduite aux ions chlorures. Cependant, Sanjuán et al. (2018) soulignent que la carbonatation augmente proportionnellement au taux de laitier, nécessitant des durées de cure adaptées (7 jours pour >28% de laitier contre 3 jours en dessous de ce seuil). La microstructure poreuse des bétons est également affectée par la morphologie des granulats, comme l'ont montré Silva et al. (2014) où les surfaces rugueuses augmentent la demande en eau et la porosité - un problème atténué dans les BAP grâce aux adjuvants. Les travaux de Boucetta et al. (2013) révèlent que différents ajouts influencent distinctement la porosité ; le filler calcaire (optimal à 45%) agit principalement par effet de remplissage, tandis que le laitier (hydraulique latent) et la poudre de verre (pouzzolanique avec alcalins catalytiques) génèrent des C-S-H supplémentaires et plus denses, réduisant durablement la porosité. Ces résultats mettent en évidence l'importance d'une formulation adaptée combinant l'optimisation du taux d'ajout, la durée de cure appropriée et la sélection judicieuse des matériaux pour atteindre les performances souhaitées.

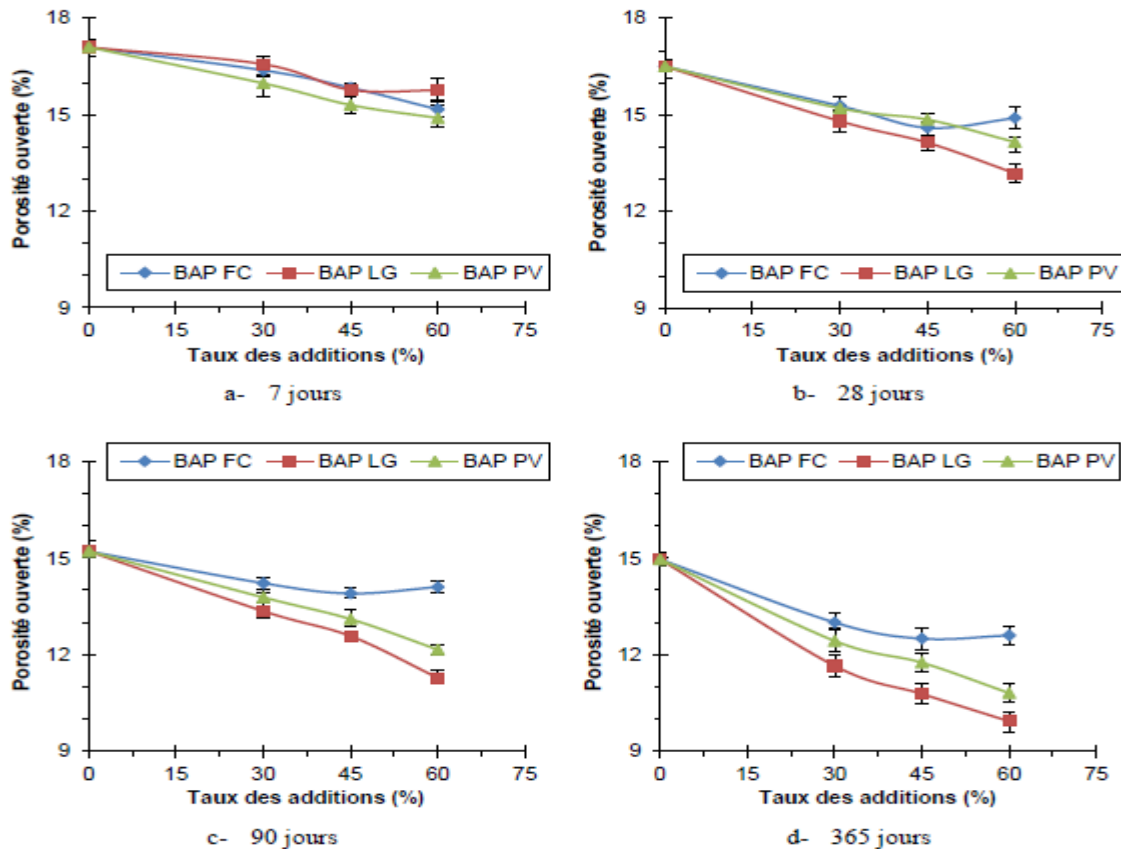


Figure 1. 7. Evolution de la porosité ouverte des BAP en fonction du dosage en addition (Boucetta et al., 2013).

1.7. Conclusion

Le béton autoplaçant s'impose comme une avancée majeure dans le domaine de la construction grâce à ses qualités exceptionnelles à l'état frais : grande fluidité, excellente capacité de remplissage et de passage, ainsi qu'une remarquable stabilité sans vibration et cela due à sa composition particulière. Ces propriétés facilitent la mise en œuvre dans les structures complexes tout en contribuant à l'amélioration des performances mécaniques et de la durabilité du matériau. L'incorporation du laitier granulé de haut fourneau dans la formulation du BAP renforce encore ses performances, en particulier en matière d'ouvrabilité, de compacité de la matrice et de durabilité. Ce sous-produit industriel, valorisé comme addition minérale, permet également de réduire l'impact environnemental de la fabrication du béton tout en améliorant ses propriétés mécaniques à long terme. Ainsi, le BAP enrichi en LGHF constitue une solution technique et écologique de grande valeur pour le béton du futur.

Chapitre 02 :

Granulats recyclés de béton de démolition

2.1. Introduction

Le recyclage du béton de démolition présente un double avantage environnemental ; il permet à la fois de réduire significativement les volumes de déchets de construction envoyés en décharge et de préserver les ressources naturelles en granulats. Pour maximiser ce potentiel écologique, il est essentiel d'élargir l'utilisation des granulats recyclés au-delà des applications marginales (remblais, sous-couches routières) pour les intégrer dans la fabrication de béton structuré, exigeant des performances mécaniques élevées.

2.2. Statistiques sur le recyclage de béton de démolition

Le secteur de la construction connaît une expansion mondiale, entraînant une demande croissante en granulats naturels. Cette demande atteint 45 milliards de tonnes en 2017 et pourrait s'élever à 66 milliards de tonnes d'ici la fin 2025 (PMR, 2017). Toutefois, l'exploitation intensive du sable naturel comme matériau de construction a engendré des conséquences environnementales préoccupantes (Jiang et al., 2019). Dans ce contexte, l'identification de matériaux de substitution aux granulats naturels s'impose désormais comme une nécessité incontournable.

L'industrie de la construction génère une proportion significative des déchets produits à l'échelle mondiale, tous secteurs confondus. Les déchets de construction et de démolition (DCD) représentent l'un des flux les plus volumineux et les plus massifs, en particulier dans les pays en développement où le secteur du bâtiment connaît une croissance rapide. Ce phénomène entraîne une pression croissante sur l'environnement en raison de la mise en décharge massive de ces déchets (Alengaram et al., 2011 ; De Brito et al., 2016 ; Silva et al., 2017 ; Padmini et al., 2019).

Si certains pays ont mis en place des politiques efficaces de gestion des déchets de construction et de démolition (DCD), favorisant leur tri et leur quantification, la situation reste préoccupante ailleurs. Dans de nombreuses régions, la démolition est encore pratiquée de manière non sélective, ce qui empêche la récupération et la réutilisation de matériaux de valeur qui pourraient pourtant être réintégrés dans de nouveaux projets de construction (Noguchi et al., 2015).

Les données disponibles illustrent l'ampleur du problème. En Chine, la production de déchets de construction était estimée entre 600 et 800 millions de tonnes en 2011 (Duan et al., 2015). Aux États-Unis, l'Environmental Protection Agency (USEPA) a estimé que les DCD générés en 2014 représentaient environ 484 millions de tonnes (USEPA, 2016). En Europe, selon Eurostat (2017), les pays ayant produit les plus grandes quantités de DCD en 2014 étaient : la France (227,6 millions de tonnes), l'Allemagne (206,5 millions de tonnes), l'Italie (51,7 millions de tonnes), l'Australie (40,3 millions de tonnes) et la Belgique (26,4 millions de tonnes).

Dans cette perspective, l'intégration de granulats recyclés issus des DCD dans les matériaux de construction apparaît comme une solution prometteuse. Elle permettrait à la fois de réduire l'exploitation de ressources naturelles non renouvelables et de valoriser une quantité importante de déchets, tout en contribuant à une réduction des coûts de construction (Leite et al., 2016 ; Tang et al., 2020 ; Ngo et al., 2017).

Le recours à des substituts comme les sables recyclés, produits à partir des DCD, pour la fabrication de mortiers à faible impact environnemental, pourrait constituer une alternative durable aux sables naturels. Cette démarche, Si elle est encadrée par des normes appropriées, son utilisation pourrait favoriser la préservation des ressources naturelles tout en réduisant significativement les volumes de déchets générés sur les chantiers (Silva et al., 2017).

2.3. Impact écologique des agrégats de béton de démolition

L'essor rapide du secteur de la construction, tant pour les bâtiments que pour les infrastructures de génie civil, a entraîné une augmentation significative de la demande en granulats au cours des dernières décennies. En effet, le béton, matériau dominant dans les constructions contemporaines, est composé à près de 70 % de granulats (Bassani et al., 2019 ; Saini et al., 2020). Ces granulats sont principalement extraits par des activités minières intensives, qui nécessitent des quantités importantes d'énergie et mobilisent des équipements lourds (Saini et al., 2020; Verian et al., 2018). Cette exploitation intensive soulève des préoccupations environnementales incitant à la recherche de solutions alternatives plus durables. Par ailleurs, les déchets générés par le secteur du bâtiment représentent la part la plus importante des déchets produits à l'échelle mondiale, et leur quantité augmente d'une année à l'autre et plus particulièrement dans les pays émergents, où l'industrie de la construction connaît une croissance rapide (Geas, 2014). Selon les statistiques d'USEPA en 2016 mise par Guo et al. (2018), le béton présente 70% des déchets de démolition (figure 2.1), ce qui fera de son recyclage un défi mondial important.

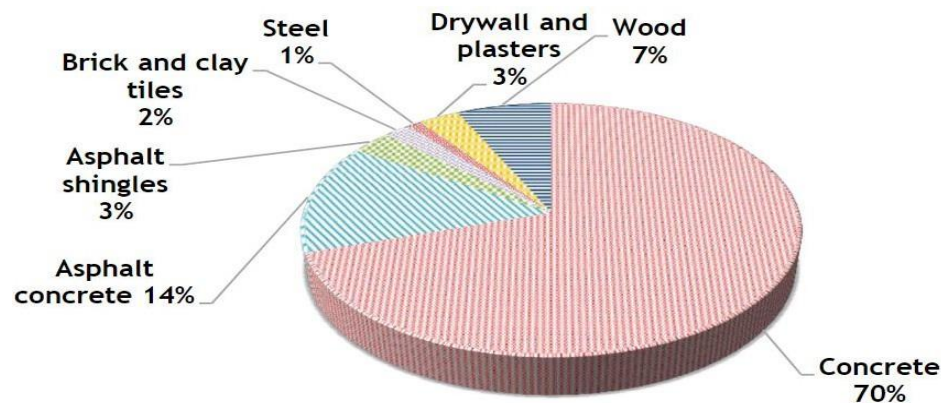


Figure 2. 1. Déchets de construction générés en 2014 (Guo et al., 2018).

D'après Ohemeng et al. (2020), les déchets de démolition des constructions produite est d'environ 890 millions de tonnes par an en Europe (Villoria Sáez, 2012), 850 500 à 1 360 800 tonnes de déchets de béton sont générées chaque année en Afrique du Sud (Muzenda, 2014) et 569 millions de tonnes aux États-Unis. Le pourcentage des déchets de démolition par rapport aux déchets générés est de 42% en Australie (Tam et al., 2010), 38% à Hong Kong, 16% au Japon (Ghanbari et al. ; 2017) et 21% en Afrique de sud.

De nombreux pays développés ont un taux de recyclage de démolition de 20 à 40 % alors que des pays comme le Japon, l'Allemagne et les Pays-Bas recyclent plus de 80 %, par contre d'autre payée ont un taux de recyclage proche de 0% (Tam et al., 2018) .

2.4. Impact économique des agrégats de béton de démolition

Les granulats provenant de la démolition d'ouvrages en béton s'intègrent de plus en plus dans une démarche d'économie circulaire, en contribuant à la fois à la réduction des coûts liés à l'extraction de matières premières et à la gestion des déchets. Leur réutilisation dans de nouveaux projets de construction permet non seulement de diminuer l'impact environnemental, mais aussi de générer des économies substantielles. D'après Hameed (2009), le recyclage du béton en granulats peut réduire les coûts de production d'environ 12,62 % lorsqu'il est réalisé dans des installations industrielles spécialisées. Cette économie peut atteindre jusqu'à 63,13 % si les opérations de traitement et de réutilisation sont effectuées directement sur le site de démolition, évitant ainsi les frais de transport et de traitement extérieur. Les résultats détaillés issus de l'analyse des coûts menée par Ohemeng et al. (2020) sont présentés dans les tableaux 2.1 et 2.2.

Tableau 2. 1. Récapitulatif des coûts en dollars de traitement pour la production d'un tonne des granulats (Ohemeng et al., 2020).

	Granulats naturels (\$/tonne)	Granulats recyclé (\$/tonne)
Equipement	8,45	7,15
Fonds de roulement	2,17	1,86
Entretien des équipements	2,59	1,94
main-d'œuvre	3,05	2,6
Carburant	1,1	0,88
Frais généraux fixes	2,26	1,83
Eau	0,1	0,12
Totale	19,72	16,38

Tableau 2. 2. Coûts en dollars par tonnes pour différentes tailles de granulats (Ohemeng et al.,2020)

Dimensions des agrégats (mm)	Granulats naturels (\$/tonne)	Granulats recyclé (\$/tonne)
9,5	24,1	16,2
13,2	24,3	19,6
19	25,1	20,1
26,5	25,2	20,3

D'autres recherches effectuées par Dias et al. (2022) ont révélé un coût unitaire de chaque type de granulat, collecté auprès d'entreprises portugaises (Braga et al., 2017) de fournisseurs de Serbie (Tošić et al., 2015), d'entreprises australiennes (Tam, 2008) et de carrières et usines de recyclage en Afrique du Sud (Ohemeng et Eklou, 2020). On peut conclure que, dans la plupart des cas, le coût des agrégats recyclés est inférieur à celui des agrégats naturels, sauf dans le cas de Tošić et al. (2015). La figure 2.2 récapitule différents prix de GGR à travers quelques pays d'Europe.

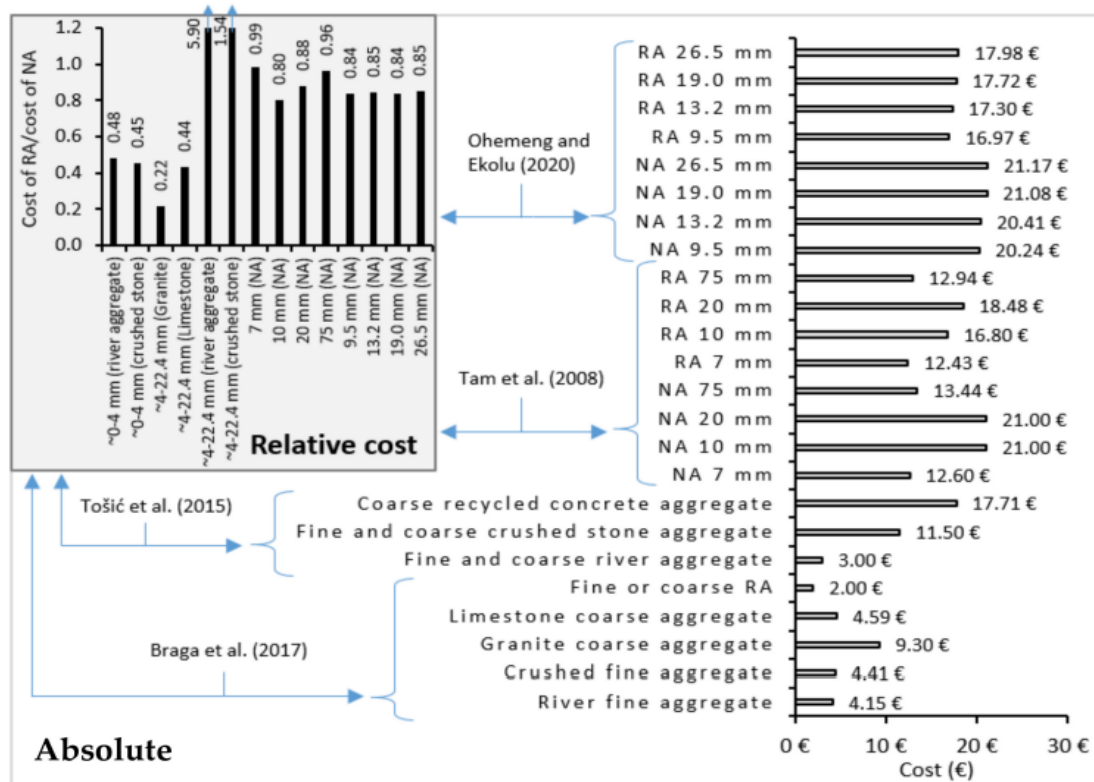


Figure 2. 2. Coûts absolus et relatifs des différents types de granulats (€/ tonne) (Dias et al., 2022).

2.5. Elaboration des granulats recyclés

La transformation des bétons issus de la démolition en GR s'effectue en plusieurs étapes, chacune pouvant influencer de manière significative la qualité des granulats produits.

2.5.1. Etat de l'art

Les plateformes de recyclage des déchets de construction et de démolition peuvent adopter diverses configurations. Plusieurs études ont proposé des approches différenciées, adaptées aux objectifs spécifiques et aux contextes d'intervention. Cimpelli (1996) décrit les principales étapes du traitement des matériaux recyclés en Île-de-France, comme suit :

- Tri et stockage des matériaux bruts ;
- Préparation préalable, incluant la réduction des blocs de grande taille à l'aide d'un marteau hydraulique ;
- Le concassage primaire est réalisé à l'aide d'un concasseur à mâchoires ou à percussion, suivi d'une étape de déferrailage par séparation électromagnétique.

Par ailleurs, Quebaud et al. (1996) ont présenté une autre configuration de traitement, mettant en évidence les étapes de criblage et de concassage des déchets de démolition en vue de la production de granulats valorisables (voir figure 2.3).

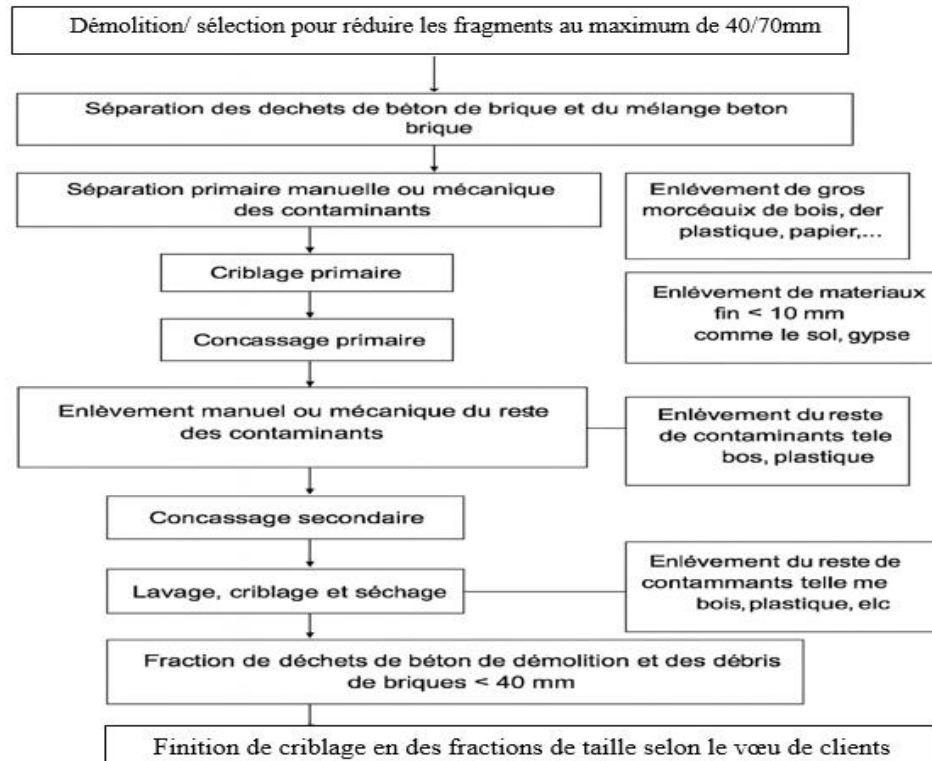


Figure 2.3 Procédure de criblage de déchets de démolition (Quebaud et al., 1996).

2.5.2. Criblage

Le béton recyclé sous forme de granulats est principalement issu de la démolition d'ouvrages, ce qui explique la présence d'une grande diversité de corps étrangers de nature et de dimensions variées, tels que le verre, le plastique, le bois, la céramique, les métaux, et bien d'autres. Pour éliminer ces impuretés, un processus de criblage est mis en œuvre avant et pendant le concassage. Le criblage initial vise à séparer les éléments détachés des blocs de béton, tandis que le criblage ultérieur permet d'éliminer les déchets libérés après concassage.

Le criblage peut être réalisé manuellement ou mécaniquement. La méthode manuelle est utilisée pour les gros débris, tels que les plaques métalliques, les panneaux de bois, les armatures ou le plastique, et intervient avant et après un concassage primaire. Le criblage mécanique, quant à lui, est destiné aux impuretés plus légères et est effectué après les étapes de concassage suivantes (Benaïchi, 2009).

- Schouenborg et al. (2004) ont montré que le temps et le type de criblage (manuel ou mécanique) ont un effet sur la quantité passante dont elle est de 3, 4.5 et 8.5% respectivement pour un criblage mécanique de 2, 5 et 10 min par contre il reste négligeable pour les granulats naturels.
- Quebaud et al. (1996) ont proposé deux techniques pour le criblage des granulats recyclés. La première, l'épuration à l'air, utilise un courant d'air pour séparer les granulats en fonction de leur forme et de leur densité. Bien que efficace, cette méthode exige des coûts d'investissement élevés, ce qui peut limiter son utilisation. La seconde technique, l'épuration par voie humide, repose sur un processus de flottaison dans un bain d'eau. Les granulats sont transportés par une bande immergée, tandis que les particules légères, qui flottent à la surface, sont éliminées grâce à des jets d'eau à contre-courant. Cette méthode, moins coûteuse que la première, offre une alternative pratique pour la séparation des impuretés.
- Des électroaimants peuvent être installés à la sortie des concasseurs afin de capter les éléments métalliques, notamment les armatures en acier, présents dans les bétons de démolition (Benaïchi, 2009).

2.5.3. Concassage

Si le criblage est bien fait et les déchets sont uniquement du béton durci, le concassage des granulats recyclés n'est pas tellement différent des granulats naturels (Coelho et De Brito, 2013 ; Etxeberria et al., 2007). Le concassage primaire, secondaire et tertiaire incluant le tamisage sont nécessaires pour la production de granulats de la granulométrie souhaités et l'élimination de la matière organique et d'autres contaminants en même temps (Sadagopan et al., 2020)

On peut procéder à un concassage en système ouvert ou en circuit fermé (RILEM, 1994). Benaïchi (2009). On peut recommander un circuit fermé présenté dans la figure 2.4 même si

le circuit ouvert permet une plus grande capacité de production mais la granulométrie du produit fini est moins bien contrôlée.

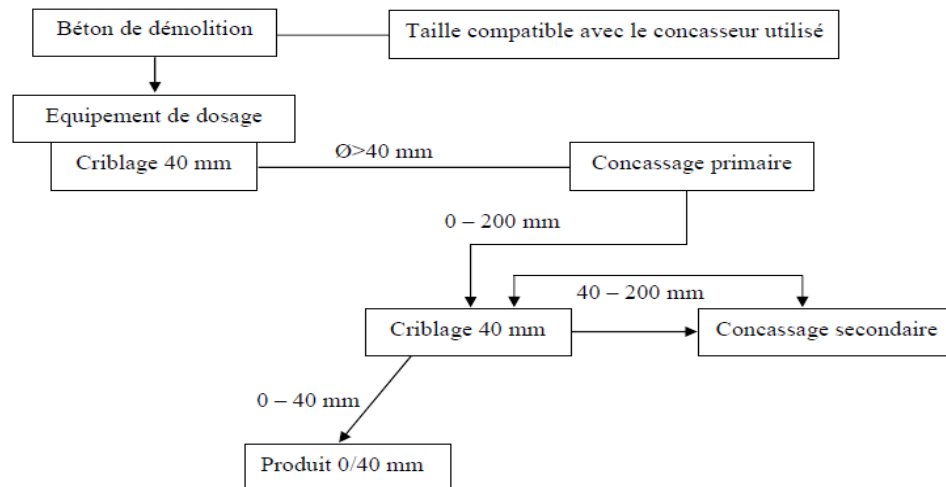


Figure 2. 4. Système de concassage fermé (Benaichi, 2009).

Le choix de type de concasseur utilisé dépend de la qualité des granulats que l'on veut obtenir, la figure 2.5 présente les trois types de concasseur.

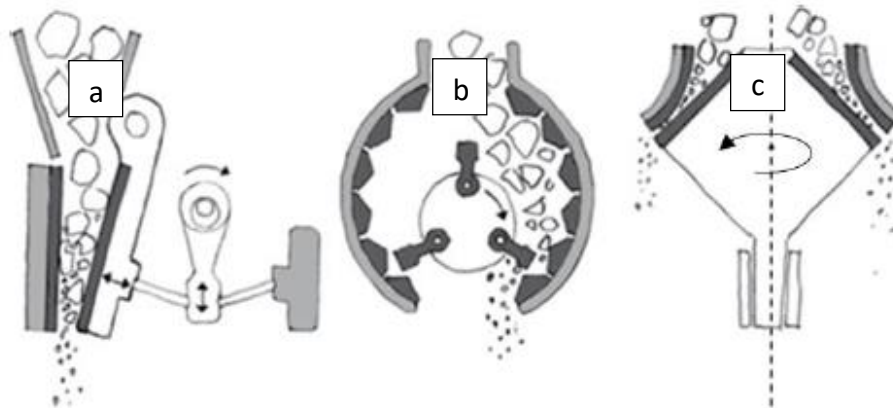


Figure 2. 5. Principes de fonctionnement des différents concasseurs rencontrés sur les plateformes de recyclage : concasseur à mâchoires (a), concasseur à percussion (b) et concasseur à cône (c) (Lauritzen, 1998).

Les concasseurs à mâchoires sont couramment employés pour le concassage primaire, permettant de réduire la taille des éléments volumineux. Ces machines fonctionnent par compression entre deux plaques, l'une fixe et l'autre mobile, ce qui leur confère une efficacité notable dans la fragmentation des matériaux. Cependant, elles ont tendance à générer des agrégats de forme plutôt aplatie. En revanche, elles produisent une quantité limitée de particules fines (Lauritzen, 1998).

Les concasseurs giratoires ou à percussion sont utilisés dans les étapes secondaire et tertiaire pour donner à la forme des agrégats des formes sphériques et cubiques. Le concasseur à cône, bien que moins fréquemment utilisé, s'avère particulièrement efficace en tant qu'unité de concassage secondaire, notamment pour le traitement de granulats dont la taille peut atteindre jusqu'à 200 millimètres (Göransson, 2011 ; Sadagopan et al., 2020). Selon Sadagopan et al. (2020), à l'exception de la distribution granulométrique, les autres propriétés des granulats recyclés (la densité, la masse volumique ou encore la capacité d'absorption) ne sont pas significativement influencées par le type de concasseur utilisé ni par le circuit de concassage adopté.

2.6. Caractéristiques des granulats recyclés

Les agrégats de béton recyclés (GBR), qui peuvent provenir de structures en béton démolies, de béton excédentaire ou retourné de chantier, ou encore de béton testé, sont composés d'agrégats naturels (GGO) et de mortier de ciment adhérent (Gesoglu et al., 2015). Leurs propriétés et caractéristiques dépendent de plusieurs facteurs, notamment les propriétés des GGO d'origine, la qualité et la quantité du mortier de ciment adhérent, ainsi que le processus de concassage et le degré de détérioration du béton d'origine (De Juan et al., 2009; Güneyisi et al., 2014).

Les études antérieures sur les GBR s'accordent à reconnaître que leur composition hétérogène entraîne une variabilité de certaines propriétés par rapport aux GGO. Ces différences incluent notamment une forme irrégulière, une angularité marquée, une texture rugueuse, une densité réduite, une structure poreuse, un taux d'absorption d'eau élevé et des performances mécaniques inférieures. Ces caractéristiques constituent autant de défis majeurs pour l'utilisation des GBR dans les matériaux cimentaires (Alam et al., 2013; Cabral et al., 2010; Chen et al., 2023; Khatib, 2005; Marinković et al., 2010; Oliveira et al., 2011; Paul et al., 2013).

2.6.1. Teneur en mortier attaché

Le processus de concassage a une grande influence sur la qualité d'agrégat recyclé, précisément la forme, la rugosité, la quantité du mortier attaché au GGO d'origine, les propriétés mécaniques et aussi la microstructure (De Juan et al., 2009; Güneyisi et al., 2014; Nagataki et al., 2020; Tang et al., 2020). Plus la fraction diminue, les GBR sont soumises à plusieurs processus de concassage dont la matière friable diminue progressivement de taille et tend à s'accumuler dans la fraction la plus fine (Gokce et al., 2011). Pour cette raison, il est prévu que la densité du GBR fin soit inférieure à celle de la fraction grossière correspondante et contiennent une plus grande quantité de mortier attaché (Carro-López et al., 2015; González et al., 2005 ; Kou et al., 2009 ; Marinković et al., 2017).

2.6.2. Composition des granulats recyclés

Les granulats recyclés de béton de démolition se distinguent des granulats naturels par leur composition hétérogène (figure 2.6). Ils sont constitués de, granulats naturels, une pâte de ciment hydraté qui enrobe ces granulats et du ciment anhydre qui n'a pas été hydraté lors de sa première utilisation. Cette combinaison en fait un matériau composite unique, différent des granulats naturels par sa structure et ses propriétés (De Juan et Gutiérrez, 2009 ; Padmini et al., 2009).



Figure 2. 6. Compositions des granulats recyclés de béton (De Juan et Gutiérrez, 2009).

Hou (2021) a regroupé les différentes compositions chimiques fournies par Limbachiya et al. (2007) et ceux réalisés dans le cadre du projet national RECYBETON (De Larrard et Colina, 2018), les résultats sont regroupé dans le tableau suivant (tableau 2.3).

Ces résultats montrent que la variété des sources n'affecte pas la composition chimique des granulats, tous les granulats analysés présentent une teneur élevée en silicium et en oxyde de calcium, soulignant une similarité chimique malgré leurs origines variées.

Tableau 2. 3. Compositions chimiques des granulats recyclés (Hou, 2021).

Auteurs	Granulats recyclés	SiO ₂ (%)	CaO (%)	Al ₂ O ₃ (%)	Fe ₂ O ₃ (%)	MgO (%)
[Limbachiy a et al., 2007]	GBR 1	65,38	13,93	5,33	2,16	1,91
	GBR 2	68,43	11,19	5,49	2,40	2,84
	GBR 3	63,61	16,86	3,57	2,03	2,62
Projet national RECYBETON [De Larrard et Colina, 2018]	SBR 1 (0/6)	46,61	20,66	4,54	2,85	1,18
	SBR 2 (0/6)	47,42	20,77	5,58	2,12	0,81
	SBR 3 (0/4)	58,45	17,12	2,47	1,61	0,62
	SBR 4 (0/4)	57,04	15,51	4,76	2,06	0,93
	GBR 1 (4/20)	45,64	25,88	5,05	1,92	1,07
	GBR 2 (4/20)	51,51	19,22	4,41	1,36	0,89
	GBR 3 (4/10)	57,75	21,99	2,55	0,85	0,64
	GBR 3 (10/20)	58,82	22,29	2,39	0,83	0,45
	GBR 4 (4/20)	54,11	20,61	5,35	1,62	0,97

2.6.3. Zone de transition inter-faciale

Le béton, en tant que matériau composite, présente une microstructure hétérogène caractérisée par une zone de transition interfaciale (ITZ) située à l'interface entre les granulats naturels et la pâte de ciment hydraté. Cette zone, qui occupe un volume significatif variant entre 20 et 40 % de la pâte de ciment, joue un rôle crucial dans les propriétés mécaniques du matériau (Amer et al.2016).

Dans le cas des bétons à base de granulats recyclés, la microstructure est encore plus complexe, avec la présence de deux zones de transition distinctes, contrairement aux bétons conventionnels qui n'en possèdent qu'une seule (figure 2.7). La première zone se trouve à l'interface entre les granulats d'origine et le mortier résiduel, tandis que la seconde correspond à l'interface entre ce mortier résiduel et le nouveau mortier.

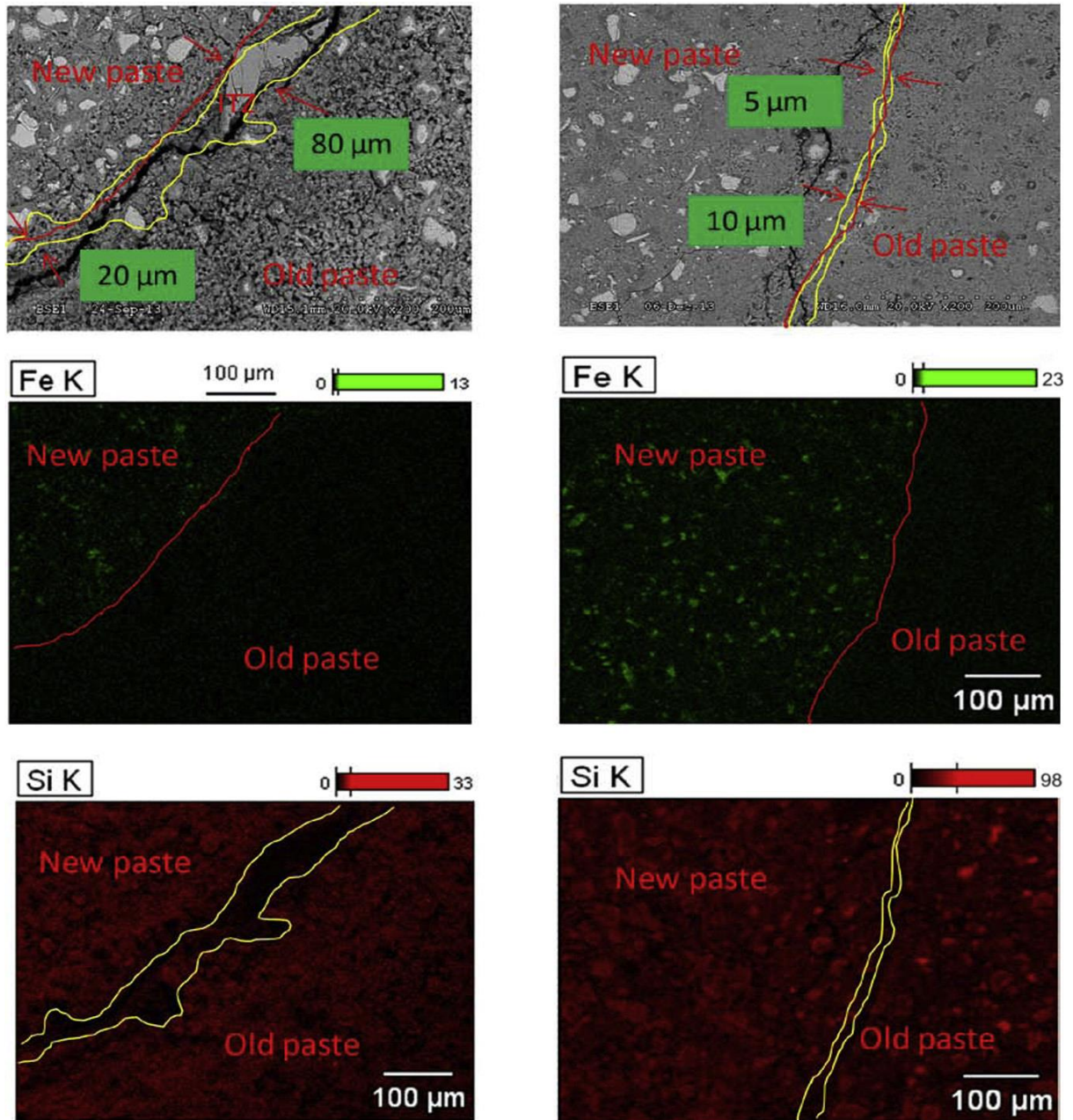


Figure 2. 7. Analyse par MEB de la zone de transition des mortiers avec sable recycle saturé (gauche) et sable recycle sec (droite) (Zhao et al., 2015).

2.6.4. Masse volumique

La densité des GBR est généralement inférieure à celle des granulats naturels. Cette différence s'explique principalement par la présence de mortier résiduel adhérent et de porosités internes (Omary et al., 2016 ; Silva et al., 2014). La densité des GBR varie selon la

composition initiale du béton et le niveau de traitement appliqué, ces facteurs influencent directement la quantité de pâte de mortier encore attachée aux granulats. Comme l'illustre la figure 2.8, on observe une diminution progressive de la densité avec l'augmentation du taux de mortier résiduel (De Juan et Gutiérrez, 2009).

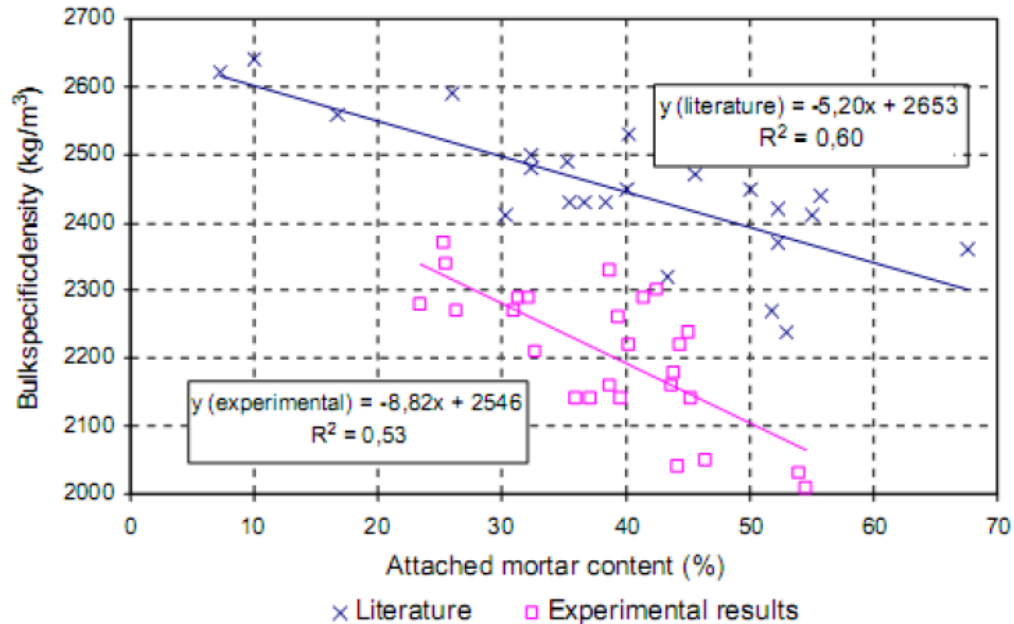


Figure 2. 8. Relation entre la densité et le taux de mortier résiduel (De Juan et Gutiérrez, 2009).

2.6.5. Absorption et porosité

L'absorption d'eau par les ABR constitue l'un des paramètres les plus influents sur les propriétés des mortiers et des bétons. Il est donc essentiel de tenir compte de la quantité d'eau retenue par ces granulats afin de préserver l'eau disponible pour l'hydratation du ciment, tout en maintenant une bonne fluidité du mélange (Ortiz et al., 2017).

Les études menées sur les granulats recyclés confirment systématiquement leur forte capacité d'absorption, principalement due à la présence de pâte de ciment résiduelle. Cette pâte, connue pour sa structure poreuse, contribue à augmenter la porosité des granulats. Les interstices présents captent et retiennent l'eau, réduisant ainsi la quantité d'eau libre disponible pour l'hydratation des grains de ciment, ce qui peut affecter les propriétés du béton (Butler et al., 2011; De Juan et Gutiérrez, 2009).

Tam et al. (2008) ont étudié la microstructure des granulats recyclés mettant en évidence la géométrie de leur porosité. Ils ont observé que les pores se situent principalement à l'interface entre les granulats naturels et la pâte de ciment adhérente (figure 2.9). L'augmentation de la porosité fragilise le matériau, ce qui restreint l'usage des granulats

recyclés dans la production de bétons à usage structurel. Par ailleurs, Gómez-Soberón et al. (2002) ont montré que l'absorption d'eau des bétons contenant des granulats recyclés augmente proportionnellement avec le taux de granulats recyclés incorporés, tandis que leur densité diminue légèrement, ce qui confirme l'influence de la porosité sur les propriétés physiques et mécaniques des bétons à base de granulats recyclés.

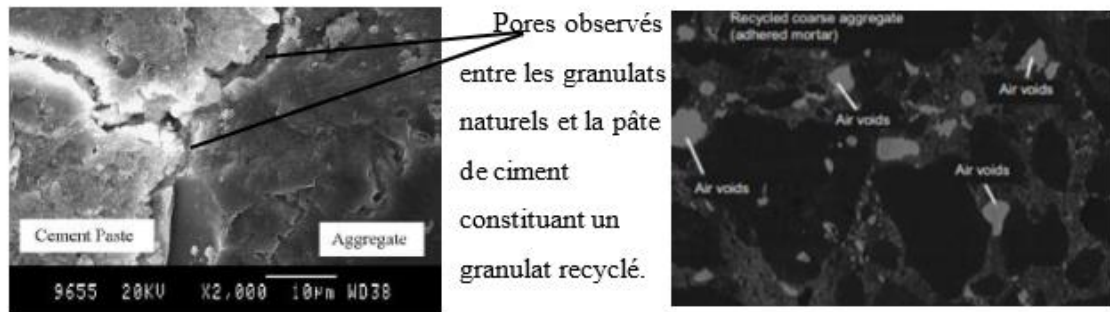


Figure 2. 9. Analyse microscopique du granulat recyclé (Tam et al., 2008).

Le taux d'absorption des ABR varie considérablement selon leur provenance, leur qualité ainsi que le procédé utilisé pour leur fabrication (Katz, 2003). Plusieurs études ont mis en évidence que l'absorption d'eau des ABR, qu'ils soient fins ou grossiers, varie généralement entre 3 % et 12 %, une valeur nettement supérieure à celle observée pour les granulats naturels qui ne dépasse généralement pas 0,5 % à 3 % (Katz, 2003 ; López-Gayarre et al., 2009 ; Lu et al., 2018 ; Mari et al., 2012 ; Martín et al., 2011).

D'autres études ont confirmé cette tendance, rapportant des valeurs d'absorption comprises entre 2,10 % et 8,79 % pour différents types de granulats recyclés (Diaz et Karina, 2018), voire jusqu'à 13 % dans certains cas (Mesbah, 1997). Cette absorption élevée influence directement la fluidité des bétons. Pour atteindre la maniabilité souhaitée, il est nécessaire d'ajuster la quantité d'eau du mélange afin de compenser l'eau absorbée par les granulats recyclés (Tam et al., 2005). Cette caractéristique doit être prise en compte pour optimiser les propriétés rhéologiques et mécaniques des bétons recyclés.

Il a été démontré que l'absorption dans le ABR est un processus prolongé qui prendrait une période plus longue qui peut atteindre 96 h par rapport au AN (Ortiz et al., 2017), les SBR ont un taux d'absorption plus lent par rapport à la fraction grossière correspondante, ce qui doit être pris en compte dans la pratique (Bravo et al., 2015; Pedro et al., 2015 ; Rodrigues et al., 2013). Il a été observé que 80 à 90 % de la capacité d'absorption de 24 h de SBR peut être atteinte après 10 min (Evangelista et al., 2004 ; Evangelista et al., 2014 ; Müller et al., 1998), alors que, pour le GBR, la même quantité est généralement obtenue après 5 min (Ferreira et al., 2011 ; Matias et al., 2013).

2.7. Effet des GBR sur les propriétés des matériaux cimentaires

2.7.1. Influence de l'état de saturation des granulats recyclés

Les granulats recyclés se caractérisent par une absorption d'eau nettement plus élevée que celle des granulats naturels, comme le soulignent plusieurs études (Carro-López et al., 2015 ; Ngo et al., 2017 ; Zhao et al., 2017). Cette particularité est confirmée par les résultats expérimentaux obtenus. Afin de compenser cette absorption importante et de garantir la faisabilité de leur utilisation, une quantité d'eau supplémentaire doit être incorporée au mélange. Ainsi, les granulats recyclés seront soit utilisés à l'état saturé, soit à l'état sec avec un ajustement préalable de l'eau de gâchage, correspondant à leur capacité d'absorption, lors du malaxage.

De nombreuses études se sont penchées sur l'impact de l'état de saturation des granulats recyclés issus de béton de démolition sur les propriétés des bétons et mortiers formulés avec des compositions identiques. Zhao et al. (2015) ont notamment mis en évidence que l'affaissement des mortiers contenant des granulats recyclés fins à l'état sec est systématiquement supérieur à celui des mortiers élaborés avec des SBR saturés (voir Figure 2.10). En effet, lorsque les granulats sont secs, la quantité d'eau théoriquement absorbable est ajoutée dès le début du malaxage, ce qui entraîne une augmentation temporaire du rapport eau/ciment efficace initial ainsi que du volume de pâte, améliorant ainsi la maniabilité du mélange avant que l'eau ne soit absorbée par les granulats. À l'inverse, dans le cas des granulats saturés, l'eau déjà contenue dans les pores n'est pas immédiatement disponible et ne participe donc pas à l'augmentation du rapport E/C initial. Par ailleurs, toujours selon Zhao et al. (2015), les mortiers préparés avec des granulats secs présentent une résistance à la compression supérieure à celle des mortiers contenant des granulats saturés, en raison d'une zone de transition interfaciale (ITZ) plus compacte, ce qui améliore les performances mécaniques globales.

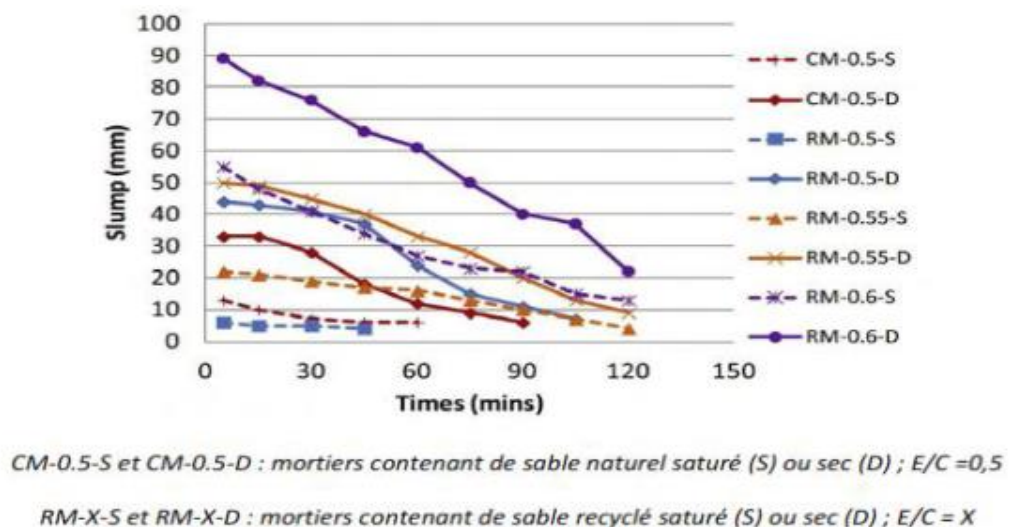


Figure 2. 10. Evolution de l'affaissement des mortiers à base du SBR (Zhao et al., 2015)

D'après les travaux de Poon et al. (2004), l'utilisation des GBR, préalablement séchés au four, engendre un affaissement initial plus important ainsi qu'une perte d'affaissement plus rapide comparée à celle observée avec des GBR saturés. En outre, le béton formulé avec des GBR secs présente une résistance à la compression plus élevée que celui contenant des GBR saturés. Le Thang et al. (2016) ont, quant à eux, mis en évidence qu'à composition identique (y compris une quantité d'eau totale constant) les mortiers élaborés à partir de sable sec présentent une ouvrabilité initiale (t_0) supérieure à celle des mortiers confectionnés avec du sable humide, ce qui améliore les performances d'écoulement dès le début du malaxage.

2.7.2. Effet des GBR sur l'état frais

Les études portant sur l'effet du sable recyclé dans les bétons et mortiers fluides révèlent des résultats variables en termes d'étalement, certains indiquant une réduction, d'autres une amélioration. Ces divergences s'expliquent principalement par la forte absorption d'eau de ce sable et par la méthode utilisée pour compenser cette absorption : soit par saturation préalable du sable, soit par ajout direct de l'eau absorbée lors du malaxage.

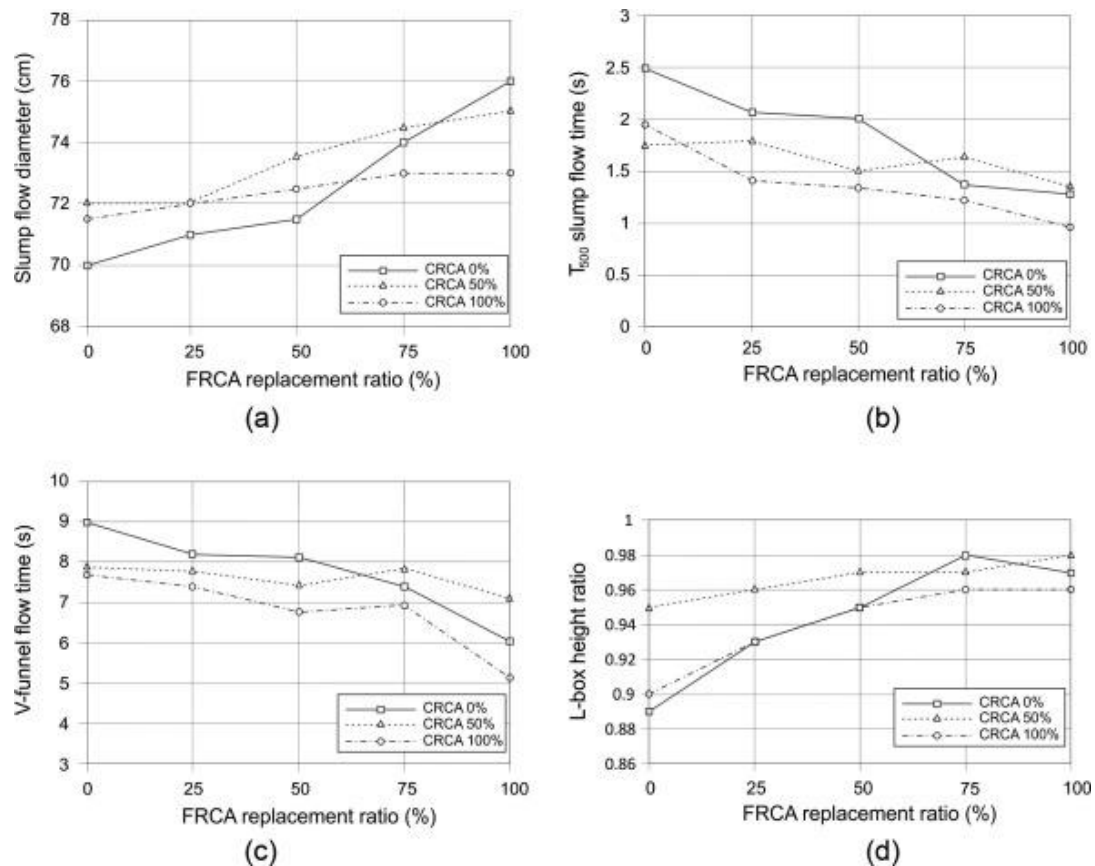


Figure 2. 11. Effet du taux de substitution du sable recyclé sur les propriétés rhéologiques du béton (Güneyisi et al. 2016).

Le remplacement du sable naturel par du sable recyclé améliore les propriétés rhéologiques du béton autoplaçant (figure 2.11), tout en respectant l'ensemble des critères requis pour ce type de béton. La substitution de sable naturel (SN) par un sable de béton recyclé (SBR) avec des taux de (0, 25, 50, 75 et 100 %) a mené respectivement à des étalements croissants (700, 714, 718, 740 et 760 mm), T_{500} décroissant (2.5, 2.1, 2, 1.4 et 1.3), des valeurs de temps d'écoulement en V-funnels de (9, 8.1, 8.1, 7.3 et 6) et un rapport H1/H2 de L-box de (0.886, 0.93, 0.95, 0.98 et 0.97).

D'autre part, un remplacement total de sable naturel ($M_v = 2,4$, $A_b = 2,1$ %, $M_f = 3,7$) par un sable recyclé utilisé en état saturé superficiellement ($M_v = 2,1$, $A_b = 10,9$ %, $M_f = 3,5$) a entraîné une réduction significative du dosage en superplastifiant ; celui-ci passait de 1,1 % à 0,8 % pour un rapport E/C de 0,3, et de 0,65 % à 0,38 % pour un E/C de 0,43 (Leite et al., 2019).

Kou et al. (2009) ont mis en évidence l'effet positif des agrégats fins recyclés (AFR) comme substitut au SN sur la fluidité des bétons. Leurs travaux montrent que pour un rapport E/C constant, l'augmentation du taux d'AFR entraîne une amélioration de la fluidité, tandis qu'à un affaissement constant, leur utilisation permet de réduire les besoins en eau du mélange. Ce phénomène s'explique par la porosité accrue des AFR qui, présentant une absorption d'eau supérieure à celle du sable naturel, libèrent progressivement de l'eau dans la matrice cimentaire. Ce phénomène accroît la quantité d'eau libre disponible, ce qui améliore la fluidité du béton frais sans qu'il soit nécessaire d'ajouter de l'eau. Ce qui explique la perte d'affaissement élevée des mélanges de BAP fabriqué par des agrégats recyclés dans des recherches ultérieures de Kou et al. (2015).

D'autres recherches ont donné des résultats différents aux résultats précédents où le remplacement complet du sable naturel par du sable recyclé de béton a nécessité une augmentation du dosage en superplastifiant, passant de 0,64 % à 1 %. Matar et El Dalati (2021) ont également observé une diminution d'affaissement et une augmentation de demande en eau avec l'augmentation du taux de substitution des granulats naturels par des granulats recyclés (Figure 2.12). Ils ont attribué cette réduction d'ouvrabilité à l'absorption d'eau par les granulats recyclés, causée par la présence d'une structure alvéolaire provenant de l'ancien mortier adhérent à ces granulats.

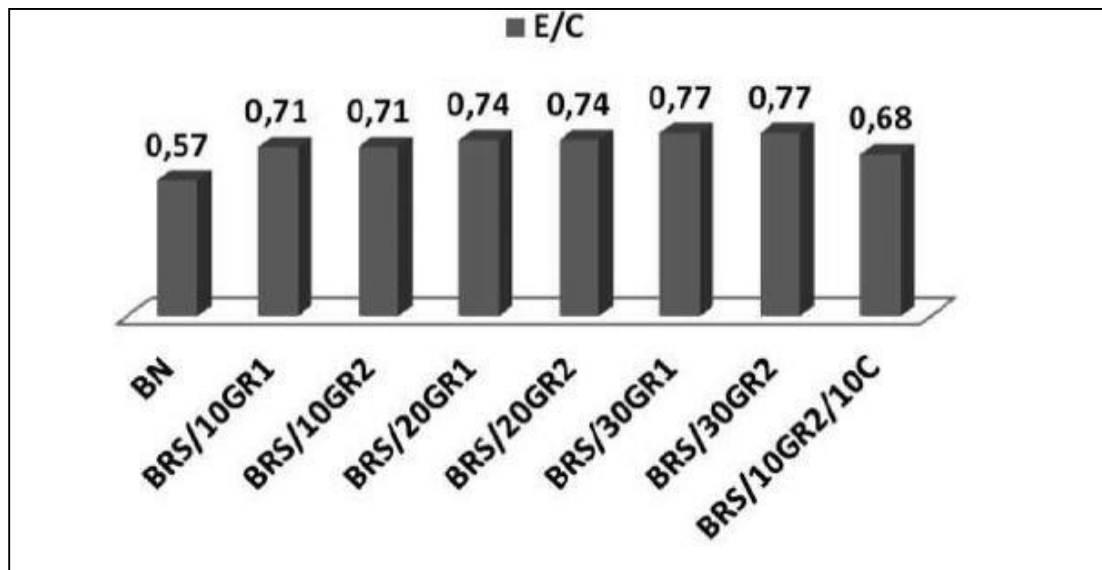


Figure 2. 12. Rapport E/C des bétons à base de granulats recyclés (Matar et El Dalati ; 2021).

Les études expérimentales convergent vers un constat unanime que l'incorporation de granulats recyclés entraîne systématiquement une réduction de la densité des bétons à l'état frais. Cette tendance a été quantifiée avec précision par Güneyisi et al. (2016) dans le cas des BAP, où une substitution complète des GGO par des GBR provoque une diminution de 4,2% de la densité, passant progressivement de 2360 kg/m³ (0% GGO) à 2260 kg/m³ (100% GBR). Le mécanisme explicatif fondamental réside dans la microstructure poreuse du mortier résiduel adhérent aux GBR, comme l'illustre clairement la figure (2.13) de Güneyisi et al. (2016), cette porosité additionnelle affectant directement la compacité du mélange.

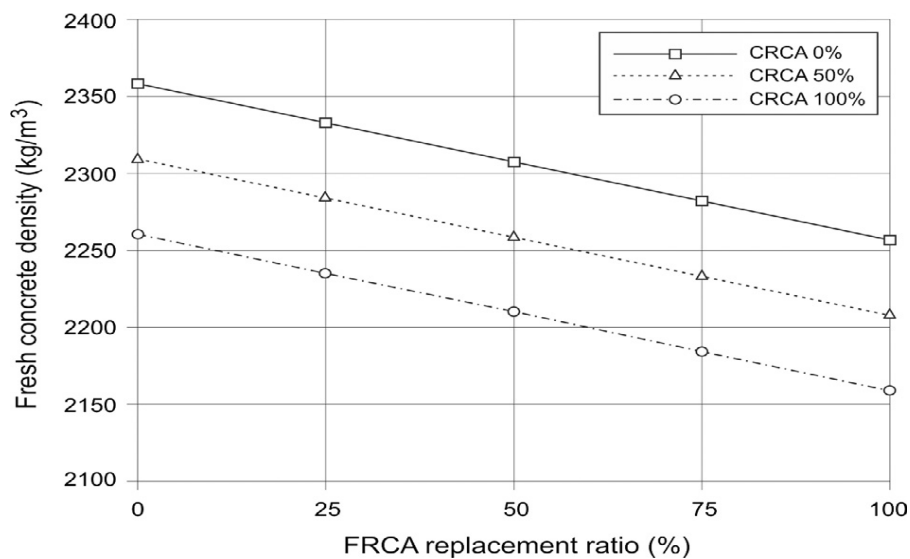


Figure 2. 13. Densité à l'état frais des BAP en fonction des taux de substitution de SN par SBR (Güneyisi et al., 2016).

Une tendance comparable a été mise en évidence par Güneyisi et al. (2016). Par ailleurs, Kenai et Debieb (2011) ont constaté une baisse encore plus marquée de la densité, pouvant atteindre 8 %, dans le cas de bétons traditionnels contenant des granulats de béton concassé. En ce qui concerne les BAP, les réductions observées sont de l'ordre de 2 % et 4 % pour des taux de substitution de 50 % et 100 %, respectivement. Par ailleurs, les travaux de Bourmatte (2004) viennent appuyer ces observations en mettant en évidence, pour un béton ordinaire (voir figure 2.14), une relation inverse entre le taux d'incorporation des GBR et la densité à l'état frais. Cette tendance s'explique par la densité intrinsèquement plus faible des GBR comparée à celle des GGO.

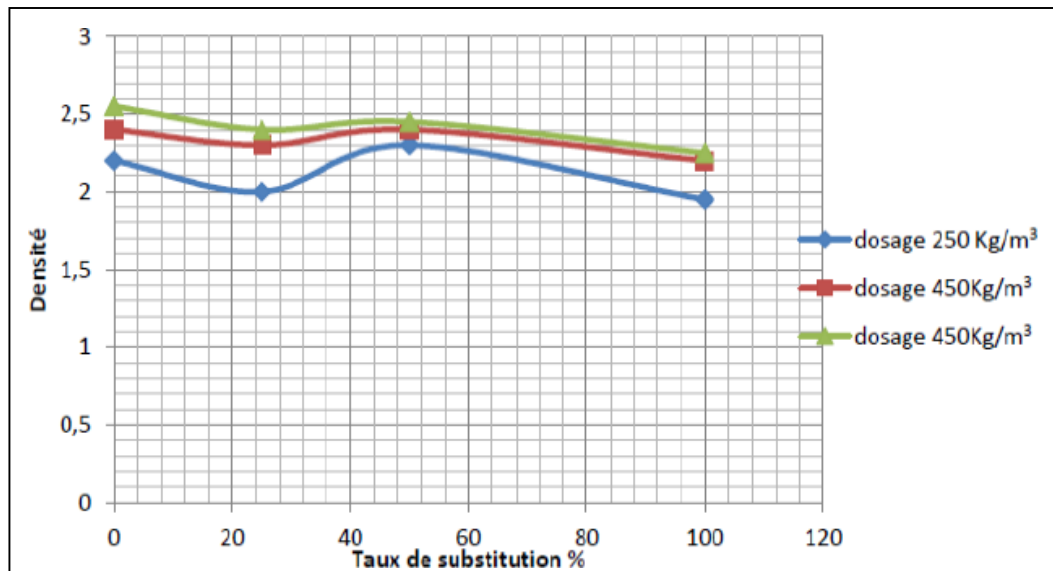


Figure 2. 14. Variation de la densité du béton frais en fonction du taux de substitution en granulats recyclés de béton (Bourmatte ,2004).

2.7.3. Effet des GBR sur les caractéristiques mécaniques

L'incorporation de granulats recyclés issus de bétons de démolition dans la formulation du béton influence de manière significative ses propriétés mécaniques, en particulier la résistance à la compression. De façon générale, la substitution des granulats naturels par des granulats recyclés se traduit par une baisse de cette résistance. Toutefois, cette baisse reste considérée comme acceptable lorsque le taux de substitution reste inférieur à 50 %.

En revanche, l'utilisation de sable recyclé a donné lieu à des résultats plus encourageants, certaines études rapportant même une amélioration de la résistance mécanique. En particulier, les travaux menés sur des bétons à haute performance ont montré que, pour des taux de substitution en sable recyclé inférieurs à 50 %, la résistance à la compression peut légèrement dépasser celle des bétons de référence contenant du sable

naturel (voir figure 2.15). Au-delà de ce seuil, les résistances observées tendent à devenir comparables à celles du mélange de référence (Jiang et al., 2019).

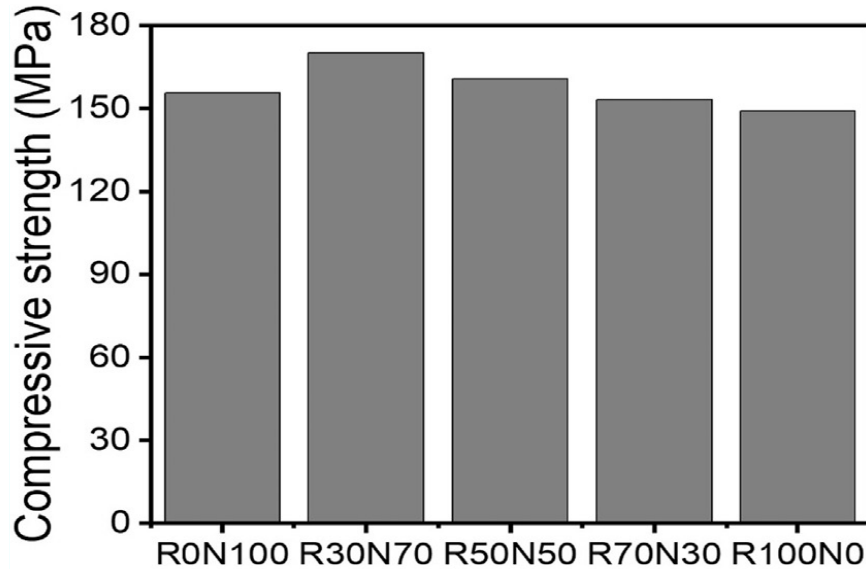


Figure 2. 15. Résistance à la compression en fonction de taux de substitution de SN par SBR (Jiang et al., 2019).

Avec un taux de 15% de SBR, Tahar et al. (2017) ont enregistré des valeurs de résistances similaires à celles du béton avec 100% SN. Dhir et al. (1999) ont allé jusqu'au 20% de SBR, Mandal et al. (2002) et Limbachiya et al. (2000) ont allé jusqu'au 30%, au-delà, la résistance diminue avec l'augmentation de la teneur en SBR.

Pereira et al. (2012) ont évalué l'influence des superplastifiants sur les propriétés mécaniques du béton incorporant des granulats fins recyclés, démontrant que ce type de béton peut atteindre des performances mécaniques équivalentes à celles du béton traditionnel lorsqu'il est correctement formulé. D'autres recherches ont signalées des diminutions des résistances mécaniques dues à l'incorporation des SBR. Ces diminutions ont allé de 12.2% (safiuddin et al., 2013) à 18.8% le béton avec 70% d'agréats fins recyclés par rapport au béton de référence (Solyman et al., 2005). Kou et al. (2009) ont observé que, pour un rapport E/C constant, la résistance à la compression du béton diminuait à tous les âges avec l'augmentation de la teneur en SBR. Cette réduction pourrait s'expliquer par la forte proportion d'eau libre initiale présente dans les mélanges sujets à la ségrégation, ainsi que par une adhésion interfaciale moins efficace entre les agrégats et la pâte de ciment.

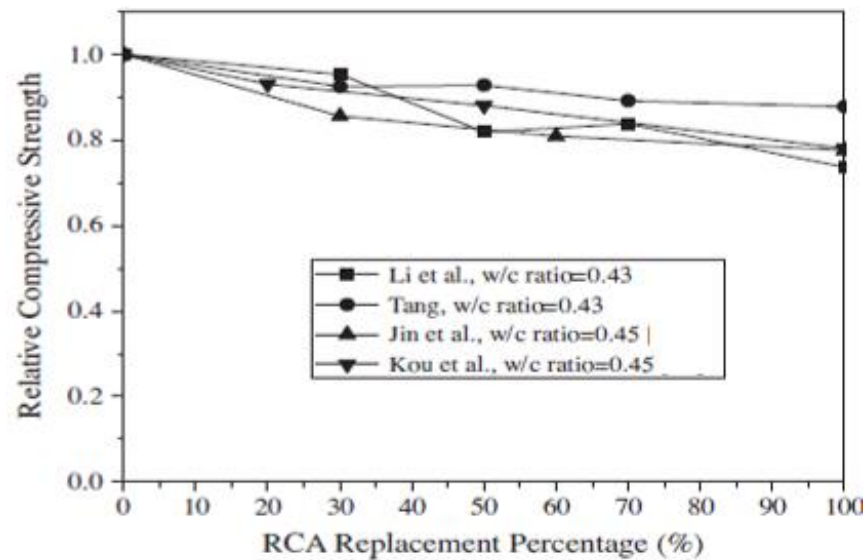


Figure 2. 16. Relation entre le pourcentage de remplacement du granulats recyclés de béton de démolition (%) et la résistance relative à la compression (Xiao et al., 2012).

Xiao et al. (2012) ont synthétisé, dans la figure 2.16, les résultats relatifs à l'influence des GBR sur la résistance à la compression, issus des travaux de Li et al. (2006), Tang (2007), Kou et al. (2008) et Jin et al. (2009). Cette compilation met en évidence une tendance générale à la baisse de la résistance à la compression avec l'augmentation du taux de GBR. Néanmoins, lorsque ce taux reste inférieur à 30 %, l'impact observé sur cette propriété mécanique reste relativement modéré.

L'évolution de la résistance à la compression des bétons recyclés, telle que rapportée par Berrdjeme et al. (2015), montre une tendance similaire à celle du béton témoin au fil du temps (Figure 2.17). Toutefois, cette résistance varie significativement selon la nature et la proportion des granulats utilisés. En effet, l'introduction de 100% sable recyclé (B2), 100% gravier recyclé (B3) ou leur combinaison (B4) entraîne une baisse progressive des performances mécaniques. Le béton B5, intégrant 25 % de granulats recyclés et 75 % de granulats naturels, se distingue par les meilleures performances mécaniques parmi les bétons recyclés, aussi bien en compression qu'en traction par fendage à 28 jours. En comparaison, le béton B4, intégralement composé de granulats recyclés (100 %), présente une diminution notable de sa résistance à la compression, cette diminution est de 23 % par rapport à B5 et 16 % par rapport au béton témoin B1 (100 % granulats naturels).

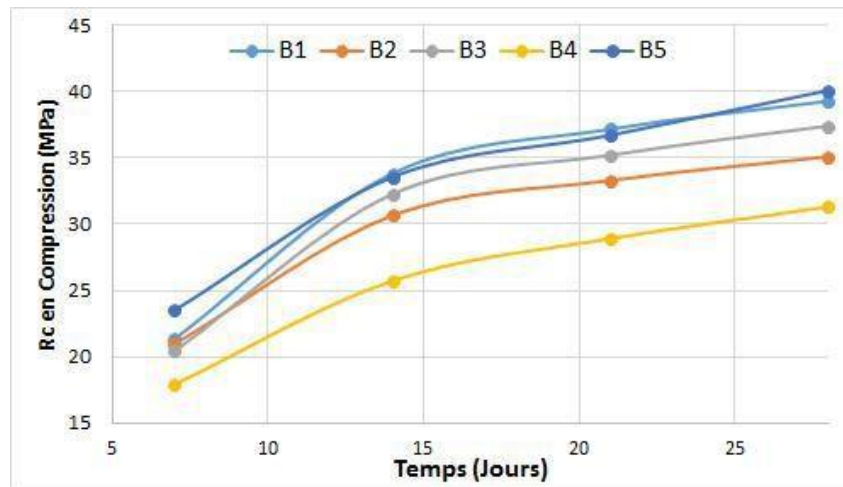


Figure 2. 17. Évaluation de la résistance à la compression en fonction de temps (Berddjeme et al., 2015).

Plusieurs études ont montré qu'il est possible d'atteindre une résistance à la compression satisfaisante du béton recyclé en ajustant certains paramètres de formulation. Li et al. (2006) ont ainsi démontré qu'un simple ajustement du rapport eau/ciment permet d'obtenir la résistance souhaitée, confirmant les travaux antérieurs de Buck (1977), selon lesquels le béton recyclé peut présenter une résistance supérieure à celle du béton d'origine utilisé dans les éléments préfabriqués.

Cependant, les résultats varient selon les chercheurs. Pandamini et al. (2009) ont jugé que les GBR peut améliorer les résistances mécaniques si ces derniers sont issu d'un béton produit avec un rapport E/C inférieur à celui du béton neuf. De son côté, Hansen (1986) a souligné que cette résistance dépend fortement de la combinaison entre le rapport E/C du béton recyclé et celui du béton d'origine, à condition que les autres paramètres restent constants.

Dans le même sens, Zhang et Ingham (2010) ont confirmé l'influence des propriétés du béton d'origine sur les performances mécaniques du béton recyclé. Néanmoins, des études menées en Chine et ailleurs ont montré que l'ajout d'un agent réducteur d'eau, couplé à une teneur en ciment plus élevée, permet d'améliorer la résistance du béton à granulats recyclés, malgré l'utilisation de granulats recyclés.

Selon Bourmatte (2004), l'augmentation du taux de granulats recyclés dans la formulation du béton entraîne une diminution progressive de la résistance à la compression, comme illustré dans la figure 2.18. Cette baisse de performance mécanique est attribuée à une adhérence insuffisante entre la pâte cimentaire et les granulats recyclés.

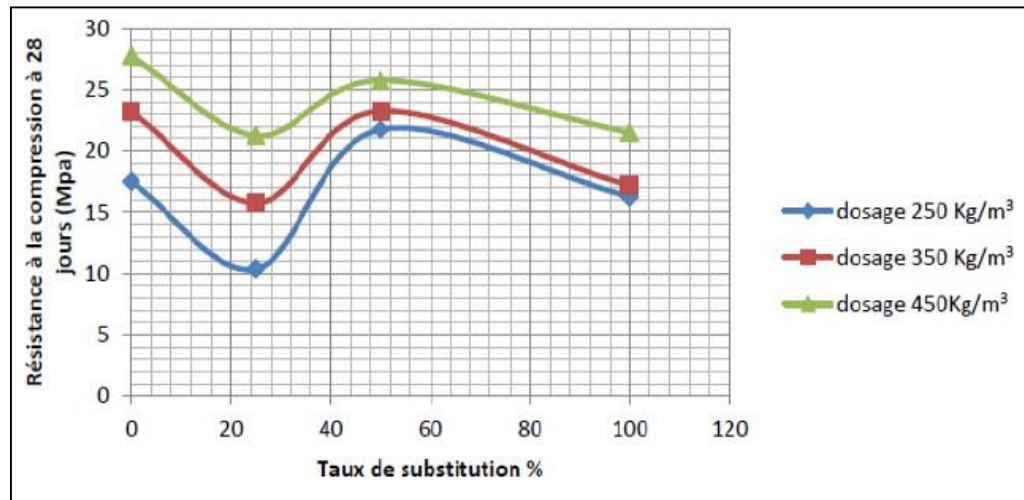


Figure 2. 18. Résistance à la compression du béton à base de granulats recyclés de béton pour les trois dosages à 28j (Bourmatte, 2004).

La résistance à la traction des bétons contenant des GBR a été largement étudiée. Les résultats montrent des tendances globalement comparables à celles observées pour la résistance à la compression. Jiang et al. (2019) ont montré que, dans les bétons à hautes performances, la résistance à la flexion évolue parallèlement à la résistance à la compression. L'ajout de sable recyclé n'affecte généralement pas cette propriété de manière significative, sauf en cas de remplacement total (100 %), où une légère diminution est notée. De manière intéressante, une performance maximale en flexion, atteignant 35,9 MPa, a été enregistrée avec un taux de substitution de 50 %, suggérant l'existence d'un comportement non linéaire et d'un mécanisme complexe régissant cette propriété.

Ajdukiewicz et al. (2002) ont, quant à eux, observé une légère baisse de la résistance à la traction à tous les âges lors du remplacement complet des SN par des SBR. Néanmoins, l'écart de résistance en traction entre les bétons à granulats naturels et recyclés est bien moins important qu'en compression. Cela s'expliquerait par la rugosité accrue des granulats recyclés, qui favorise une meilleure adhérence entre la pâte cimentaire et les granulats.

Dans la même logique, Xiao et Lan (2006) ont rapporté que l'augmentation de la proportion de béton recyclé dans le mélange entraîne une baisse de la résistance à la traction uniaxiale. En cas de substitution totale (100 %), une diminution de 31 % est observée par rapport au béton conventionnel. Une tendance comparable est relevée pour la traction par fendage, avec une réduction progressive à mesure que la teneur en granulats recyclés augmente. Ces résultats corroborent ceux trouvés par Tabsh et Abdelfatah (2009) où une diminution comprise entre 25 et 30 % a été observée.

2.7.4. Effet du GBR sur la durabilité

La durabilité des matériaux cimentaire est liée principalement à leur porosité et leur absorption. L'absorption d'eau de toutes les échantillons contenant des sables recyclés est supérieure à celle de l'échantillon témoin et, avec l'augmentation du pourcentage de substitution, elle augmente également (Amjadi et al., 2017).

Kenai et al. (2010) ont souligné que l'utilisation de granulats recyclés, en particulier du SBR, peut nuire à la durabilité du béton. Leurs travaux ont révélé des niveaux élevés d'absorption, de porosité et de perméabilité à l'eau dans les bétons contenant ce type de matériau.

L'utilisation de sables recyclés comme agrégats fins peut significativement altérer la durabilité des mélanges, principalement en raison de deux effets indésirables ; une augmentation de la porosité et de l'absorption d'eau. Ces phénomènes s'expliquent par la microstructure poreuse et la distribution hétérogène des particules recyclées. Dans les composites cimentaires conventionnels, cette porosité accrue peut atteindre des valeurs supérieures à 30%, compromettant ainsi les performances globales du matériau.

Les recherches menées par Berredjem et al. (2015) ont révélé que les bétons fabriqués à partir de 100 % de granulats recyclés présentent des valeurs élevées d'absorption d'eau par capillarité, atteignant 7,39 %, tandis que le béton composé de gravier recyclé et de sable de dune, affiche également une absorption notable de 7,11 %. En comparaison, le béton fabriqué à partir de granulats naturels, ce dernier présente une absorption de seulement 5,31 %.

Autres résultats obtenus par Berredjem et al. (2016) dans des études ultérieures indiquent que l'utilisation des GBR entraîne une augmentation de la porosité accessible à l'eau (figure 2.19), en particulier en présence de sable recyclé. La porosité maximale, de 7,2 %, a été enregistrée pour le béton B4, fabriqué avec un mélange de gravier et de sable recyclés. Elle est suivie de celle du béton B2, contenant uniquement du sable recyclé (6,2 %), puis du béton B3, constitué de graviers recyclés. Ces valeurs restent nettement supérieures à celle du béton témoin, dont la porosité accessible à l'eau est de 4,42 %.

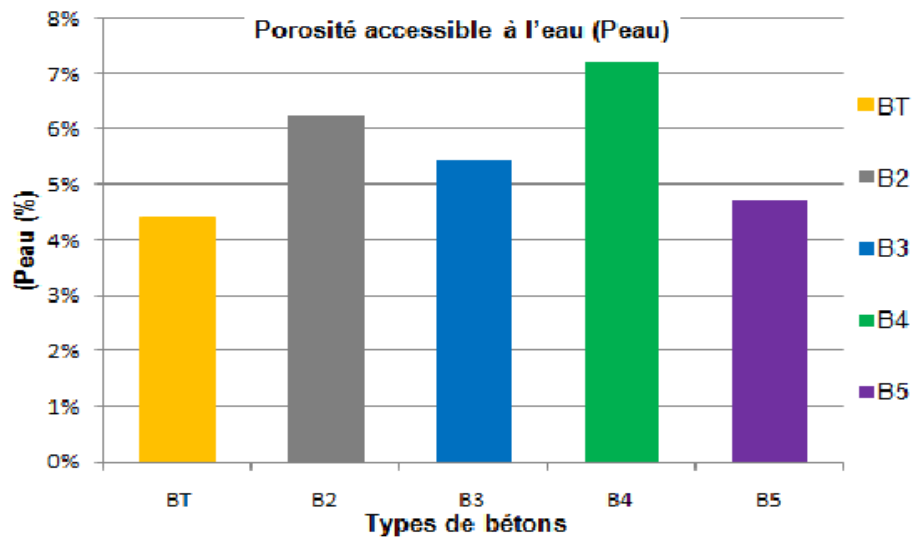


Figure 2. 19. Porosité accessible à l'eau de différents bétons (Berredjem et al., 2016).

De manière similaire, Matar et El Dalati (2012) ont observé que la porosité du béton ordinaire s'accroît avec l'augmentation du taux d'incorporation de granulats recyclés (voir figure 2.20). Cette évolution a été attribuée à la porosité intrinsèque plus élevée des granulats recyclés par rapport aux granulats naturels.

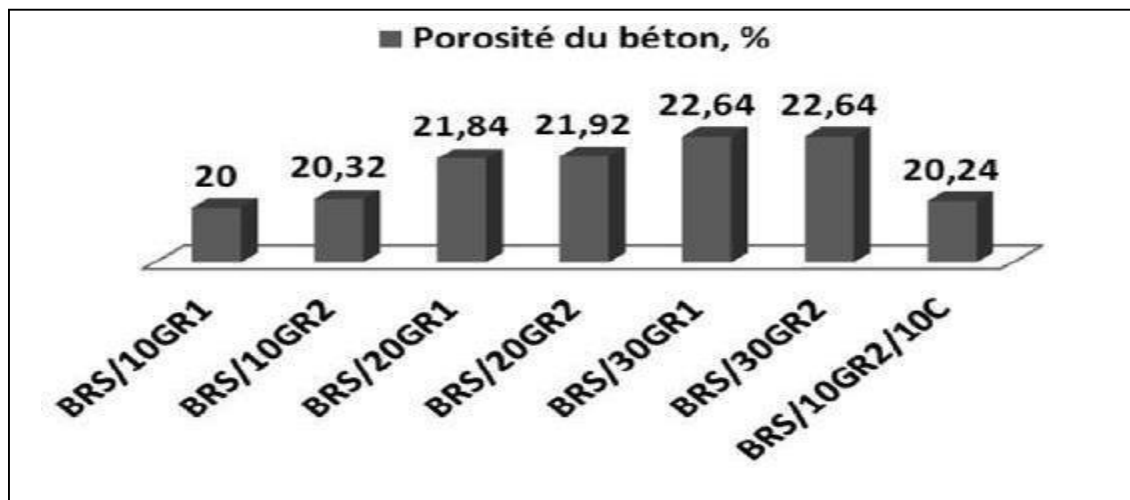


Figure 2.20. Porosité des bétons avec des granulats recyclés (Matar et El dalati, 2012).

Le tableau 2.4 présente les résultats d'absorption d'eau par immersion et par immersion suivie d'ébullition, ainsi que les valeurs de porosité, obtenus par González-Fontebo et Martínez-Abella (2008) pour différents types de béton. Le béton conventionnel standard (CC), le béton conventionnel enrichi en fumée de silice (CCS), le béton recyclé à partir de débris de démolition espagnols (RC), et le béton recyclé avec addition de fumée de silice (RCS). Les données montrent que les bétons recyclés présentent une porosité et des taux d'absorption d'eau plus élevés que ceux des bétons conventionnels. Cette augmentation est principalement attribuée à la porosité du mortier adhérent aux granulats recyclés, qui facilite

la pénétration de l'eau dans les pores accessibles, augmentant ainsi la capacité d'absorption du matériau.

Tableau 2. 4. Absorption d'eau après immersion (%) et après immersion et ébullition (%) à 115 jours (González-Fontebao et Martínez-Abella, 2008).

	Absorption after immersion (%)	Absorption after immersion and boiling (%)	Pososity (%)
CC	5.29 (0.00%)	5.62 (0.00%)	12.87 (0.00%)
CCS	5.81 (9.98)	6.11 (0.09%)	13.90 (0.09%)
RC	6.17 (16.61)	6.52 (15.96%)	14.68 (15.96 %)
RCS	6.50 (22.95)	7.06 (25.5%)	15.22 (25.5 %)

2.8. Conclusion

Ce chapitre souligne l'importance grandissante des granulats recyclés issus du béton de démolition, qui s'inscrivent dans une démarche de développement durable. En tant qu'alternative aux granulats naturels, ils permettent de répondre à des enjeux environnementaux, économiques et techniques. Toutefois, leurs propriétés physiques et mécaniques, telles qu'une porosité plus élevée, une absorption accrue d'eau ou une hétérogénéité structurelle, influencent le comportement du béton, notamment en termes d'ouvrabilité, de résistance et de durabilité. Malgré ces contraintes, de nombreuses recherches montrent qu'avec une formulation adaptée (taux de substitution, prétraitement, adjuvants, rapport E/C), des performances satisfaisantes peuvent être atteintes. Par ailleurs, le recyclage sur site contribue à réduire les coûts, renforçant l'intérêt d'intégrer ces matériaux dans une approche de construction durable et circulaire.

Chapitre 03 :

Effet de température sur les propriétés des bétons

3.1. Introduction

L'Algérie présente un climat chaud et sec, en particulier dans sa région sud. Même au nord, certaines régions ont des conditions climatiques marquées par des températures élevées, une faible humidité relative et un fort ensoleillement. Par exemple, dans la ville de Chlef, située au nord-ouest du pays, Salhi et al. (2017) ont observé que, durant les mois de juin, juillet et août (périodes reconnues comme les plus chaudes de l'année) les températures peuvent dépasser les 50 °C dans les régions intérieures, atteignant des niveaux supérieurs à ceux enregistrés en zones côtières.

Toujours selon Salhi et al. (2017), les températures maximales estivales peuvent atteindre 45 °C, tandis que les minimales oscillent entre 12 et 20 °C (figure 3.1). Cette chaleur, combinée à un ensoleillement direct peuvent durer jusqu'à 11 heures par jour, en provoquant une élévation significative de la température à la surface du béton et des coffrages. En outre, l'amplitude thermique journalière, qui peut atteindre jusqu'à 25 °C, génère d'importantes contraintes thermiques dans le béton, notamment durant ses premiers jours de durcissement.

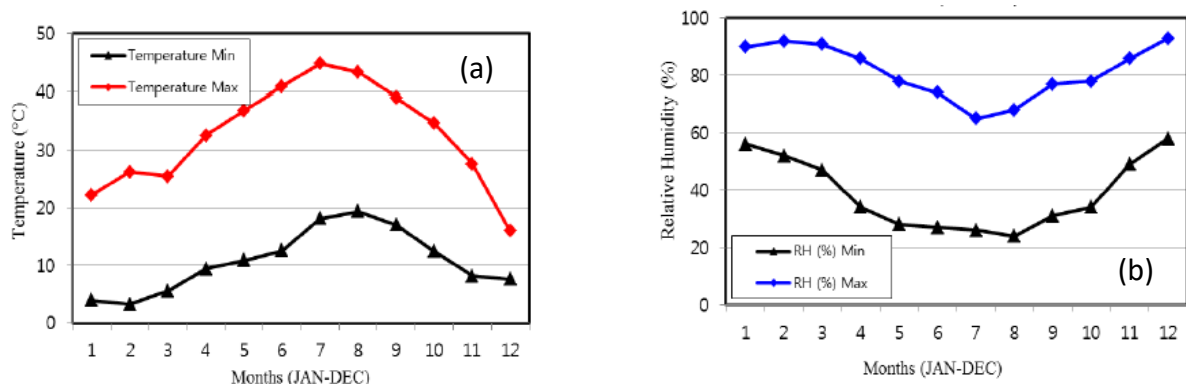


Figure 3. 1. La variation de température (a) et d'humidité (b) à Chlef (Salhi et al., 2017).

À l'échelle internationale, Khayat et al. (2007) rapportent que la température ambiante à Montréal peut varier de 10 °C la nuit à 30 °C durant la journée. Par conséquent, il est généralement recommandé d'effectuer les travaux de bétonnage durant les périodes de température modérée. Cependant, dans le cas de projets de grande ampleur nécessitant un bétonnage continu, il devient parfois inévitable de travailler sous climat chaud (Al-Martini et Nehdi, 2010).

Le climat chaud se distingue par des températures élevées, une faible humidité relative, des vents soutenus ainsi qu'un rayonnement solaire intense, comme le décrit Vénuat (1989). Les fluctuations de la température extérieure impactent directement la température interne du béton frais, comme illustré en figure 3.2 (Barluenga et al., 2018). Ces conditions environnementales peuvent compromettre la qualité du béton dès les premières étapes, notamment lors du malaxage, de la mise en œuvre et du durcissement. En effet, elles

accélèrent les réactions d'hydratation du ciment tout en augmentant significativement le taux d'évaporation de l'eau contenue dans le mélange, ce qui peut affecter ses propriétés mécaniques et durables (Abbasi et al., 1992).

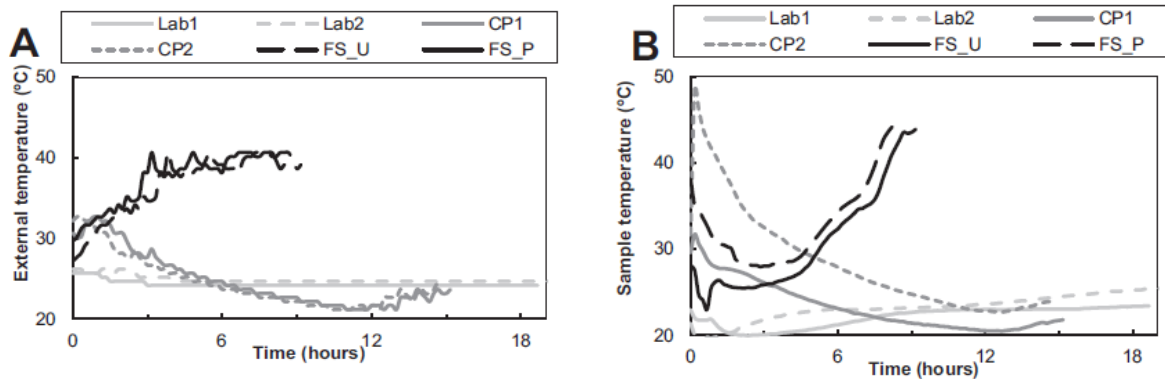


Figure 3. 2. Variation de la température extérieure (a) et la température interne du béton(b) frais (Barluenga et al.,2018).

3.2. Température initiale de malaxage

3.2.1. Effet à l'état frais

Lorsque la température ambiante ou celle des matériaux dépasse 25 °C, tous les matériaux cimentaires subissent des modifications significatives affectant ses propriétés rhéologiques et mécaniques. En effet, l'élévation de la température accélère les réactions d'hydratation du ciment, ce qui entraîne une réduction du temps de prise et une diminution notable de l'ouvrabilité. Cette accélération est souvent accompagnée d'une évaporation rapide de l'eau contenue dans le mélange, favorisant l'apparition de retraits plastiques et de fissures superficielles avant même le début de la prise (ACI 305R, 2020).

La prise du ciment, définie comme la phase de transition entre l'état frais et rigide du béton, est particulièrement sensible à la température. En climat chaud, cette prise est sensiblement accélérée, les durées correspondant au début et à la fin de prise se réduisant progressivement avec l'augmentation de la température et la baisse de l'humidité relative. À partir de 40°C, la prise peut devenir irrégulière, accompagnée d'un raidissement prématuré du béton. Par exemple, une augmentation de température de 20 °C à 40 °C peut diviser le temps de prise par deux, voire par trois, comme illustré à la Figure 3.3 (Ahmadi, 2000).

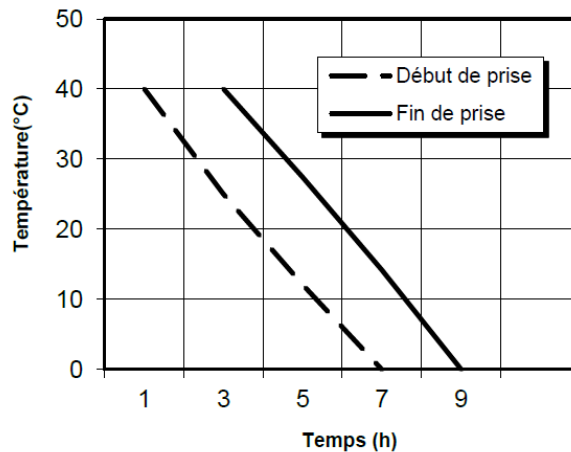


Figure 3. 3. Influence de la température sur le début et fin de prise (Ahmadi, 2000).

Par ailleurs, l'hydratation du ciment s'accompagne d'un dégagement de chaleur important, car il s'agit d'une réaction exothermique. Lorsque la température initiale du béton est élevée, cette réaction se produit plus rapidement, entraînant un flux thermique intense et précoce. On estime qu'environ 50 % de la chaleur totale est libérée durant les premières 24 heures (Mindess et al., 2003).

Svavarsson et Wallevik (2004) ont mis en évidence l'influence significative de la température de malaxage sur les propriétés rhéologiques et leur évolution dans le temps. Leur étude, menée sur des coulis de ciment, a comparé des mélanges avec un rapport E/C de 0,8 sans superplastifiant (SP) et de 0,66 avec SP, à des températures de 20, 40 et 60 °C. Les résultats ont montré qu'une élévation de la température entraîne une augmentation de la limite d'élasticité initiale ainsi qu'une accélération de sa progression dans le temps. Une hausse de la viscosité a également été constatée avec la température.

L'impact de la température sur les BAP à l'état frais est complexe et multidimensionnel. Cela malgré le consensus sur la réduction de l'affaissement avec l'augmentation de la température quel que soit l'étalement initial.

Al-Abduljabbar (2008) a observé que l'élévation de la température (de 24 °C à 40 °C) entraîne une diminution de l'étalement et du temps d'écoulement dans le test en entonnoir en V, tout en modifiant légèrement le rapport H_2/H_1 , indiquant une perte de fluidité progressive particulièrement dans les mélanges contenant des cendres volantes avec un rapport G/S faible 0,55. L'ajout d'eau ou de SP devient alors nécessaire pour maintenir la capacité d'auto-compactage, bien que les mélanges riches en filler offrent une meilleure rétention de l'humidité.

D'autres chercheurs ont souligné l'influence du type de SP sur la réponse du BAP à la chaleur. Nehdi et Al Martini (2009) ont montré que l'effet de la température sur les propriétés rhéologiques est plus marqué avec certains SP : l'effet est maximal avec le SP de type ML

(Modified Lignosulfonates), intermédiaire avec le PNS (Polynaphthalene Sulfonates) et minimal avec le PCE (Polycarboxylate Ethers).

Ghafouri et al. (2018) ont observé des pertes de consistance importantes lors de la mise en place de BAP (E/C)=0.4, teneur en ciment 391 kg/m³, 20% de cendre volantes), par temps chaud, notamment après un transport d'une longue période. En revanche, ces pertes sont limitées par temps froid, même après un long délai de transport. Ils concluent que la température et la durée de malaxage influencent fortement la stabilité du béton frais.

Par ailleurs, la diminution de l'étalement après 20 minutes de malaxage atteint 4 à 11% à 35 °C et jusqu'à 14 % à 45°C, selon le type de superplastifiant utilisé. Cette perte de fluidité est encore plus marquée lors d'un gâchage et d'un transport à température élevée (≥ 35 °C), en comparaison avec des conditions normales (26 °C) (Al-Martini & Nehdi, 2010).

Selon Le (2014), le BAP conserve ses propriétés de mise en œuvre même lorsque la température initiale du mélange varie entre 20°C et 50°C, avec une amélioration de la résistance à la compression à température élevée. Toutefois, cette élévation thermique entraîne une réduction de l'ouvrabilité, due à l'accélération des réactions d'hydratation. En parallèle, la formation rapide d'ettringite peut améliorer la fluidité en augmentant les sites d'adsorption des SP, ce qui compense partiellement la perte de maniabilité.

3.2.2. Effet sur les caractéristiques mécaniques

La température de malaxage influence fortement le développement des propriétés mécaniques du BAP. Une élévation de température peut accélérer les réactions d'hydratation, ce qui améliore la résistance au jeune âge. Toutefois, cet effet bénéfique n'est pas systématique à long terme.

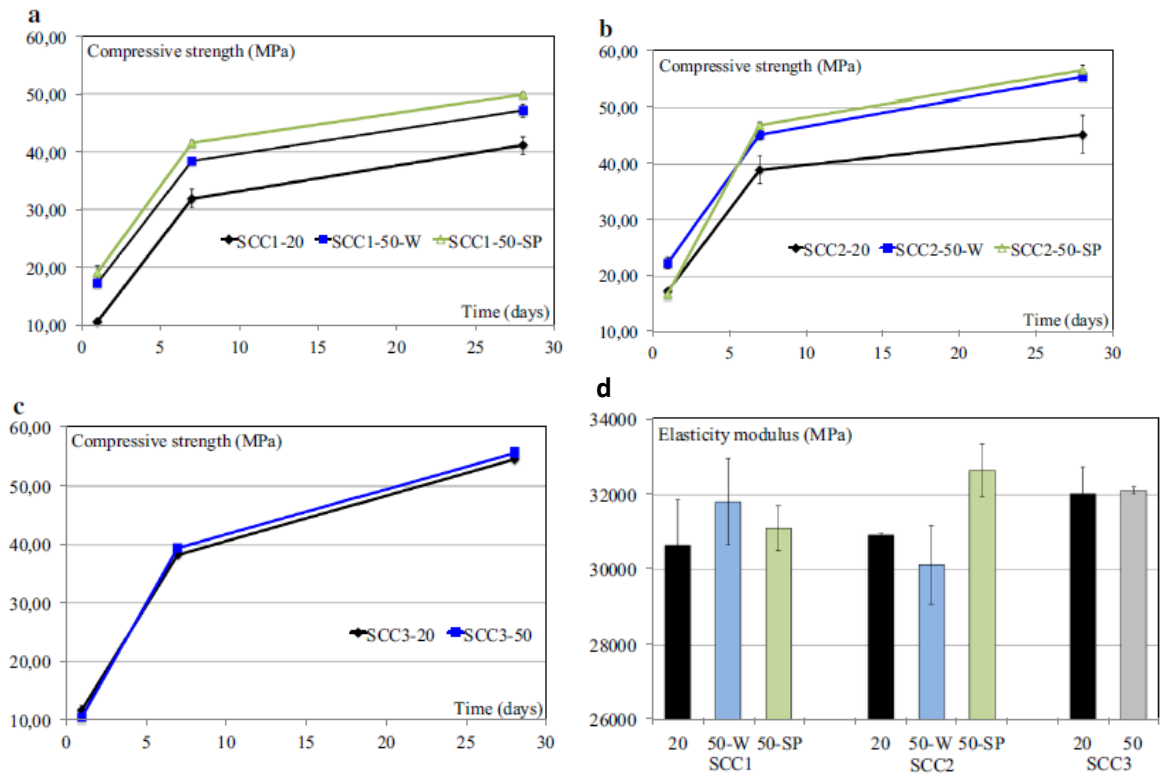
Al-Martini et Nehdi (2010) ont observé que le béton malaxé et durci à des températures élevées (35 et 45 °C) présente une résistance mécanique plus élevée au jeune âge que celui préparé à une température modérée de 22 °C. Cette amélioration précoce de la résistance est généralement attribuée à l'accélération des réactions d'hydratation induite par la température initiale élevée après la mise en place du béton. Toutefois, les résultats indiquent que la résistance à la compression à 7 jours reste globalement comparable entre les bétons exposés à des températures élevées et ceux maintenus à température modérée. En revanche, à 28 jours, les bétons préparés et durcis à haute température montrent des résistances relatives inférieures à celles obtenues à 22 °C, suggérant que les températures élevées, bien qu'avantageuses à court terme, peuvent nuire au développement à long terme des propriétés mécaniques du béton.

Ortiz et al. (2005) a confirmé qu'une température élevée lors des premières 24 heures favorise la résistance à court terme, mais compromet le développement ultérieur de la

résistance mécanique. Cette étude fait l'objet d'étude d'impact des variations de température quotidienne estivale sur la résistance à la compression du béton. Leur expérience, menée en Espagne durant la journée la plus chaude de l'été 2000 (avec des températures oscillant entre 23 °C la nuit et 38 °C à midi) ; consistait à malaxer le béton à différents moments de la journée (10h, 11h30, 13h, 14h30 et 17h30), puis à le soumettre à une cure initiale de 24 heures dans une chambre climatique reproduisant ces conditions. Après cette première étape, les éprouvettes étaient conservées en chambre de cure standard (20°C, 95% HR) jusqu'aux essais à 7 et 28 jours. Les résultats ont montré que le béton malaxé en fin de journée développait des résistances à la compression supérieures, à tous les âges, par rapport à celui malaxé en milieu de journée. En comparaison, le béton de référence, maintenu à température constante de 20°C dès le début, présentait les meilleures performances.

Ravina et Soroka (1994) ont analysé l'impact combiné de la température et du temps de malaxage prolongé sur la résistance à la compression du béton. Leurs essais ont été réalisés à deux températures (21°C et 32°C) avec des durées de malaxage allant jusqu'à 180 minutes. Après malaxage, le béton a été conservé pendant 24 heures à la température de malaxage, puis transféré dans une chambre de cure standard à 21°C. Il a été observé que la résistance à la compression augmentait de façon linéaire avec la durée de malaxage.

Selon la figur 3.4 Pour les BAP fabriqués à 50°C la résistance à la compression et le module d'élasticité sont similaires ou supérieurs à ceux du mélange de référence (fabriqué à 20°C). En particulier, par rapport à l'ajout d'eau, l'utilisation de SP supplémentaire pourrait entraîner une légère augmentation des propriétés mécaniques en limitant la teneur en eau réelle du béton frais (figure 3.4). À l'instar des résultats mécaniques, des indicateurs de durabilité inchangés ou améliorés (volume poreux, nombre de pores capillaires, interconnectivité des pores et migration des chlorures) ont été observés avec l'augmentation de la température du mélange, quelle que soit les moyens utilisés pour maintenir l'autocompactage à l'état frais (Cassagnabère et al., 2016).



SCC1 : BAP avec opc+ filler calcaire, SCC2 : BAP avec OPC et dosage faible de filler calcaire,
 SCC3 : BAP à base de laitier

Figure 3. 4. Caractéristiques mécaniques des BAP, résistances à la compression de BAP1(a), BAP2 (b) et BAP3(c) et modules d'élasticité des BAP (d) (Cassagnabère et al., 2016).

Dés résultats semblables sont trouvés par Al-Abduljabbar (2008), dont l'élévation de la température de 20°C à 32°C et même à 40°C a mené à une amélioration de la résistance à la compression à 28j (figure 3.5).

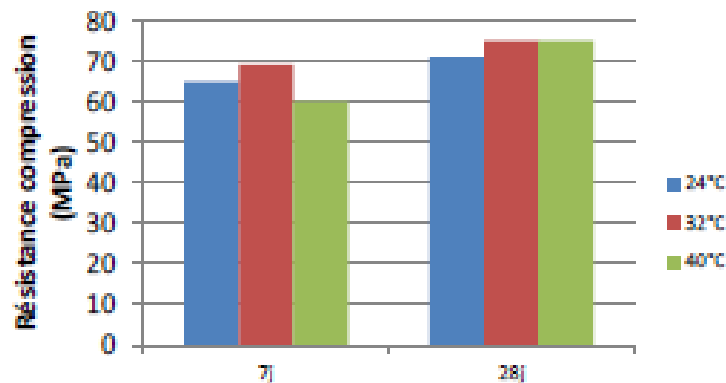


Figure 3. 5. Résistance à compression à 7 et 28 jours des BAP fabriqué à 24, 32 et 40°C Al-Abduljabbar (2008).

3.2.3. Effet sur la durabilité

La température des bétons frais varie en fonction des conditions extérieures. Une température de malaxage élevée associée à une énergie de malaxage aussi élevée générée par les équipements industriels peut provoquer une accélération des réactions d'hydratation entraînant un pic thermique interne précoce, attribuée principalement à la température de durcissement élevée (; Hemalatha et al., 2015 ; Schindler, 2004 ; Zhao et al., 2012 , 2015). Cette accélération a favorisé un retrait endogène accru, augmentant ainsi le risque de fissuration (Barluenga et al., 2015).

Barluenga et al. (2018) ont étudié la durabilité des BAP fabriqué dans différentes environnements (tableau 3.1). En laboratoire dont la température est entre 20 et 25 °C (Lab1 et Lab 2), lors d'un coulage effectué un soir d'été en centrale à béton (CP1 et CP2) dont les températures atteint 34°C et 38°C respectivement et sur chantier en matinée estivale avec des températures atteignant 38 °C pour le site FS-U et 30 °C pour FS-P. Ils ont trouvé que les éprouvettes mûries en laboratoire ont révélé une porosité croissante avec l'augmentation du rapport E/C. En revanche, la production en centrale, avec malaxage industriel et durcissement à chaud et à sec, a permis de réduire la porosité interlamellaire du gel C-S-H. Le malaxage prolongé induit par le transport vers le chantier a réduit la porosité capillaire, tandis que le coulage sur site par pompage l'a augmentée, aussi bien au niveau interlamellaire que capillaire.

Tableau 3. 1. Porosité accessible à l'eau (Pac), densité apparente (Dap) et perméabilité à l'eau des différents BAP à 28 jours (Barluenga et al., 2018).

	<i>porosité accessible à l'eau (%)</i>	<i>densité apparente (g/cm³)</i>	Perméabilité à l'air
Lab1	6.37	2.24	-
Lab2	8.18	2.09	16.3
CP1	9.1	2.33	7.4
CP2	8.89	2.16	29
FS_U	9.05	2.33	55.6
FS_P	9.84	2.33	14.3

3.3. Température de durcissement

3.3.1. Rôle de la cure

La cure du béton consiste à le protéger après sa mise en place pour éviter l'évaporation prématurée de l'eau nécessaire à l'hydratation du ciment. Elle est essentielle pour assurer un durcissement optimal, prévenir les fissurations en surface et garantir la durabilité du matériau.

La cure peut se faire en limitant l'évaporation ou en apportant de l'eau. Elle protège le béton jeune contre la dessiccation, les températures extrêmes et les intempéries (Mustafa et al., 1991).

Les recherches de Bentz et al. (1997) montrent que la cure influence fortement l'hydratation du ciment. Une exposition à 90 % d'humidité relative après une courte cure initiale interrompt l'hydratation en raison de la perte d'eau capillaire. En revanche, une cure scellée ou avec une surface saturée reste efficace, surtout pour les bétons ayant un rapport $E/C \geq 0,4$. Yazicioglu et al. (2006) ont conclu que quel que soit le type de béton, les éprouvettes curées dans l'eau ont affiché les meilleures performances en termes de résistance à la compression, à la traction, ainsi que les vitesses ultrasoniques les plus élevées (figure 3.6). Elles sont suivies par celles conservées en conditions scellées, puis par celles soumises à une cure à l'air.

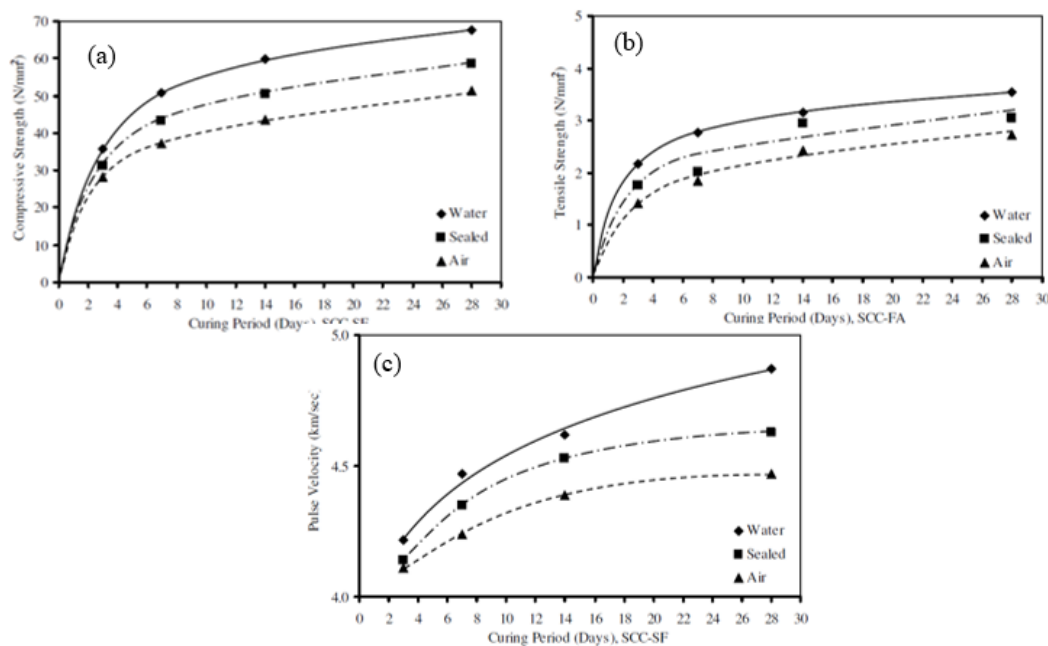


Figure 3. 6. Effet du mode de cure et la période de cure sur la résistance à la compression

(a), résistance à la traction (b) et la vitesse ultrasonique (c) (Yazicioglu et al., 2006).

Ces résultats sont confirmés par Al-Feel et Al-Saffar (2009) qu'ont étudiés l'impact des méthodes de cure sur les performances mécaniques du béton autoplaçant, ils ont révélé que les échantillons curés à l'eau présentaient des résistances supérieures à ceux curés à l'air. Les gains observés atteignaient environ 11 % pour la compression, 10 % pour la fissuration et 11 % pour la flexion.

De même, La valeur la plus élevée de résistance à la compression pour tous les cas d'essai effectué par Mohamed H. A. (2011) est obtenue à partir d'échantillons durcis dans l'eau

pendant 28 jours et la valeur la plus faible est obtenue à partir d'échantillons durcis à l'air (figure 3.7).

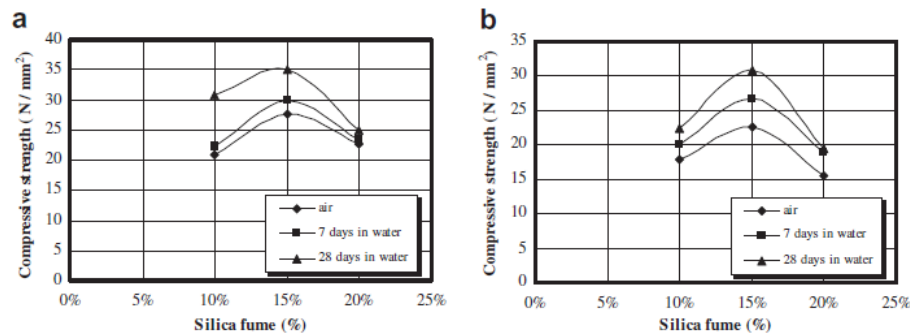


Figure 3. 7. Résistance à la compression des BAP fabriqué avec un dosage de ciment de 550Kg/m³ (a) et un dosage de 450Kg/m³ (b) (Mohamed H. A., 2011).

3.3.2. Produits de cure

Les procédés de cure du béton jouent un rôle crucial pour assurer une hydratation complète du ciment, favorisant ainsi le développement optimal des caractéristiques mécaniques et la durabilité du matériau. La méthode la plus répandue est la cure par humidification continue, qui consiste à maintenir le béton en état d'humidité constante, par immersion, arrosage régulier ou couverture avec des matériaux saturés en eau (Hiremath et Yaragal, 2017). Lorsque l'accès à l'eau est limité, l'utilisation de produits de cure liquides à base de résines ou d'agents filmogènes s'avère une alternative efficace, limitant l'évaporation de l'eau interne (Mohamed & Najm, 2019). La cure par bâche plastique ou film polyéthylène est également répandue sur chantier, notamment pour sa simplicité d'application. En laboratoire ou pour de petites pièces, la cure en conditions scellées permet de conserver l'humidité interne sans apport extérieur. Pour des éléments préfabriqués, la cure thermique ou à la vapeur permet d'accélérer le gain de résistance. À l'inverse, une cure à l'air libre, sans protection, est fortement déconseillée en raison des pertes hydriques qu'elle entraîne, pouvant provoquer fissuration et altération des performances. Le choix du procédé dépend ainsi des contraintes du projet, des conditions climatiques et de la nature de l'ouvrage (Bingöl & Tohumcu, 2013 ;Nematollahzade et al.,2020).

Dans les contextes où les ressources en eau sont limitées, ou lorsque des considérations environnementales imposent une réduction de la consommation d'eau, le recours à des produits de cure liquides constitue une solution viable. Ces derniers peuvent garantir une résistance mécanique suffisante pour la majorité des applications courantes dans le domaine de la construction.

Bingöl et Tohumcu (2013). ont mis en évidence l'intérêt de la cure à la vapeur, qui permet d'atteindre environ 95 % de la résistance à la compression obtenue avec la cure à l'eau. De leur côté, Sajedi (2012) a observé une réduction de 2,2 % de la résistance à la compression en cas de cure à l'air, comparée à la cure thermique. Hiremath et Yaragal (2017), quant à eux, ont évalué différentes conditions de cure (air ambiant, air chaud, eau chaude et cure accélérée) sur du béton à poudre réactive, pour des durées de 1 à 12 heures. Ils ont conclu que la cure à l'eau chaude, notamment sur 12 heures, permettait une augmentation notable des résistances à la compression, atteignant +7 % par rapport à la cure accélérée et +38 % par rapport à la cure à l'air chaud. Toutefois, pour des durées de cure très courtes (environ 3 heures), la cure accélérée a permis d'atteindre les résistances initiales les plus élevées.

D'autre part, l'évaluation des propriétés de durabilité à travers les essais d'absorption d'eau et d'absorption capillaire présenté dans la figure 3.8 a permis de classer les différentes méthodes de cure en fonction de leur efficacité. Les meilleures performances en matière de résistance à la compression ont été observées avec les méthodes de cure à l'eau (WC), cure plastique (PC) et cure humide (WBC), suivies des cures à l'air ambiant (RACC, RAC) et à l'air libre (OAC, OACC). De façon similaire, les plus faibles taux d'absorption d'eau ont été relevés pour les échantillons préparés selon les méthodes PC, WBC et WC. Concernant l'absorption capillaire, les résultats les plus favorables ont été obtenus avec les méthodes PC, WBC, OACC, WC, RACC, RAC et OAC, par ordre décroissant d'efficacité (Nematollahzade et al.,2020).

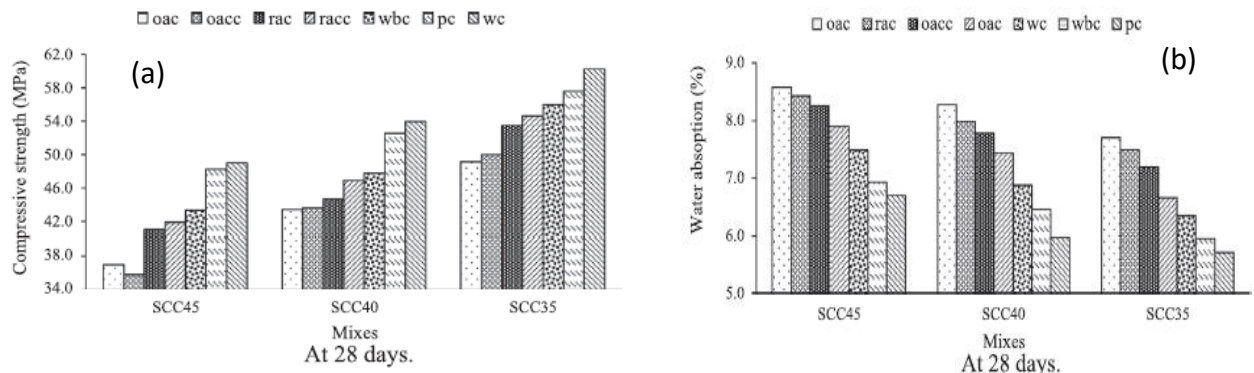


Figure 3. 8. Résistances à la compression (a) et l'absorption d'eau à 28 jours (Nematollahzade et al.,2020).

D'autre part des études qui s'intéressent à l'effet de différente procédent de cure sur les performances de béton. Les résultats expérimentaux ont révélé que la cure humide en plein soleil permettait d'obtenir la résistance à la compression la plus élevée après 28 jours, en comparaison avec l'application d'un produit de cure ou la méthode traditionnelle d'immersion dans l'eau. Notamment, l'utilisation d'un agent de cure à base d'acrylique s'est avérée plus efficace que l'immersion prolongée, en assurant une meilleure évolution des résistances mécaniques au cours du temps (Mohamed & Najm, 2019).

3.3.3. Effet de température de cure sur les caractéristiques mécaniques

Les performances mécaniques sont fortement influencées par la température de durcissement. Il est connu que l'augmentation de la température est avantageuse pour accélérer le développement de la résistance aux jeunes âges. Mais reste l'effet de température à long terme conditionné par plusieurs facteurs (précisément la formulation de béton et le mode de cure).

Cependant, Salhi et al.(2017) ont montré que la résistance à la compression des BAP retenus dans l'eau est supérieure à celle des échantillons durcis en climat chaud quels que soient le temps et le rapport E/L (figure 3.9). Par ailleurs, la durée de la phase initiale de cure à l'eau joue un rôle déterminant dans le développement de la résistance à la compression, comme l'illustre la figure 3.10, on peut constater qu'une durée de 7 jours de la période initiale de durcissement à l'eau est bénéfique pour le développement de la résistance à la compression par rapport à celle des échantillons durcis dans d'autres environnements (W : sous l'eau ($t=24-28^{\circ}\text{C}$, $\text{HR}=100\%$) ; HC : climat chaud ($t=35-48^{\circ}\text{C}$, $\text{HR}=50-85\%$)). Mais ils ont jugé que les BAP, même exposées à un climat chaud, présentent des résistances à la compression élevées qui peuvent répondre aux exigences spécifiées pour le béton de construction.

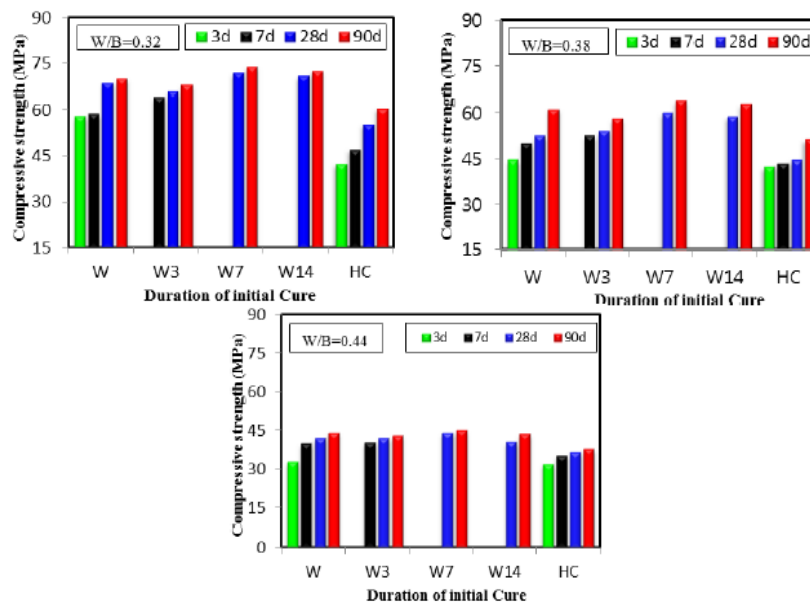


Figure 3. 9. Effet du mode et duré de la cure sur la résistance à la compression de béton (Salhi et al.2017)

Ces résultats sont confirmés par Zhao et al. (2012), dont l'étude analyse l'impact de la durée de la période initiale de cure à l'eau ainsi que des conditions de cure sur les performances mécaniques des BAP. Six régimes de cure ont été testés, incluant des durées variables de cure initiale à l'eau (3, 7 et 14 jours, notées PW3, PW7 et PW14) ainsi que trois

méthodes de cure continue sur 28 jours : immersion dans l'eau à 20°C (FW), cure standard à 20°C (FS) et cure en chambre climatique à 30°C $\pm$ 2°C avec une humidité relative de 75–85 % (FR). Les essais ont porté sur la résistance à la compression et à la flexion du BAP en fonction de ces différents paramètres. L'analyse révèle que la cure initiale de 7 jours (PW7) permet d'obtenir les résistances maximales, tant en compression qu'en flexion. Par ailleurs, la cure en chambre climatique (FR) donne de meilleures performances mécaniques comparée aux cures FW et FS. Enfin, les échantillons ayant subi une cure initiale de 7 jours à l'eau et ceux soumis à la cure FR présentent un taux de gain de résistance plus élevé au fil du temps.

Les travaux de Ramezani pour et Malhotra (1995) ont mis en évidence un phénomène notable concernant l'évolution des résistances mécaniques en fonction des conditions de cure. Leurs observations indiquent que les bétons soumis à une cure accélérée (38°C et 65 % d'humidité relative) présentent initialement un gain de résistance supérieur à celui des bétons durcis en cure humide classique. Cependant, cet avantage initial ne se maintient pas sur le long terme. En effet, après 180 jours de durcissement, les résistances à la compression des bétons ayant subi une cure thermique s'avèrent significativement inférieures à celles des bétons conservés en milieu humide.

Par contre selon l'étude de da Nóbrega (2018), l'élévation de la température de malaxage de 20 °C à 50 °C n'a pas entraîné de diminution significative de la résistance à la compression, qui s'est parfois même améliorée à 1, 7 et 28 jours, quel que soit le mode de maintien de l'ouvrabilité. De plus, une exposition à 35 °C durant les cinq premières heures après le malaxage, simulant un délai de transport, a favorisé un gain de résistance à court terme (1 jour) et a maintenu, voire accru, la résistance aux âges ultérieurs, ce qui s'écarte du comportement typique observé avec le béton vibré (figure 3.10). Et ils ont justifié ce comportement par la particularité de la conception du BAP qui semble contrebalancer l'effet néfaste des fortes chaleurs lors de la fabrication de BAP.

Concernant la vitesse ultrasonique, les valeurs enregistrées pour les BAP durcis en climat chaud étaient inférieures à celles des échantillons durcis par d'autres méthodes de durcissement. Cette diminution peut être attribuée à la formation de microfissures, probablement causées par l'augmentation des contraintes de retrait ainsi que par les mouvements thermiques différentiels entre les constituants du BAP. Elle peut également résulter de la réduction de la teneur en humidité de l'échantillon, comme le soulignent Almusallam (2001) et Salhi et al. (2017).

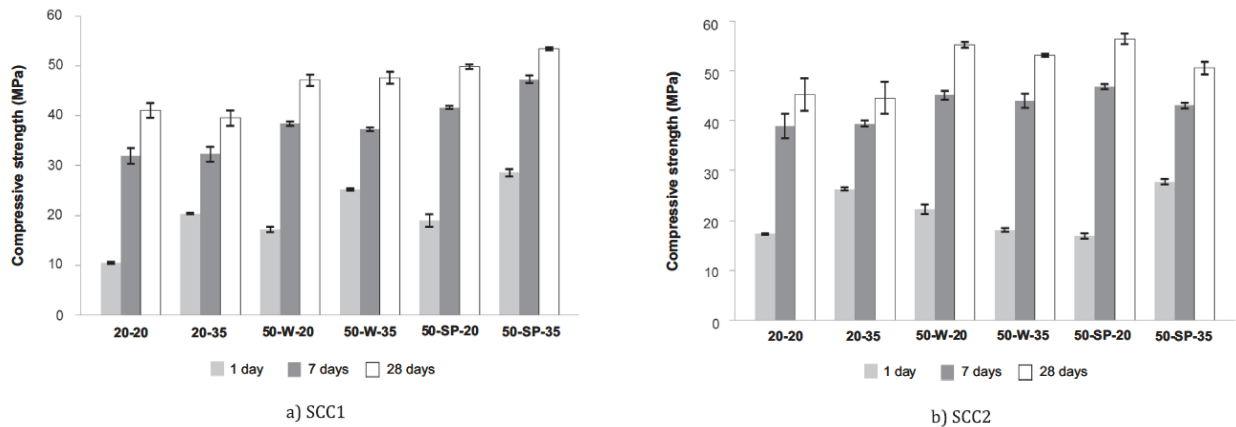


Figure 3. 10. Résistance à la compression des différents BAP à 1, 7 et 28 jours (da Nóbrega, 2018).

3.3.4. Effet de température de durcissement sur la durabilité

Il a été clairement observé que le coefficient de sorptivité diminue au fil du temps (Figure 3.11). En effet, le coefficient de sorptivité des échantillons de BAP conservés dans un climat chaud était significativement plus élevé que celui des échantillons durcis dans l'eau, indépendamment du temps de durcissement et du rapport E/C. En particulier, les valeurs de coefficient de sorptivité pour les échantillons durcis pendant 28 jours étaient nettement plus élevées que celles des échantillons durcis pendant 90 jours. Une comparaison entre les coefficients de sorptivité des échantillons de BAP exposés à un climat chaud et ceux soumis à d'autres conditions de durcissement pendant les premières périodes (28 jours) révèle que, quel que soit le rapport E/C, les échantillons durcis en climat chaud présentent des valeurs de sorptivité significativement plus élevées que ceux durcis dans d'autres conditions (Salhi et al., 2017).

Cette différence est probablement due au faible degré d'hydratation du ciment résultant d'une période de durcissement plus courte dans l'eau, ainsi qu'à la formation de microfissures à la surface du béton, causées par la dissipation rapide de l'humidité (Chan et Ji, 1998).

La faible quantité d'hydratation et la mauvaise microstructure de la matrice du béton expliquent les valeurs élevées de sorptivité observées à 28 jours. En effet, la mauvaise hydratation produite entraîne une microstructure dégradée, ce qui explique les valeurs élevées de sorptivité à cet âge. Il est à noter que les valeurs de sorptivité des échantillons de BAP durcis dans un climat chaud avec un rapport E/C de 0,44 étaient bien supérieures à celles des échantillons durcis dans l'eau après 28 jours. De plus, on observe une diminution marquée de la sorptivité avec l'âge du béton. L'effet du rapport E/C est également prononcé : avec un rapport E/C de 0.32, la sorptivité des échantillons partiellement durcis dans l'eau est comparable à celle des échantillons complètement durcis dans l'eau, aussi bien à 28 jours qu'à

90 jours (Nagaratnam et al.2015). Zhao et al. (2012) ont observé que le coefficient de diffusion d'un BAP composé de ciment Portland, de cendres volantes et de superplastifiant polycarboxylate à l'âge de 28 jours reste inchangé, même lorsque les bétons sont exposés à des températures comprises entre 28 et 32°C (avec une humidité relative de 75-85%) depuis leur fabrication.

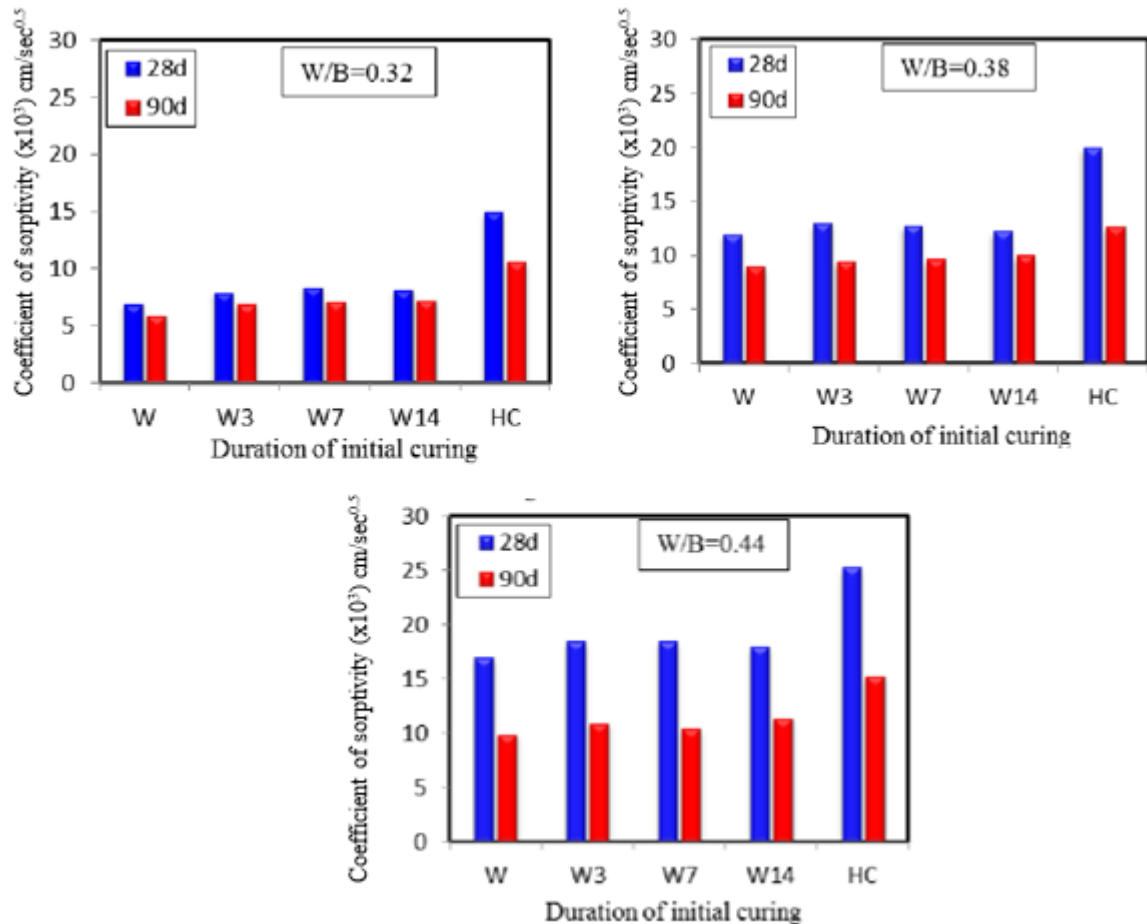


Figure 3. 11. Sorptivité des BAP à 28 et 90 jours pour des rapports E/L de 0,32 (a), 0,38 (b) et 0,44 (c) (Salhi et al., 2017).

La porosité du béton évolue de manière significative en fonction du temps et des conditions thermiques de durcissement. Deux phases principales peuvent être distinguées : dans les tout premiers âges, une température de cure plus basse entraîne une porosité plus élevée, en raison d'une cinétique d'hydratation ralentie. Toutefois, cette tendance s'inverse au fil du temps, avec une augmentation de la porosité globale à mesure que la température de cure s'élève.

Reinhardt et Stegmaier (2006) ont étudié l'influence de la température sur la porosité des BAP à une maturité équivalente à trois jours de durcissement isotherme à 20 °C. Leurs résultats indiquent que, bien que la température n'induisse pas de variation significative de la

porosité totale (voir figure 3.12), elle modifie toutefois la structure poreuse en augmentant la proportion de pores capillaires fins. Cette redistribution des pores résulte d'une accélération des réactions d'hydratation sous l'effet de la chaleur, ce qui tend à diminuer la porosité globale aux premiers stades du durcissement.

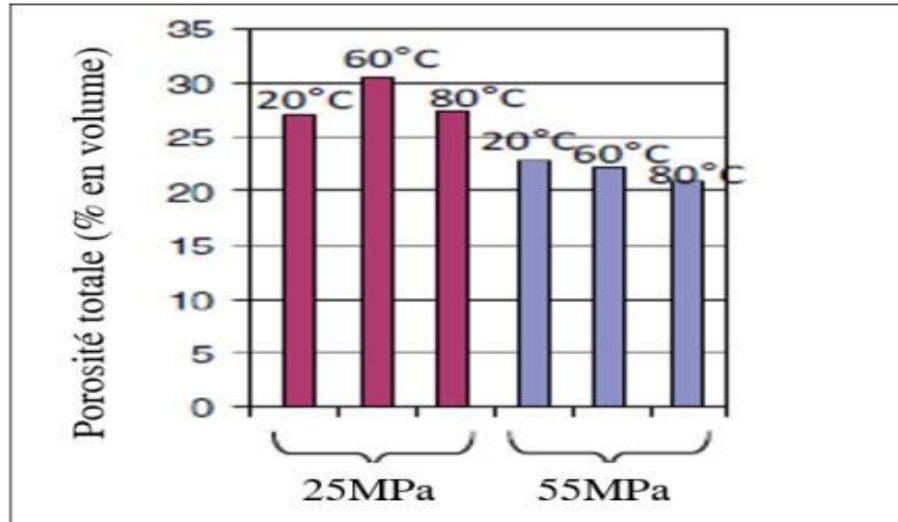


Figure 3. 12. Porosité totale de BAP conservés à 20°C, 60°C et 80°C (Reinhardt et Stegmaier, 2006)

3.4. Conclusion

Ce chapitre met en lumière l'influence majeure de la température, tant au moment du malaxage que durant le durcissement, sur les propriétés des BAP. Il en ressort que l'élévation de la température accélère les réactions d'hydratation, ce qui diminue l'ouvrabilité du béton et complique sa mise en œuvre. Si cette accélération peut favoriser un gain rapide de résistance mécanique à court terme, elle devient problématique à long terme en l'absence d'une cure adéquate. Les résultats obtenus confirment qu'un malaxage à température élevée, surtout en climat chaud, peut altérer les performances mécaniques du béton si sa formulation n'est pas adaptée. Par ailleurs, le rôle de la cure s'avère essentiel : une cure insuffisante, en particulier sous des conditions climatiques sévères, engendre une microstructure plus poreuse, sujette à la porosité, à la fissuration et à une baisse de durabilité. Enfin, bien que certains traitements thermiques puissent accélérer le développement initial de la résistance, leur application doit être maîtrisée afin d'éviter des effets négatifs sur les propriétés à long terme. Ainsi, le contrôle des températures et des conditions de cure s'impose comme un paramètre crucial pour garantir des BAP durables et adaptés aux environnements chauds.

Chapitre 04 :

Matériaux et essais

4.1. Introduction

Ce chapitre est consacré, dans un premier temps, à la caractérisation des matériaux tels que l'aspect visuel et les propriétés physico-chimiques des matériaux utilisés. Après, on passe à la description des techniques expérimentales mises en œuvre dans le cadre de cette étude ; la formulation des mélanges étudiés et la procédure de malaxage. Enfin, les différentes méthodes expérimentales employées pour la caractérisation des MAP et BAP, à l'état frais comme à l'état durci, y seront présentées.

4.2. Caractéristiques des matériaux utilisés

4.2.1. Ciment

Un seul type de ciment est utilisé au cours de cette étude produit par la cimenterie « Biskria ciment » en Algérie (fiche technique en annexe D). Il s'agit d'un ciment portland artificiel (CPA) de type CEM I avec une résistance à la compression minimale de 42,5 MPa selon la norme EN 197-1 (2000), les propriétés chimiques et physiques de ce ciment sont données dans le tableau 4.1.

4.2.2. Laitier des hauts fourneaux

Le laitier granulé de haut fourneau (LGHF) utilisé dans cette étude provient du complexe sidérurgique d'El-Hadjar. Il se présente sous forme de grains sphériques, de teinte jaunâtre, appartenant à la classe granulométrique 0/5 mm, ensuite il est réduit en poudre à l'aide d'un broyeur à boulets pour avoir une finesse de 3800 cm^2/g , les propriétés chimiques et physiques du LGHF sont également données dans le tableau 4.1. L'aspect visuel du LGHF avant et après broyage est illustré dans la Figure 4.1.

Tableau 4. 1. Composition chimique et physique du ciment et laitier des hauts fourneaux.

Composition (%)	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	K ₂ O	SO ₃	TiO ₂	densité (g/cm ³)	SSB (cm ² /g)
Ciment	22.21	4.48	3.02	62.00	1.76	0.76	2.20	0.025	3.15	3149
LGHF	40.10	6.00	2.00	42.20	4.7	1.20	0.15	1.20	2.82	3800

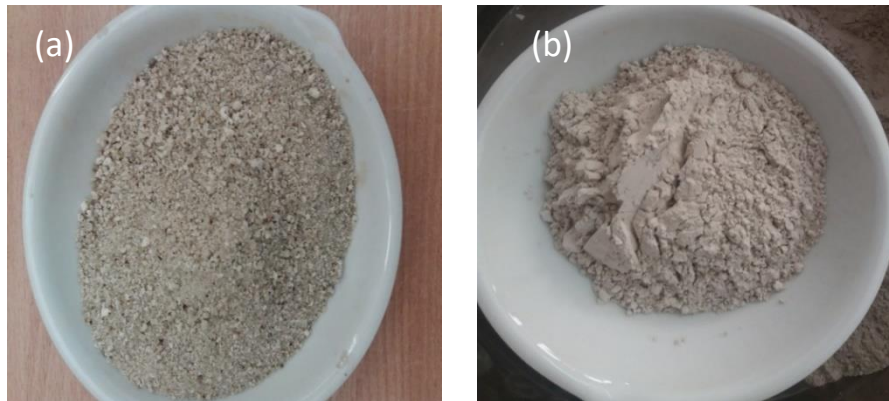


Figure 4. 1. Poudre de laitier avant broyage(a) et après broyage(b).

4.2.3. Sables

Deux types de sable ont été utilisés dans cette étude ; un sable naturel fin, provenant de la région d'Oued Souf, dont la dimension maximale nominale est de 3 mm, et un sable recyclé obtenu par concassage, à l'aide d'un concasseur à mâchoires, d'éprouvettes en béton issues de contrôles qualité réalisés sur divers chantiers. Ce procédé a permis d'obtenir un granulat de dimensions 0–5 mm, ensuite tamisé pour ne conserver que la fraction 0–3 mm. Quelques essais d'identification des deux sables sont présentés sur la Figure 4.2. Les principales caractéristiques physiques, la courbe granulométrique des deux sables ainsi que leur aspect visuel sont présentés respectivement dans le tableau 4.2, la Figure 4.3 et la Figure 4.4.

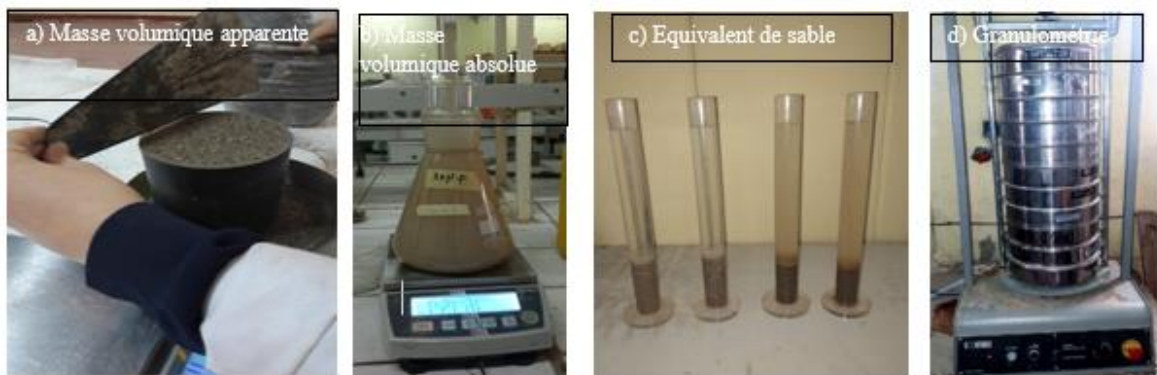


Figure 4. 2. Différents essais de caractérisation des sables utilisés

Selon les données précédentes, les deux sables sont de la même classe granulaire mais avec différent aspect. Le sable naturel est lisse, rond et fin avec $M_f=1.89$ par contre le sable recyclé est un sable rugueux et grossier de avec $M_f=3.14$. Pour cela la substitution de ce dernier joue un rôle de correcteur de sable naturel fin.

L'absorption des deux types de sable est mesurée selon la norme NF EN 1015-6/A1 (2022) présentée dans la Figure 4.5. Les résultats montrent que les l'absorption du sable de b&ton recyclé est largement supérieure à celle du sable naturel.

Tableau 4. 2. Caractéristiques physiques des sables utilisés.

Caractéristique	Sable naturel	Sable de béton recyclé
La classe granulaire (mm)	0/3	0/3
Le module de finesse (g/cm^2)	1.89	3.14
La masse volumique absolue (g/cm^3)	2.63	2.47
La masse volumique apparente (g/cm^3)	1.59	1.29
Equivalent de sable à piston (%)	70	73
Equivalent de sable à vue (%)	75	79
Taux d'absorption d'eau (%)	0.5	8.63

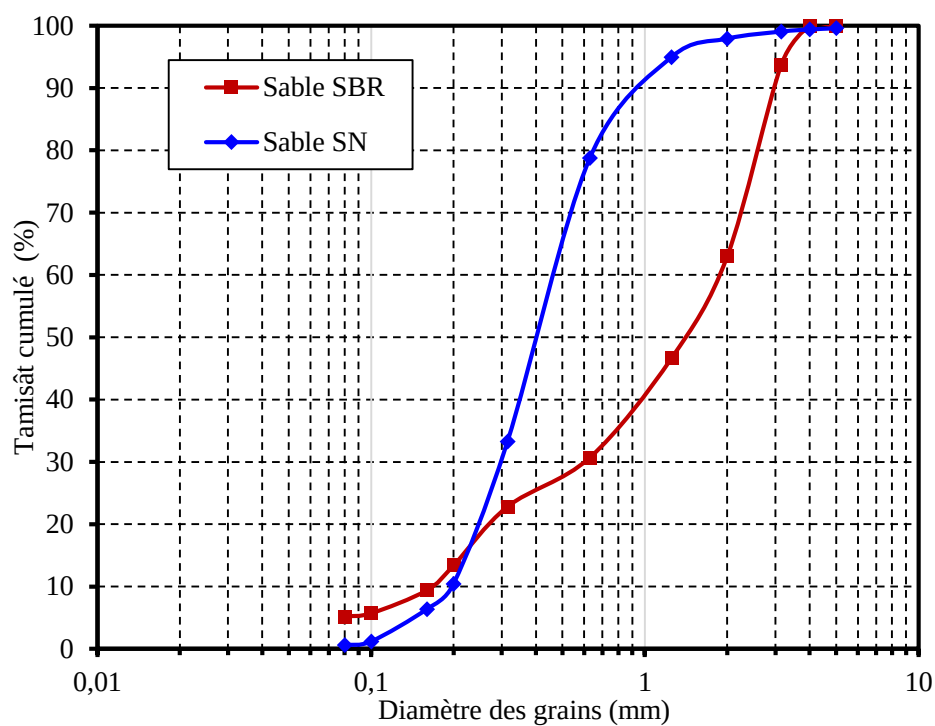


Figure 4. 3. Courbes granulométriques des sables utilisés.

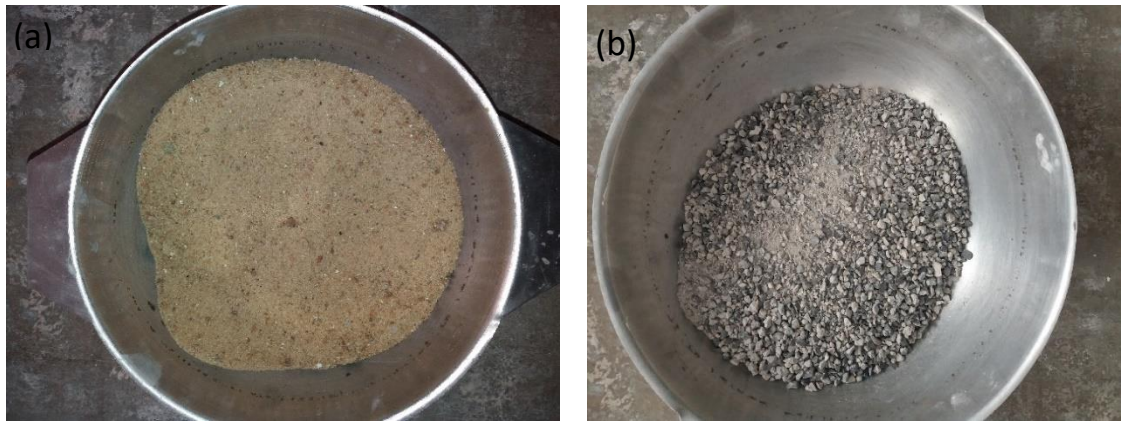


Figure 4. 4. Sable naturel (a) et sable recyclé (b) utilisés dans la fabrication des mélanges étudiés.

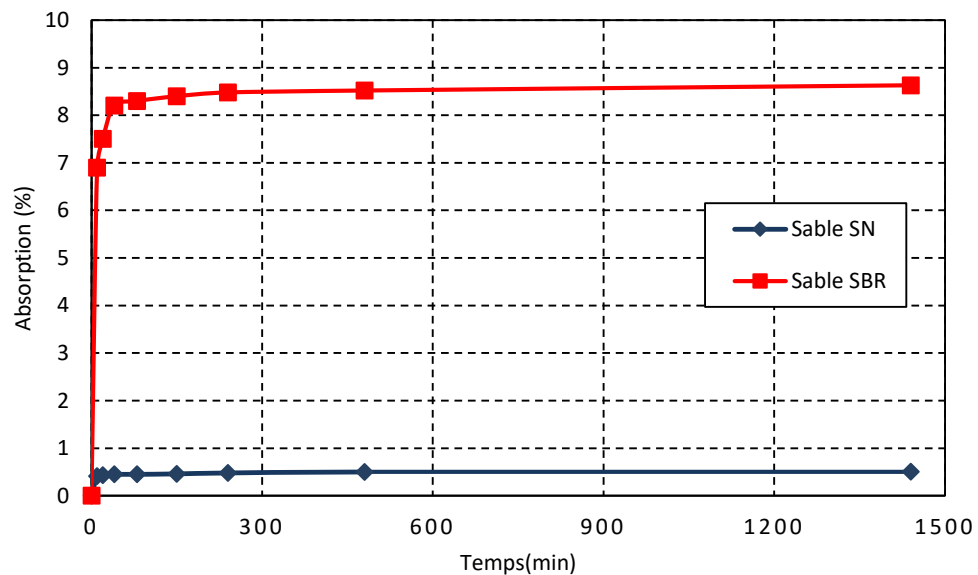


Figure 4. 5. Absorption des deux types de sable utilisé.

4.2.4. Graviers

L'étude a fait appel à deux types de granulats (figure 4.6): des granulats naturels de Bougazoul et des granulats recyclés issus du béton de démolition. Ces matériaux présentent des classes granulométriques de 0/3, 3/8 et 8/15 mm. Les granulats recyclés proviennent du concassage de bétons issus d'éprouvettes de contrôle qualité, récupérées sur divers chantiers situés en Algérie. Ils ont été fournis par la Société d'Études Techniques et d'Architecture de Médéa (SETAM). Les caractéristiques physiques sont présentées dans le tableau 4.3 et la courbe granulométrique dans la Figure 4.7.



Figure 4. 6. Aspect visuelle du gravier naturel (a) et gravier recyclé (b)

Tableau 4. 3. Caractéristiques physique du gravier naturel et recyclé.

Caractéristiques	Gravier naturel	Gravier recyclé
Classe granulaire (mm)	3/15	3/15
Masse volumique absolue (g/cm^3)	2.64	2,47
Masse volumique apparente (g/cm^3)	1.34	1,29
Coefficient d'aplatissement (%)	23.02	6.79
Taux d'absorption d'eau (%)	1	5

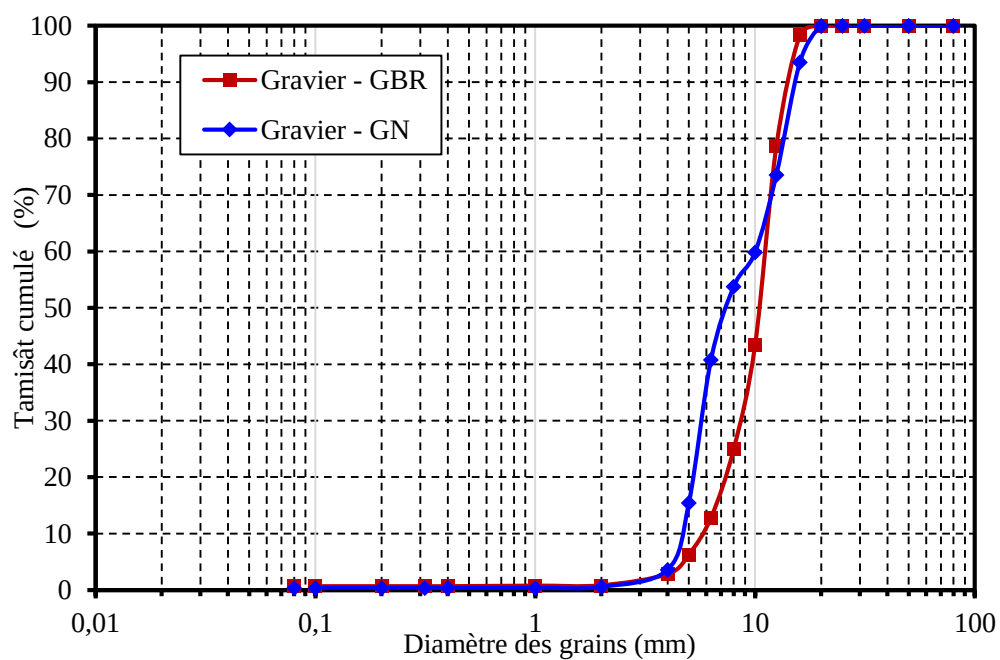


Figure 4. 7. Courbe granulométrique de gravier naturel et recyclé

4.2.5. Adjuvant

L'adjuvant utilisé dans cette étude est le MEDAFLOW 30, un superplastifiant de haute performance appartenant à la troisième génération. Il est formulé à base de polycarboxylate d'éther, il contribue à une amélioration significative des performances du mortier et béton. Outre sa capacité à fluidifier le mélange, le MEDAFLOW 30 permet une réduction notable de la teneur en eau, sans induire d'effet retardateur sur la prise (voir la fiche technique en annexe 2). Ses principales caractéristiques sont présentées dans le tableau 4.4.

Tableau 4. 4. Caractéristiques de superplastifiant MEDAFLOW 30

Aspect	Couleur	pH	Densité	Teneur en chlore	Extrait sec
Liquide	Brun clair	6-6.5	1.07±0.01	< 0,1 g/l	30%

4.3. Elaboration des granulats recyclés

Pour l'élaboration des granulats recyclés on a suivi les étapes suivantes (Figure 4.8).

- Séchage les éprouvettes de bétons.
- Concassage des éprouvettes à la main.
- Tamisage des granulats à travers des tamis de 3.15, 8 et 16 mm pour obtenir le gravier 3/8 et 8/16.
- Concassage des granulats de diamètres supérieurs à 16 et 8 mm dans un concasseur à mâchoire.
- Tamisage à travers des tamis de 3.15 mm pour obtenir le sable de classe 0/3.

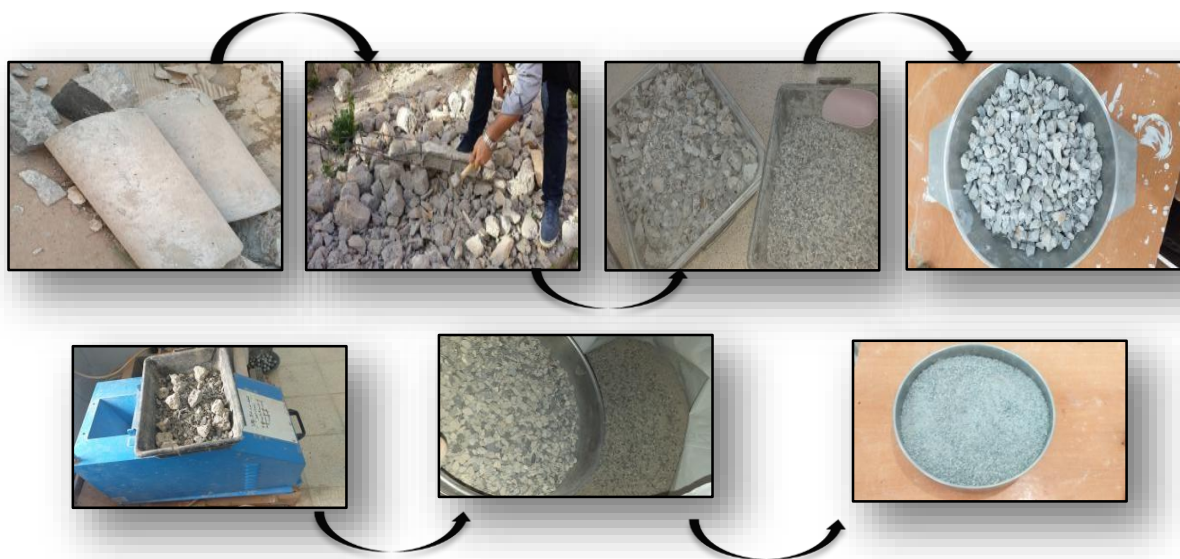


Figure 4. 8. Etapes d'élaboration des granulats recyclés.

Pour compenser l'absorption élevée des granulats recyclés, nous avons choisi d'ajouter 70 % de l'eau absorbable lors du malaxage, au cours des 10 premières minutes, sur la base des résultats des recherches précédentes (section 7.2.1) et de la Figure 4.5.

4.4. Préparation des mélanges

La détermination des quantités des constituants entrant dans la composition des mortiers autoplacants et des bétons autoplacants s'appuie sur la méthode développée par Okamura en 2003. Toutefois, une adaptation a été apportée au niveau du rapport (S/M), fixé à 0,5 afin de mieux répondre aux spécificités des matériaux locaux, conformément aux recommandations de Boukendakdji et al. (2009).

4.4.1. Formulation des MAP

Les proportions des différents composants sont calculées en suivant les étapes mentionnés sur l'annexe A. Des essais à l'état frais ont été élaborés pour déterminer les rapports E/L et S_p/L de manière à avoir des valeurs d'étalement au mini cône d'Abrams de $(290 \pm 10\text{mm})$, un temps d'écoulement à l'entonnoir en V (V-funnel) de 8 à 10s et un aspect visuel correcte (sans ségrégation et sans ressuage) pour toutes les familles des mortiers.

Le rapport E/L a été fixé à 0,38 afin d'éviter que les résultats ne soient influencés par des variations de la teneur en eau, lesquelles pourraient altérer de manière significative les propriétés des mortiers à l'état durci. Par la suite, le rapport SP/L a été ajusté avec précision pour avoir un étalement fixe. L'objectif de cette phase de formulation est de déterminer les quantités optimales de chaque constituant, de manière à obtenir un mortier à la fois fluide, exempt de ségrégation ou de ressuage, et présentant de bonnes performances mécaniques, le tout dans une optique de rentabilité économique.

15 mélanges de MAP ont été étudiés dont le ciment est substitué par 0, 20 et 40% de LGHF. Et le sable naturel par 0, 25, 50,75 et 100% de sable de béton recyclé. En tenant compte le taux d'absorption d'eau par les granulats l'ensemble des formulations employées est présenté dans le tableau 4.5.

Tableau 4. 5. Composition des différents mortiers réalisés. .

	Sable recyclé (%)	Ciment (g)	Sable (g)	$\frac{E}{L}$	Eau (g)	Sp		Sable recyclé (g)	Laitier haute Fournaux (g)
						(%)	(g)		
LGHF =0%	0	717.2	1308.4	0.38	272.9	1.2	8.6	0	0
	25	717.2	981.3	0.38	272.9+23.5 ^a	1.1	7.9	284.1	0
	50	717.2	654.2	0.38	272.9+47.1 ^a	1	7.2	568.1	0
	75	717.2	327.1	0.38	272.9+69 ^a	0.95	7.0	838.4	0
	100	717.2	0	0.38	272.9+92.4 ^a	0.85	6.1	1117.8	0
LGHF =20%	0	579.6	1308.4	0.38	271.1	1.1	7.8	0	131.417
	25	579.6	981.3	0.38	271.1+23.3 ^a	0.97	6.9	279.5	131.417
	50	579.6	654.2	0.38	271.1+46.5 ^a	0.87	6.2	588.9	131.417
	75	579.6	327.1	0.38	271.1+69.5 ^a	0.8	5.7	838.4	131.417
	100	579.6	0	0.38	271.1+92.3 ^a	0.75	5.3	1117.8	131.417
LGHF =40%	0	438.9	1308.4	0.38	269.7	0.95	6.9	0	265.397
	25	438.9	981.3	0.38	269.7+23 ^a	0.87	6.1	279.5	265.397
	50	438.9	654.2	0.38	269.7+46.3 ^a	0.74	5.2	588.9	265.397
	75	438.9	327.1	0.38	269.7+69.4 ^a	0.65	4.6	838.4	265.397
	100	438.9	0	0.38	269.7+92.5 ^a	0.56	3.9	1117.8	265.397

a : la quantité d'eau ajoutée pour compenser l'absorption élevée de sable de béton de démolition

4.4.2. Formulation des BAP

La formulation d'un béton consiste à déterminer une combinaison optimale des différents constituants permettant de satisfaire un cahier des charges précis. Dans le cas du béton autoplaçant, cette tâche est d'autant plus complexe en raison du nombre important de composants et des exigences spécifiques à l'état frais, notamment une fluidité élevée, une viscosité maîtrisée et une forte résistance à la ségrégation. Après avoir fixé les rapports $S/M = 0.5$ et $E/L = 0.38$, les proportions des constituants sont calculées selon les étapes détaillées en annexe B, en tenant compte de l'absorption d'eau par les granulats. Les différentes compositions des formules de BAP mises en œuvre sont regroupées dans le tableau 4.6.

Tableau 4. 6. Composition des différents BAP.

Dosages		S/M = 0.5 ; E/L = 0.38;				
pondéraux des constituants (Kg/m ³)		Designation des différents bétons				
		BAP 01	BAP 02	BAP 03	BAP 04	BAP 05
Ciment		630.85	630.85	630.85	630.85	630.85
Sable	Natural	384.32	384.32	384.32	384.32	384.32
	recyclé	326.48	326.48	326.48	326.48	326.48
Gravier	Natural	668.26	501.18	334.12	167.06	0
	recyclé	0	149.47	298.94	448.40	597.87
Eau de gâchage		281.74	281.74 +6.97 ^b	281.74 +13.96 ^b	281.74 +20.94 ^b	281.74 +27.91 ^b
Superplastifiant		4.41	4.10	3.78	3.46	3.15

b : la quantité deau ajoutée pour compenser l'absorption elevé de gravier de béton de démolition

4.4.3. Procédure de malaxage

Le processus de malaxage doit être rigoureusement contrôlé afin de garantir une homogénéité du mélange ainsi qu'une fluidité optimale. Avant chaque malaxage, le malaxeur a été préalablement humidifié afin de réduire l'absorption éventuelle d'eau de gâchage par ses parois. Par ailleurs, les granulats utilisés ont été séchés en étuve jusqu'à stabilisation de leur masse, soit après 24 heures, afin de garantir une teneur en eau constante. La durée totale du malaxage est de 10 minutes, ce qui permet aux granulats recyclés d'absorber l'eau ajoutée. Les différentes étapes du procédé de malaxage sont illustrées dans la Figure 4.9.

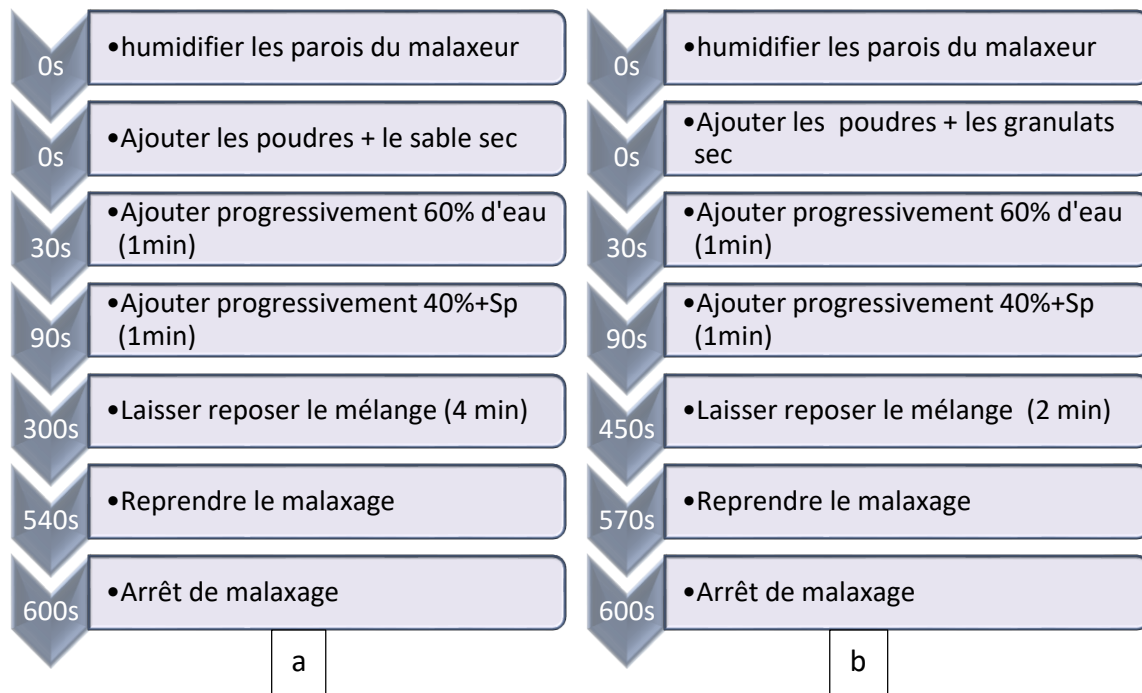


Figure 4.9. Séquence de malaxage des MAP (a)& BAP (b).

4.5. Protocole expérimental

4.5.1. Essai relatif au MAP à l'état frais

4.5.1.1. Essai d'étalement au mini-cône

L'essai d'étalement se fait par un remplissage d'un moule tronconique positionné sur une surface plane, lisse et non absorbante (Figure 4.10). Après avoir retiré délicatement le moule et laissé la galette se stabiliser, Le diamètre d'étalement est relevé selon deux axes perpendiculaires, et la valeur finale correspond à la moyenne de ces deux valeurs.

D'après les résultats expérimentaux obtenus par différents chercheurs, les valeurs recommandées pour l'étalement varient en fonction des matériaux et des contextes d'étude. Une recherche japonaise (Nawa, 1999) a déterminé que l'étalement doit se situer entre 250 et 280 mm. En revanche, une recherche anglaise (Chai, 1998) a proposé une valeur minimale d'étalement de 300 mm. D'autre part, Une recherche anglaise a donnée un intervalle plus large, compris entre 270 et 330 mm. Ces différences reflètent les variations dans les propriétés des matériaux et les conditions expérimentales propres à chaque étude.



Figure 4. 10. Essai d'étalement au mini-cône.

4.5.1.2. Essai de l'entonnoir en V (V-funnel)

Le remplissage de l'entonnoir en V (voir figure 4.11) nécessite un volume de 1,1 litre de mortier. Le temps d'écoulement est enregistré à partir de l'ouverture de l'orifice jusqu'à l'apparition de la première lumière visible à la verticale, à travers la partie inférieure de l'entonnoir.

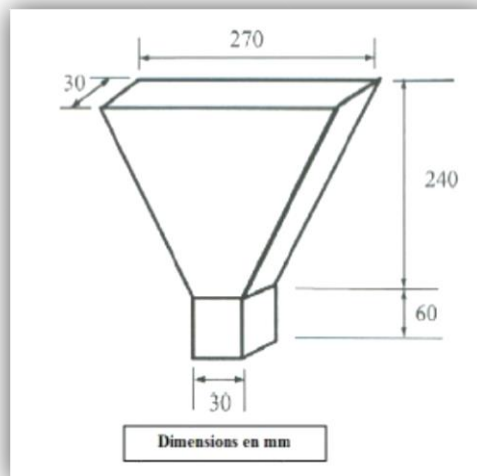


Figure 4. 11. Dimensions d'un entonnoir en V pour mortier.

4.5.1.3. Masse volumique apparente

La détermination de la masse volumique apparente des mortiers à l'état frais est réalisée conformément à la norme NF EN 1015-11 (2019). Pour ce faire, un volume de mortier est placé dans un récipient calibré de volume connu, puis nivelé sans compression excessive. La masse du mortier est ensuite mesurée à l'aide d'une balance précise. La masse volumique est déterminée en rapportant la masse du mortier au volume du récipient utilisé, ce qui permet

d'évaluer la compacité ainsi que la consistance du mélange à l'état frais. La Figure 4.12 montre le déroulement de l'essai et l'appareillage utilisé.

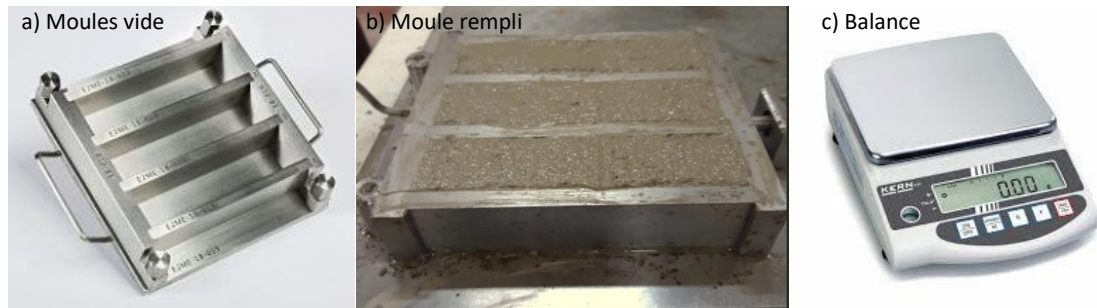


Figure 4. 12. Mesure de la masse volumique apparente

4.5.2. Essai relatif au MAP à l'état durcis

4.5.2.1. Analyse calorimétrie

L'analyse calorimétrique EN 196-9 y inspire à la détermination du flux et la quantité de chaleur émise par toutes les réactions qui se produisent lors de l'hydratation de la pâte de ciment. Le calorimètre Langavant est un essai effectué sur un mortier qui va être disposé dans un support métallique fermé connecté à un thermomètre relié à un capteur permettant de mesurer et enregistrer la variation de température dégagée par l'hydratation. Le tout isolé dans une bouteille semi adiabatique. Les valeurs de température fournies vont être utilisées calculer la chaleur et son flux en fonction du temps.

Le dispositif expérimental comprend deux calorimètres semi-adiabatiques, chacun équipé de thermocouples reliés à une chaîne de mesure multi-voies pilotée par microprocesseur, permettant d'enregistrer en continu l'évolution de la température au cours de l'essai. Le calcul de la chaleur libérée repose sur l'élévation de température mesurée de l'éprouvette ($\Delta\theta$), ainsi que sur les capacités thermiques du calorimètre vide (μ) et de celui contenant l'éprouvette (C). La quantité de chaleur dégagée est ensuite déterminée conformément à l'expression définie par la norme EN 196-9:

$$q(t) = \frac{C}{m_c} \Delta\theta + \frac{1}{m_c} \int_0^t \alpha \Delta\theta dt \quad (4.1)$$

$$\text{Chaleur}(t) = \text{Echauffement} + \text{Diperdition} \quad (4.2)$$

Avec :

m_c : masse de ciment ou liant contenu dans l'éprouvette

C (J/°C) : capacité thermique du calorimètre et de l'éprouvette

α (J/h °C): coefficient de déperdition thermique totale du calorimètre donné par l'étalonnage.

$\Delta\theta$: Échauffement de l'éprouvette par rapport à la température ambiante.

Une fois les mesures d'échauffement effectuées, la chaleur d'hydratation est estimée en appliquant l'équation précédente, en y intégrant l'ensemble des paramètres relevés lors de l'essai. La figure 4.13 montre l'enregistrement des températures à partir d'une chaîne d'acquisition.

Dans le cadre de cette étude, l'essai a été réalisé afin d'évaluer l'effet de l'incorporation de différents pourcentages de sable recyclé (0 %, 25 %, 50 %, 75 % et 100 %), ainsi que l'ajout de laitier de haut fourneau à des teneurs volumiques de 20 % et 40 %.



Figure 4. 13. Vue de l'essai d'analyse calorimétrique

4.5.2.2. Résistance à la compression

La résistance à la compression a été mesurée conformément à la norme NF EN 1015-11 (2019), après l'essai de flexion réalisé sur des éprouvettes prismatiques de dimensions $4 \times 4 \times 16$ cm une charge axiale est appliqué sur les demi-prismes obtenus (voir figure 4.14). Les essais ont été effectués à l'aide d'une presse d'une capacité maximale de 2000 kN. La résistance à la compression est définie comme la contrainte moyenne à la rupture calculée à partir de six demi-prismes, soit l'équivalent de trois éprouvettes complètes.

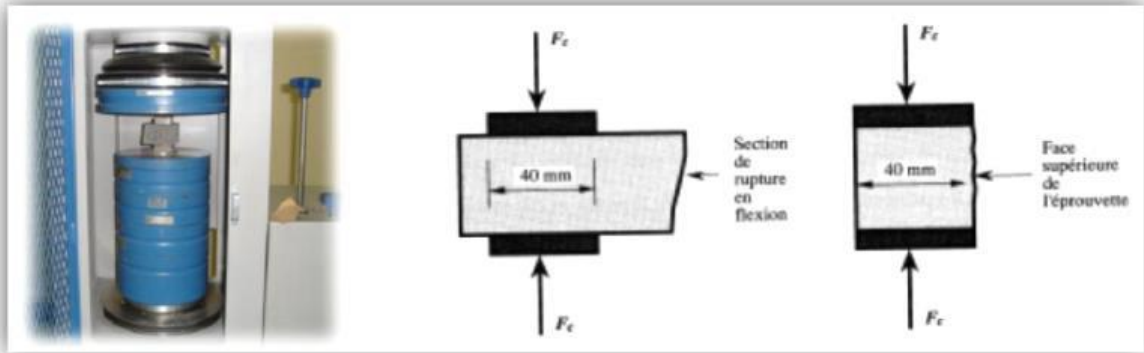


Figure 4. 14. Essai de compression pour mortier.

4.5.2.3. Absorption par capillarité

L'objectif de cet essai est de mesurer la variation de masse de spécimens de mortier préalablement séchés en étuve à 80 °C jusqu'à l'obtention d'un poids constant selon la norme NF EN 1015-18 (2003). Afin d'éviter toute évaporation latérale pendant l'essai, les faces latérales des éprouvettes sont recouvertes de résine. Celles-ci sont ensuite placées dans une hauteur d'eau de 5 mm (voir figure 4.16). La prise de masse des échantillons est effectuée à différents intervalles de temps (0 min, 12 min, 30 min, 1 h, 2 h, 4 h et 24 h), et la masse enregistrée à chaque instant (m_x) est comparée à la masse initiale (m_0). La différence entre m_x et m_0 représente la quantité d'eau absorbée. Le coefficient d'absorption capillaire C_a est ensuite calculé à l'aide de l'équation suivante :
$$C_a = \frac{M_x - M_0}{A} \quad (4.3)$$

Où M_x : masse de l'éprouvette à une échéance donnée (kg), M_0 : masse initiale de l'éprouvette (kg), A : section de l'éprouvette (m^2).

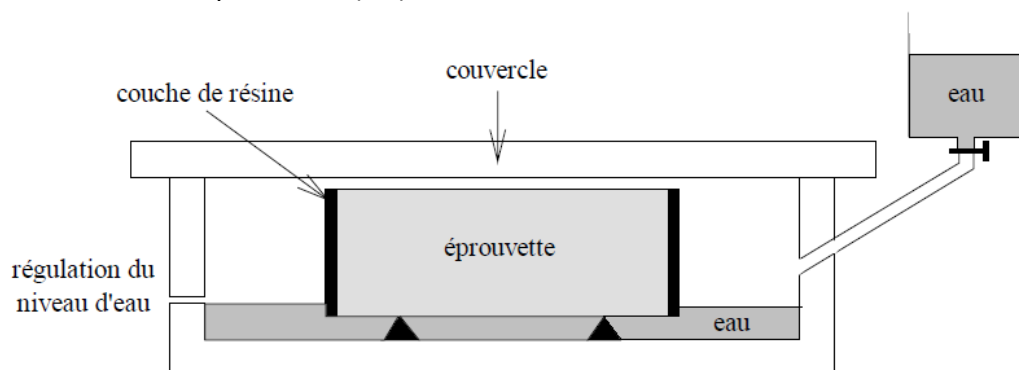


Figure 4. 15. Dispositifs expérimental d'essai d'absorption par capillarité.

4.5.2.4. Porosité accessible à l'eau

La porosité accessible à l'eau est le rapport entre le volume des pores ouverts présents dans un matériau poreux et son volume total apparent, elle est déterminée selon les prescriptions de la norme NF P18-459 (2010). Elle correspond au. Cette valeur, exprimée en pourcentage du volume apparent, est calculée à l'aide de la formule suivante :

$$\varepsilon(\%) = \frac{M_{air} - M_{sec}}{M_{air} - M_{eau}} \times 100 \quad (4.4)$$

M_{air} : masse dans l'air de l'éprouvette, après son extraction de l'eau elle est essuyée rapidement et soigneusement afin d'éliminer les gouttelettes et le film superficiel d'eau, sans extraire l'eau des pores.

M_{sec} : masse de l'éprouvette sec en l'exposant à $105 \pm 5^\circ\text{C}$ jusqu'à l'obtention d'une masse constante.

M_{eau} : Masse hydrostatique de l'éprouvette après conditionnement sous vide dans un dessiccateur à une pression de 25 mbar pendant 4 heures, suivi d'une immersion dans l'eau maintenue sous la même dépression pendant une durée de 20 ± 1 heure (voir figure 4.16).

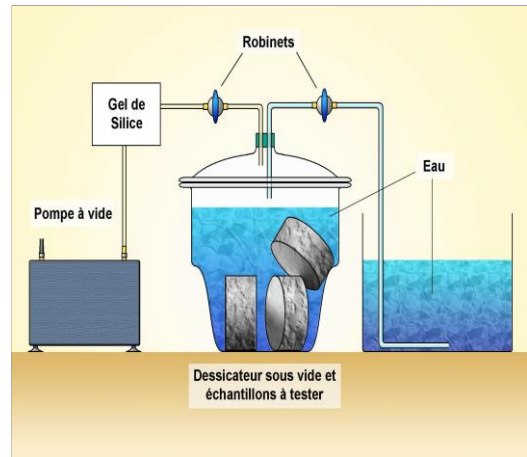


Figure 4. 16. Dispositif pour essai de porosité.

4.5.3. Essai relatif au BAP à l'état frais

Les essais à l'état frais des BAP visent à évaluer leur aptitude à l'écoulement, leur stabilité et leur homogénéité sans vibration. Ils incluent principalement l'essai d'étalement au cône d'Abrams, l'essai au v-funnel, L-box et le test de stabilité au tamis. Ces essais permettent de vérifier la fluidité, la capacité de passage et de remplissage et la résistance à la ségrégation du béton. Les dispositifs utilisés lors de ces essais sont présentés dans la figure 4.17.

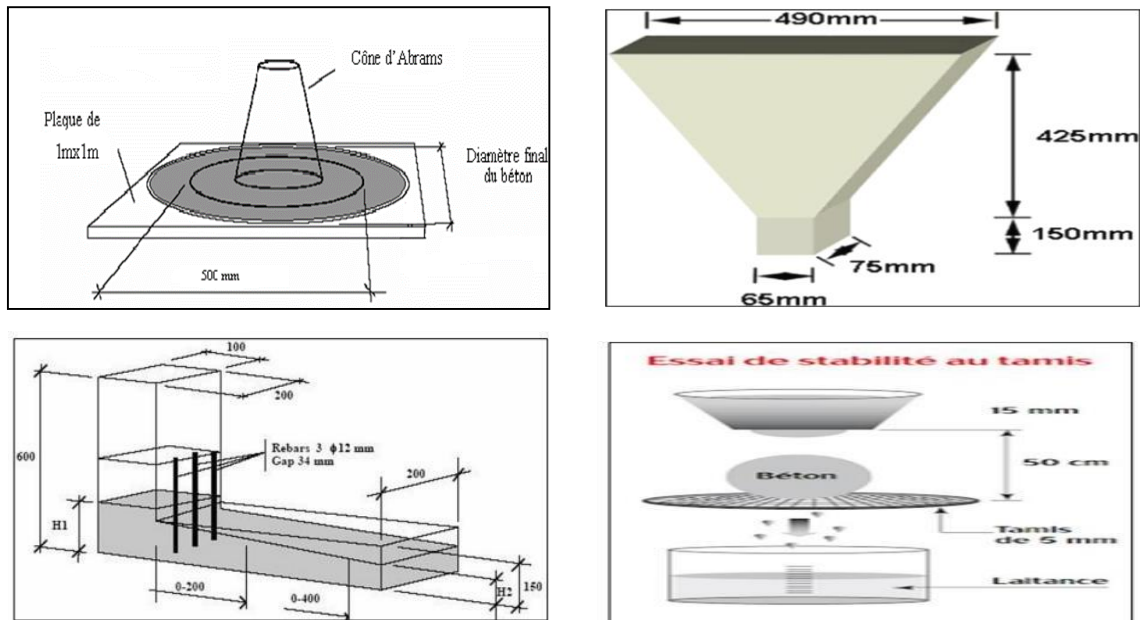


Figure 4. 17. Dispositifs d'essai d'étalement (a), v-funnel (b), l-box (c) et stabilité au tamis (d).

4.5.3.1. Essai d'étalement (Slump flow test)

Conformément à la norme NF EN 12350-8 (2019), l'essai d'étalement au cône d'Abrams est une méthode fondamentale pour évaluer la fluidité et l'ouvrabilité des bétons autoplacants, ce qui permet de garantir leur bonne mise en œuvre et leurs performances finales.

L'essai consiste à remplir un cône d'Abrams, dont les dimensions sont standardisées ($d_{inf}=200\text{mm}$, $d_{sup}=100\text{mm}$ et $h=300\text{mm}$), avec du béton autoplacant, sans aucun compactage. Après avoir soulevé le cône verticalement, le béton s'étale sous l'effet de son propre poids. Le diamètre d'étalement est mesuré selon deux axes perpendiculaires, et la valeur moyenne de ces deux mesures est prise comme diamètre d'étalement représentatif. Sur la base d'une valeur cible comprise entre 600 et 750 mm, la classe d'étalement varie selon les valeurs d'étalement en trois SF1, SF2 et SF3 (tableau 4.7).

Tableau 4. 7. Classe d'étalement d'un BAP

Classe	Etalement en mm	
SF1	550-650	- Structures en béton non armées ou faiblement armées.
SF2	660-750	nombreuses applications courantes (voiles, poteaux...).
SF3	760-850	Applications verticales, structures de formes complexes, ferrailage dense.

4.5.3.2. Essai à l'entonnoir en V (V-Funnel test)

Normé par la NF EN 12350-9 (2019), L'essai à l'entonnoir en V, permet d'évaluer la fluidité et la stabilité des bétons autoplacants en mesurant leur temps d'écoulement à travers un entonnoir normalisé. Le béton est versé dans l'appareil sans compactage, puis le temps nécessaire à son écoulement complet est chronométré après ouverture de l'orifice inférieur. Un temps court indique une bonne fluidité, tandis qu'un temps excessif peut révéler des risques de blocage ou de ségrégation.

Le diamètre d'étalement et le temps d'écoulement à l'entonnoir en V ont une relation directe avec les indices de la déformabilité (Γ_m) et la viscosité (R_m) des mortiers autoplacant (Okamura et al., 2003).

$$\text{Indice de déformation :} \quad \Gamma_m = \frac{(d_1 d_2 - d_0^2)}{d_0^2} \quad (4.5)$$

$$\text{Indice de viscosité :} \quad R_m = 10 t \quad (4.6)$$

Où d_1 et d_2 sont des diamètres d'écoulement mesurés dans deux directions perpendiculaires en mm, d_0 est le diamètre inférieur du cône d'étalement en mm et t est le temps mesuré pour s'écouler à travers l'entonnoir en V en sec.

4.5.3.3. Essai de la boîte en L (L-BOX)

Conformément à la norme NF EN 12350-10 (2010), cet essai permet d'évaluer l'aptitude du béton autoplacant à s'écouler et à franchir des obstacles, simulant ainsi son comportement dans des structures fortement ferraillées. Le béton est placé dans le compartiment vertical de la boîte, puis une trappe est ouverte pour laisser s'écouler le béton vers le compartiment horizontal, autour d'une série de barres d'armature. Le rapport entre les hauteurs finales de béton aux extrémités (H_2/H_1) détermine la capacité de remplissage et de passing ability du béton. Un rapport supérieur à 0.8 et proche de 1 indique une excellente ouvrabilité, En revanche, une valeur inférieure peut indiquer un risque potentiel de blocage du mélange lors de l'écoulement

4.5.3.4. Essai de résistance à la ségrégation par tamisage

L'essai de résistance à la ségrégation par tamisage permet d'évaluer la stabilité des bétons autoplacants (BAP) en mesurant leur capacité à demeurer homogènes après leur mise en place et jusqu'au début de la prise. Il consiste à déterminer la tendance du béton à la séparation de ses constituants. Le protocole expérimental prévoit le prélèvement d'un échantillon de 10 litres de béton frais, qui est ensuite laissé au repos pendant une durée de 15 minutes, puis à faire passer 5 kg de cet échantillon à travers un tamis de maille 5 mm, en le laissant tomber d'une hauteur de 50 cm. Le pourcentage de laitance ayant traversé le tamis est ensuite calculé selon la formule suivante :

$$\Pi (\%) = \frac{P_{\text{laitance}}}{P_{\text{échantillon}}} \times 100 \quad (4.7)$$

Dans cette méthode, normalisée NF EN 12350-11 (2010), les critères de stabilité varient selon le taux de laitance (tableau 4.8).

Tableau 4. 8. Critères de stabilité (NF EN 12350-11., 2010)

Conditions	Critères de stabilité	Remarques
$0 \leq \Pi \leq 15 \%$	Stabilité satisfaisante	Béton homogène et stable
$15\% \leq \Pi \leq 30 \%$	Stabilité critique	Vérifier les autres critères d'ouvrabilité
$\Pi > 30\%$	Stabilité très mauvaise	Ségrégation systématique, béton inutilisable

4.5.4. Essais relatifs au BAP à l'état durci

4.5.4.1. Résistance à la compression

La résistance à la compression est évaluée à l'aide d'une presse hydraulique capable d'exercer une force maximale de 2000 kN Suivant la norme NF EN 12390-3 (2019) (Figure 4.19). Les éprouvettes, de forme cubique avec des dimensions de $100 \times 100 \times 100 \text{ mm}^3$, sont soigneusement positionnées et centrées entre les plateaux de la machine afin d'assurer une transmission uniforme de la charge. Cette dernière est appliquée de manière progressive et contrôlée jusqu'à provoquer la rupture de l'éprouvette. À chaque âge d'essai, la résistance à la compression est calculée par la moyenne des contraintes maximales enregistrées sur trois éprouvettes, assurant ainsi la fiabilité des résultats obtenus.



Figure 4. 18. Essai de compression avec une presse hydraulique.

4.5.4.2 Module d'élasticité

L'essai du module d'élasticité statique du béton est réalisé conformément à la norme NF EN 12390-13 (2021), qui définit les conditions de préparation, d'instrumentation et de chargement des éprouvettes. Des cylindres normalisés de (16x32cm) sont soumis à une compression axiale contrôlée, tandis que les déformations longitudinales sont mesurées à l'aide d'un extensomètre conforme aux prescriptions normatives. Le module est déterminé comme module sécant entre deux niveaux de contrainte spécifiés par la norme afin de caractériser la rigidité initiale du matériau. Cette méthode permet d'évaluer de manière fiable la réponse élastique du béton

4.5.4.3. Absorption par capillarité

L'absorption capillaire constitue un paramètre essentiel pour évaluer la durabilité du béton ainsi que sa résistance à la pénétration des agents agressifs, cet essai consiste à mesurer la quantité d'eau absorbée par des éprouvettes de béton cubiques (100x100x100 mm) après 90 jours de durcissement, conformément à la norme ASTM C1585-13 (2013). Les échantillons, préalablement séchés en étuve jusqu'à stabilisation de leur masse (variation inférieure à 0,1 % en 24 h), sont isolés sur leurs faces latérales par une résine pour garantir un écoulement unidirectionnel et éviter les pertes d'eau par évaporation. L'essai est réalisé en immergeant partiellement (5 mm) les éprouvettes dans l'eau, puis en mesurant leur gain de masse à des intervalles précis (1, 5, 10, 20, 30 et 60 minutes) à l'aide d'une balance de précision (0,01 g), après essuyage superficiel à chaque étape. Le coefficient d'absorption, exprimés en masse d'eau absorbée par unité de surface (calculé par l'équation 3.6), permettent d'évaluer la capillarité du béton.

$$c_a = \frac{M_x - M_0}{A} \quad (4.8)$$

Où M_x est la masse de l'éprouvette à une échéance donnée (kg), M_0 est la masse initiale de l'éprouvette (kg) et A est la section de l'éprouvette (m^2).

4.5.4.4. Porosité accessible à l'eau

Conformément à la norme ASTM C642-13 (2022), la porosité accessible à l'eau est définie comme le pourcentage représentant le rapport entre le volume des pores interconnectés et le volume apparent du béton. La méthode consiste à saturer les éprouvettes en eau en les plaçant dans un dessiccateur sous vide (25 mbar) dans un temps de 4 heures, puis en les immergeant sous vide dans l'eau pendant 20 heures (± 1 heure). Après saturation, à l'aide d'une balance de précision (0,01 g), les échantillons subissent :

Une pesée hydrostatique (M_{hyd}) : L'échantillon, fixé à un fil de suspension relié à la balance hydrostatique, est pesé en totalité sous l'eau. Cette immersion permet de déterminer

son volume par déplacement d'eau selon le principe d'Archimède, en mesurant également la température de l'eau.

La masse à l'air (M_{air}) : est obtenue après essuyage soigneux de l'éprouvette pour éliminer l'eau superficielle sans altérer l'eau contenue dans les pores, en veillant à minimiser l'évaporation lors de la pesée.

Enfin, la masse sèche (M_{sec}) est déterminée après séchage à 105 ± 5 °C jusqu'à stabilisation de la masse.

La porosité s'exprime en pourcentage du volume apparent selon l'équation suivante (équation 3.7):

$$\varepsilon(\%) = \frac{M_{\text{air}} - M_{\text{sec}}}{M_{\text{air}} - M_{\text{eau}}} \times 100 \quad (4.9)$$

4.6. Conclusion

Ce chapitre expose de manière détaillée les matériaux, méthodes et protocoles expérimentaux mobilisés dans l'étude. Il débute par la caractérisation des constituants, notamment le ciment Portland, le laitier, les granulats naturels et recyclés, ainsi que le superplastifiant, dont les propriétés physiques et chimiques sont analysées. L'élaboration des granulats recyclés est particulièrement examinée en raison de leur capacité d'absorption, nécessitant une adaptation des dosages en eau. La fabrication des mortiers (MAP) et bétons autoplacants (BAP) est ensuite présentée, en tenant compte des substitutions en ciment et granulats. Des essais normalisés permettent d'évaluer les performances des formulations à l'état frais et durci. Ces expérimentations visent à garantir la faisabilité technique et économique des matériaux étudiés. Ainsi, ce chapitre constitue un socle méthodologique essentiel pour l'analyse des résultats à venir.

Chapitre 05 :

Elaboration d'un MAP à base
de granulats recyclés

5.1. Introduction

Le mortier autoplaçant (MAP), considéré comme une version simplifiée du béton autoplaçant (BAP), est couramment utilisé comme étape préliminaire dans le développement des formulations. En l'absence de granulats grossiers, le MAP permet de réduire le nombre de variables à contrôler et facilitant ainsi l'analyse de l'effet de chaque composant. Cette simplification rend possible l'optimisation de la composition avant d'introduire les granulats nécessaires à la formulation du BAP. De plus, le MAP nécessite moins de matériaux et peut être préparé en petites quantités en laboratoire, ce qui permet de réaliser des essais rapides, précis et économiques. Ces essais préliminaires servent non seulement à valider les choix de formulation, mais aussi à anticiper le comportement du futur BAP. En effet, les propriétés rhéologiques du MAP sont souvent représentatives de celles du BAP.

5.2. Protocol expérimental des MAP

Dans cette partie de l'étude, quinze mélanges de MAP ont été élaborés (voir section 4.4.1). L'objectif est d'analyser l'influence du sable de béton recyclé (SBR), utilisé en substitution du sable naturel (SN) à des taux de 0 %, 25 %, 50 %, 75 % et 100 %, ainsi que celle du laitier granulé de hauts fourneaux (LGHF), employé comme substitut du ciment (C) à raison de 0 %, 20 % et 40 %.

Les MAP ont été préparés à l'aide d'un malaxeur de laboratoire d'une capacité de 5 litres. Leur fabrication s'est déroulée dans un environnement contrôlé en laboratoire. Les éprouvettes ont été coulées dans des moules métalliques prismatiques de dimensions $4 \times 4 \times 16$ cm, sans vibration ni compactage, conformément aux exigences de la formulation des BAP.

Après le coulage, les éprouvettes ont été conservées pendant 24 heures à température ambiante (20 °C). Elles ont ensuite été démoulées et placées en cure sous eau à environ 20 °C jusqu'aux différentes échéances d'essai. Le protocole expérimental de cette partie est résumé dans la figure suivante.

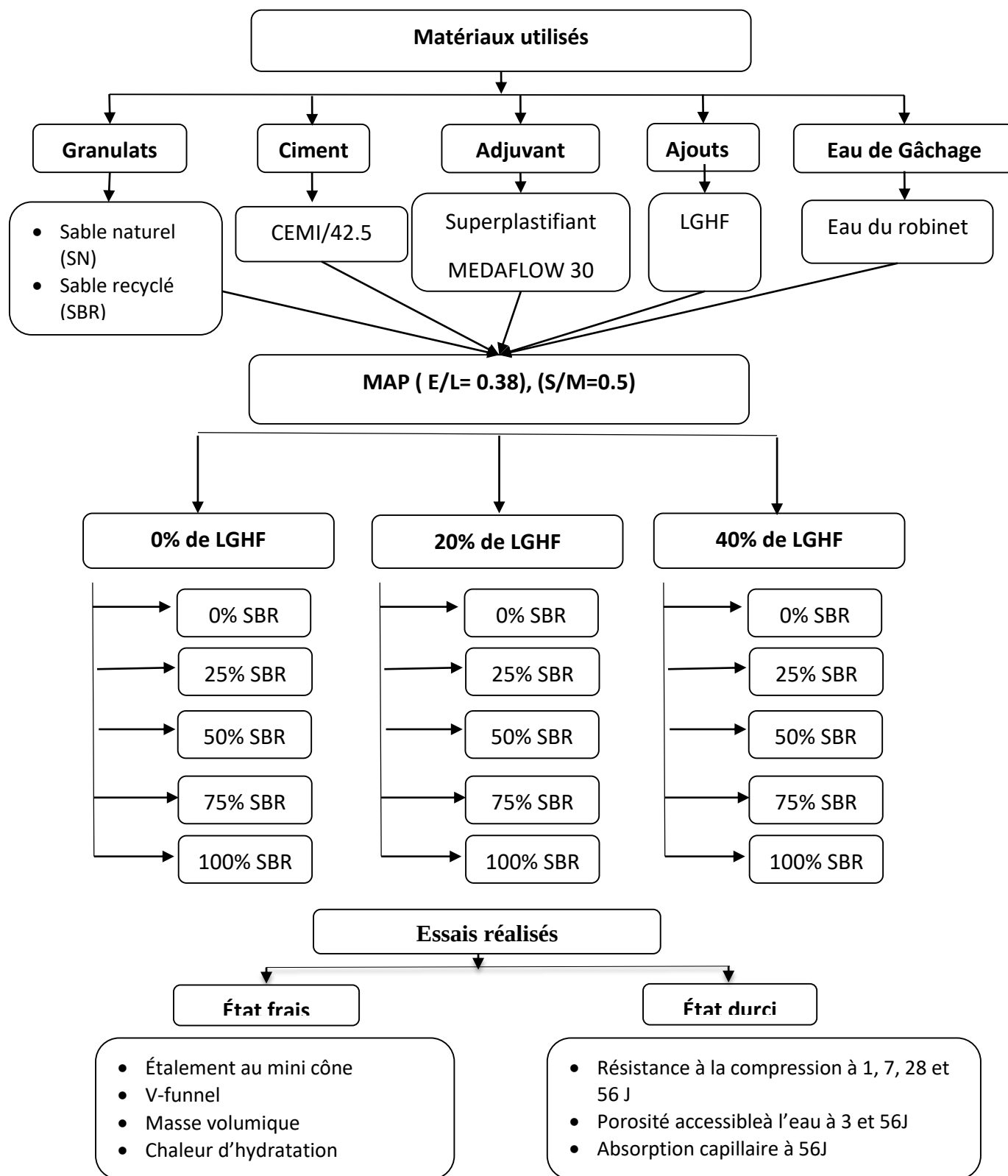


Figure 5.1. Protocole expérimental sur MAP

5.3. Besoin en superplastifiants

La formulation des MAP nécessite l'utilisation d'un adjuvant superplastifiant pour obtenir la fluidité nécessaire sans augmenter la quantité d'eau. Pour ignorer l'effet de fluidité des mélanges sur les caractéristiques à l'état durci, le dosage en superplastifiants est varié pour avoir une même fluidité pour tous les MAP sans aucune variation de la quantité d'eau comme cité dans la section (4.4.1). La figure 5.2 illustre l'évolution du besoin en superplastifiant des MAP en fonction de SBR pour trois teneurs en LGHF 0, 20 et 40 %.

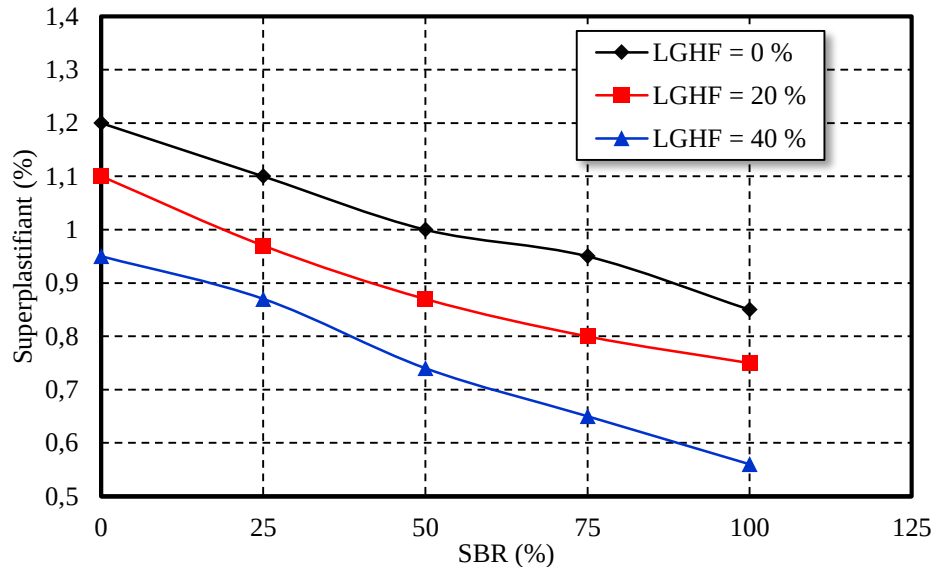


Figure 5. 2. Dosage en superplastifiants des différents MAP.

Pour les trois formulations (LGHF=0, 20 et 40%), on observe une diminution progressive du besoin en superplastifiant lorsque le taux de sable recyclé augmente. Le remplacement total du SN par un SBR a diminué le taux de SP de 1.2% à 0.85% pour un MAP sans LGHF, et de 1.1% à 0.75% pour un MAP avec 20% de LGHF, et de 0.95% à 0.56% pour un MAP de 40% de LGHF. Cela suggère que le SBR améliore la fluidité du mortier, réduisant ainsi le besoin en superplastifiant pour atteindre les mêmes propriétés d'écoulement à savoir un étalement de 290 ± 10 mm.

À taux de SBR constant, l'augmentation de la teneur en LGHF réduit aussi le besoin en superplastifiant. Pour les MAP à base de SN, le taux de Sp est de 1.2% pour un MAP de 0% LGHF, 1.1% pour les MAP à 20% de LGHF et de 0.95% pour un MAP à 40% de LGHF.

En effet, les combinaisons du SBR et du LGHF sont synergiques, leur combinaison permet une réduction plus marquée du Sp. Pour un MAP fabriqué à 100% de SBR le besoin en Sp est de 0.85% pour les MAP de 0% LGHF, 0.75% pour les MAP à 20% de LGHF et de 0.55% pour un MAP à 40% de LGHF.

L'influence des agrégats fins recyclés sur les bétons autoplaçants a été examinée par Güneyisi et al. (2016), qui ont observé qu'un remplacement du sable de rivière ($M_v = 2,4$; $Ab = 2,1\%$; $M_f = 3,7$) par un sable de béton recyclé ($M_v = 2,1$; $Ab = 10,9\%$; $M_f = 3,5$) entraîne une réduction notable du taux de superplastifiant. En effet, ce dernier est passé de $1,1\%$ à $0,8\%$ pour un rapport eau/ciment (E/C) de $0,30$, et de $0,65\%$ à $0,38\%$ pour un E/C de $0,43$. Par ailleurs. Dans le cas d'une fixation du taux de Sp, une augmentation de l'étalement de plus de 8% est enregistrée lorsque 100% du SN est remplacé par le SBR.

L'idée que le SBR améliore la fluidité peut sembler contre-intuitive, surtout sachant que ce matériau est plus poreux et anguleux que le SN, ce qui peut augmenter l'absorption d'eau. L'utilisation de SBR était à l'état sec et la quantité d'eau nécessaire absorbée par le SBR est anticipé et ajoutée au malaxage comme mentionné précédemment (Chapitre 03), cette compensation permet d'augmenter le rapport E/C initial et systématiquement le volume de pâte (Zhao et al., 2015). Forte probabilité qu'une partie de l'eau supplémentaire n'ait pas pu être absorbée par les particules d'agrégat pendant les premières minutes et donc l'excès d'eau a contribué à l'augmentation du débit d'affaissement ce qui mène à une amélioration de la fluidité juste après le malaxage (Kou et Poon, 2009).

Leite et al. (2019) ont constaté que L'incorporation de granulats fins recyclés peut également favoriser la mobilité des mélanges de béton, en améliorant leur aptitude à l'écoulement, et cela est justifié par les fines particules contenues dans la composition des agrégats fin recyclés qui peuvent agir comme lubrifiants dans le mélange de béton, réduisant la friction entre les autres particules. Selon les travaux de Le et al. (2016), ils ont trouvé qu'à composition constante (y compris eau totale constante), que l'ouvrabilité du mortier à base de sable sec est supérieure à celle des mortiers à base de sable humide, ce qui améliore l'ouvrabilité à t_0 donc à ouvrabilité constante c'est une raison de la diminution du dosage de superplastifiant en fonction du taux de sable recyclé.

L'incorporation du LGHF dans les MAP a toujours permet de réduire le besoin en superplastifiant. Cette réduction est attribuée à plusieurs facteurs. Tout d'abord, le LGHF, de par sa finesse ($3800\text{ cm}^2/\text{g}$) qu'elle est largement supérieure à celle du ciment ($2900\text{ cm}^2/\text{g}$), améliore la compacité de la pâte cimentaire en comblant les vides entre les particules plus grossières, ce qui diminue la friction interne et facilite l'écoulement (Boukendakdji et al., 2009 ; Li Z. et al., 2003). De plus, les particules de laitier présentent une surface moins réactive vis-à-vis des superplastifiants que celles du ciment Portland, ce qui réduit leur adsorption sur le liant et augmente la quantité de superplastifiant disponible en solution, améliorant ainsi son efficacité (Lachemi et al., 2003 ; She et al., 2004). En outre, la réactivité plus lente du LGHF, comparée à celle du clinker, limite la formation précoce des produits d'hydratation qui pourraient rigidifier la pâte, prolongeant ainsi la période de maniabilité du mélange (Escalante-García & Sharp, 2004). Enfin, la morphologie plus arrondie et lisse des particules de laitier

améliore la lubrification du système, contribuant à une meilleure rhéologie (Sobolev, 2005). Ces caractéristiques expliquent la diminution du dosage en superplastifiant nécessaire pour atteindre les propriétés d'écoulement requises dans les formulations contenant du laitier.

Adjoudj et al. (2014) ont étudié les paramètres rhéologiques des mortiers contenant différent taux de Laitier et superplastifiants, et ont montré que le superplastifiant est plus efficace en présence du laitier dont l'augmentation du dosage superplastifiant de 0.4% à diminué la limite d'élasticité de 11.7% pour les mortiers contenant 30% de LGHF, ce qui est prouvé aussi par Boukhendakdji et al. (2009) qui a prouvé que le seuil de cisaillement et la viscosité plastique sont inversement proportionnels à l'étalement des BAP.

Pour évaluer la quantité de superplastifiant ajouté pour une fluidité constante, on a testé plusieurs relations en vérifiant à chaque fois l'écart quadratique par la méthode des moindres carrés. La relation est retenue, lorsque l'écart quadratique entre les valeurs mesurées et estimées tend vers la valeur la plus faible possible. Le résultat a abouti à une forme linéaire où l'écart quadratique atteint une valeur moyenne de 0.02%. La figure 5.3 illustre la comparaison entre les valeurs mesurées et estimées où le coefficient de corrélation est de $R^2=0.986$ ce qui témoigne de la convenance du choix de la relation. La relation est donnée comme suit :

$$Sp(\%) = 1.2 - 0.006 L - 0.0036 Sr \quad (R^2 = 0.986) \quad (5.1)$$

Avec L est le taux de substitution du laitier et Sr est le taux de substitution du sable recyclé (SBR).

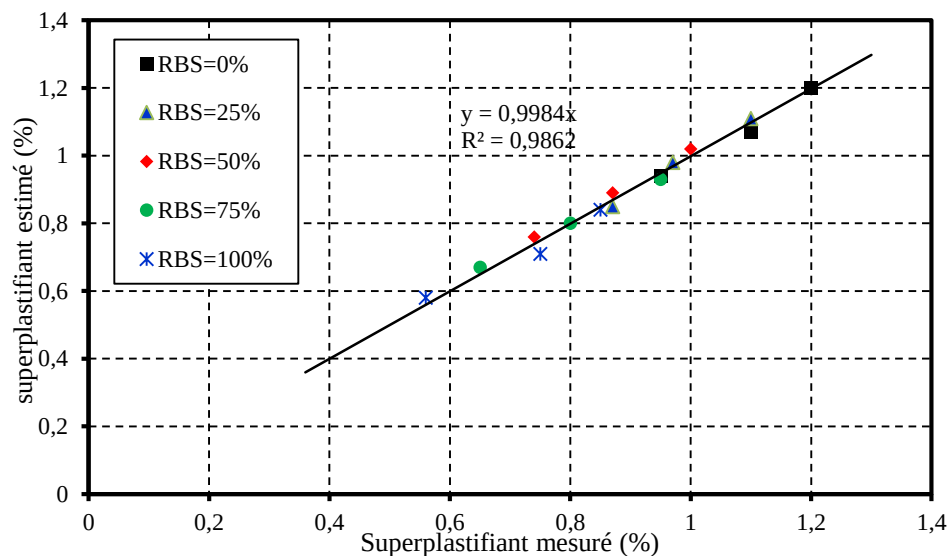


Figure 5. 3. Vérification des valeurs du besoin en superplastifiant mesurées et estimées.

5.4. Masse volumique apparente

La masse volumique des MAP diminue progressivement avec l'augmentation du taux de SBR, comme la montre la figure 5.4 ci-dessus. À titre d'exemple, pour une formulation sans laitier (OL), la masse volumique passe de 2310 kg/m³ à 2203 kg/m³ lorsque le SN est entièrement remplacé par du SBR. Cette baisse s'explique principalement par la nature plus poreuse et moins dense des granulats recyclés issus de bétons concassés, qui réduisent la masse volumique du squelette granulaire.

Par ailleurs, l'ajout LGHF accentue cette tendance. Pour un même taux de SBR, l'augmentation du pourcentage de laitier (de 0 à 40%) se traduit par une légère diminution de la masse volumique. Cela est attribuable à la densité intrinsèquement plus faible du laitier comparée à celle du ciment Portland. Ainsi, la masse volumique la plus faible est observée pour la combinaison maximale des matériaux substitués (100 % SBR et 40 % LGHF), atteignant 2172 kg/m³.

L'effet combiné du SBR et du LGHF permet donc d'alléger les mortiers, ce qui peut être avantageux dans des applications nécessitant une réduction de poids sans compromettre la maniabilité.

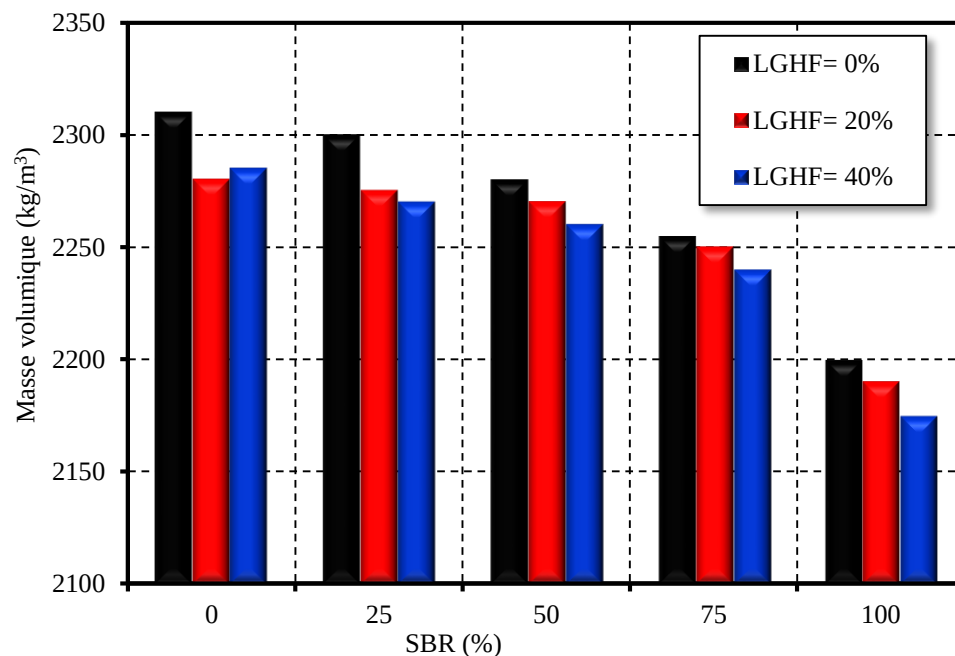


Figure 5. 4. Variation de la densité en fonction du taux de SBR et du pourcentage LGHF.

Même résultats observé par leilte et al. (2016) et Güneyisi et al. (2016), qu'ont trouvé que quand le teneur en agrégats fin recyclés augmentait, les bétons avec les mêmes

proportions présentait une diminution allant jusqu'à 3% dans la valeur de la densité spécifique.

Pour l'évaluation de la densité du mortier en fonction du taux de substitution du sable et du ciment, on a testé plusieurs relations mathématiques. Le résultat le plus convainquant est une relation polynomiale des deux taux de substitution. Le coefficient de corrélation atteint une valeur maximal de $R^2=0.97$ et l'écart quadratique prend une valeur minimale de 6.7 kg/m³. La figure 5.4 illustre une comparaison entre les masses volumiques mesurées et calculées des différents mortiers testés. L'expression est donnée par :

$$\gamma(\text{kg/m}^3) = \frac{2308}{100} - \left(\frac{Sr}{100}\right)^{2.4} - \left(\frac{L}{100}\right)^{0.4} \quad (5.2)$$

Avec Sr le taux de substitution du sable et L le taux de substitution du laitier.

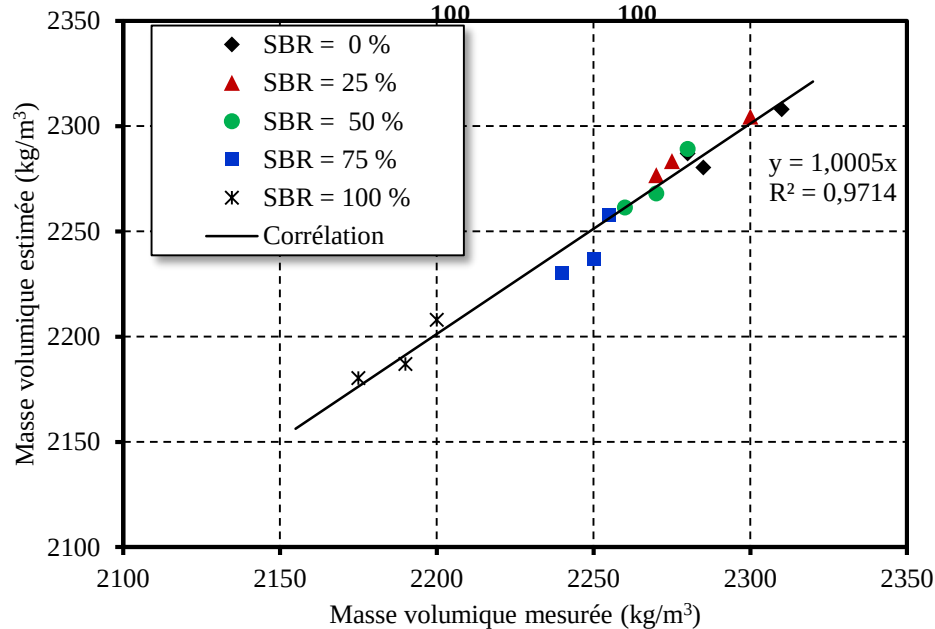


Figure 5. 5. Comparaison entre les masses volumiques mesurées et calculées des différents MAP.

5.4. Chaleur d'hydratation du ciment au laitier

Le contact de l'eau avec les grains de ciment enclenche une réaction d'hydratation qui donne naissance à des produits qui vont accroître la résistance et d'autres propriétés du ciment. Ceci est accompagné par un dégagement de chaleur proportionnel avec la minéralogie du ciment, sa finesse, le dosage en eau et la présence d'additions minérales.

Un calorimètre semi-adiabatique est utilisé pour suivre l'évolution de la température de laquelle on peut déduire la chaleur dégagée comme la somme de l'échauffement et la déperdition. La figure 5.6 illustre l'évolution de la chaleur pour chaque type de mortier. Un mortier témoin dégage 238 J/g de chaleur après 5 jours d'hydratation, par contre cette chaleur grimpe vers 252, 269, 282 et 296 J/g lorsqu'on substitue 25, 50, 75, et 100% de sable naturel par le sable SBR. Cette hausse de chaleur est provoquée par le ciment anhydre présent dans le vieux mortier et de l'effet de nucléation joué par la poudre fine présentée dans le sable recyclé.

La présence des fines calcaires et le ciment anhydre contribuent à améliorer l'hydratation et à augmenter le dégagement de chaleur. Plus la quantité de sable SBR augmente plus la chaleur dégagée augmente et plus les résistances mécaniques s'améliorent. Les flux de chaleur des différents mortiers sont représentés sur la figure 5.7 où le taux de sable recyclé engendre un flux plus prononcé et accéléré. Le mortier témoin provoque un flux de 28.4 J/g/h à 10h par contre lorsque 25% de sable naturel sont remplacés par du sable SBR ce flux apparaît 2 heures avant avec une intensité de 40 J/g/h.

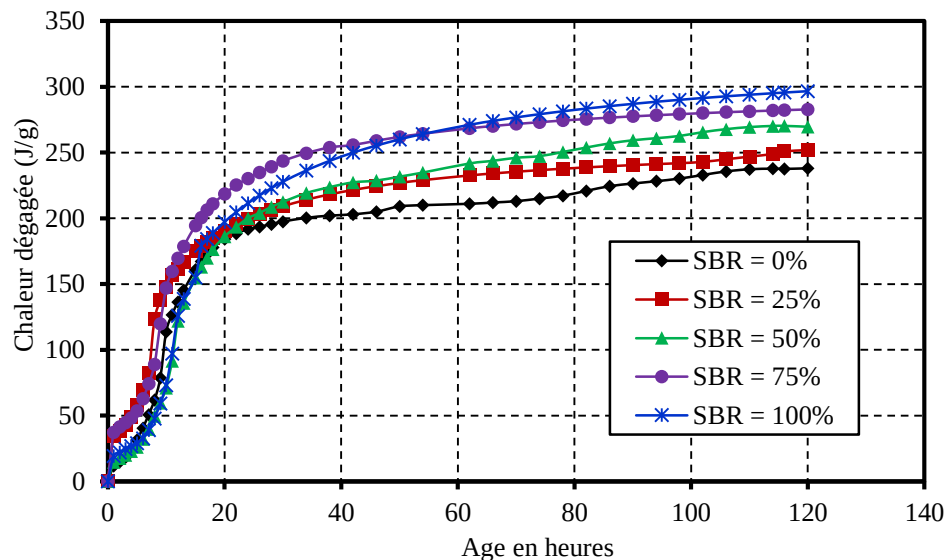


Figure 5. 6. Evolution de la chaleur dégagée au cours de l'hydratation des différents mortiers à base de sable SBR.

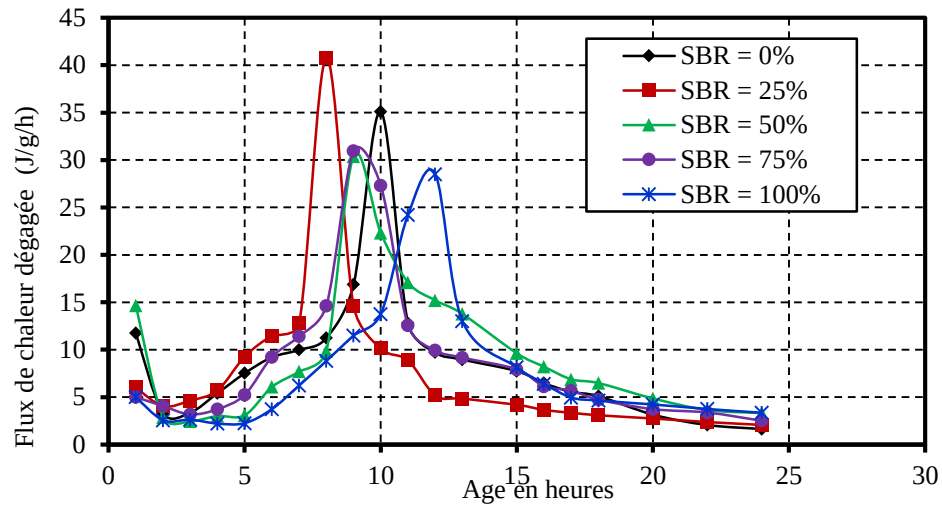


Figure 5. 7. Flux de chaleur des différents mortiers à base de sable SBR.

Les mortiers contenant 50% de sable recyclé et un ciment substitué de 20 et 40% de laitier possèdent une chaleur réduite comparée à celle d'un mortier témoin. Les figures 5.8 et 5.9 montre la chaleur dégagée et le flux pour des mortiers contenant du laitier. Le laitier génère une chaleur plus faible durant les deux premiers jours, puis la chaleur progresse tout en restant inférieure à celle du mortier témoin. La faible réactivité du laitier au jeune âge lui confère un faible dégagement proportionnel au taux utilisé. Après que les conditions de la réactivité du laitier se sont réunies, sa réactivité engendre une chaleur liée à la production des nouveaux hydrates. De ceci, on peut conclure que le ciment au laitier dégage moins de chaleur et que son dégagement est retardée ce qui favorise sont utilisation en climat chauds. La chaleur dégagée chute de 238 à 209 et 178 J/g lorsque le laitier remplace 20 et 40% de ciment. De même, le flux de chaleur diminue de 28.4 vers 26.4 et 22.3 J/g/h.

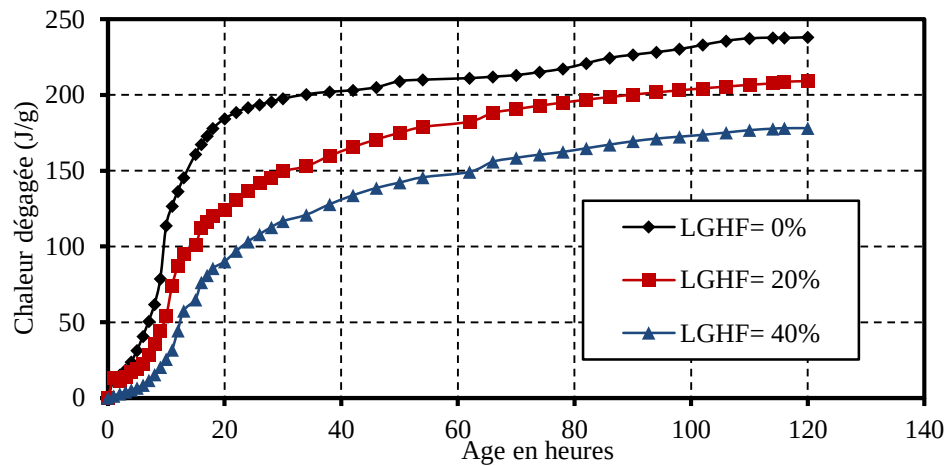


Figure 5. 8. Evolution de la chaleur dégagée au cours de l'hydratation des différents mortiers à base de SBR.

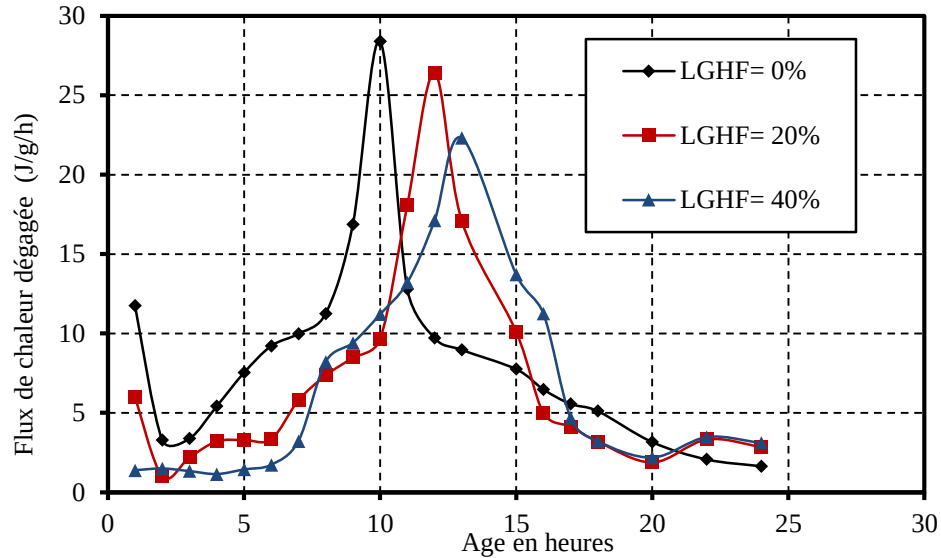


Figure 5. 9. Flux de chaleur des différents mortiers à base de SBR.

5.5. Résistance mécanique

Il est clair que l'utilisation de SBR dans la fabrication des MAP influence sensiblement sa résistance à la compression qui suit la même trajectoire quel que soit le taux de LGHF utilisé (figure 5.10). A un taux de substitution allant jusqu'au 50%, le SBR peut contribuer à une amélioration des résistances mécaniques, au-delà aucun effet bénéfique est enregistré et même une diminution de résistances est observé pour un mortier fabriqué entièrement avec le SBR. Une amélioration des résistances mécaniques a été observée, atteignant 15 % et 12 % pour des taux de substitution en SBR de 25 % et 50 %, respectivement. En revanche, une diminution d'environ 6 % a été enregistrée lorsque le taux de substitution atteint 100 %.

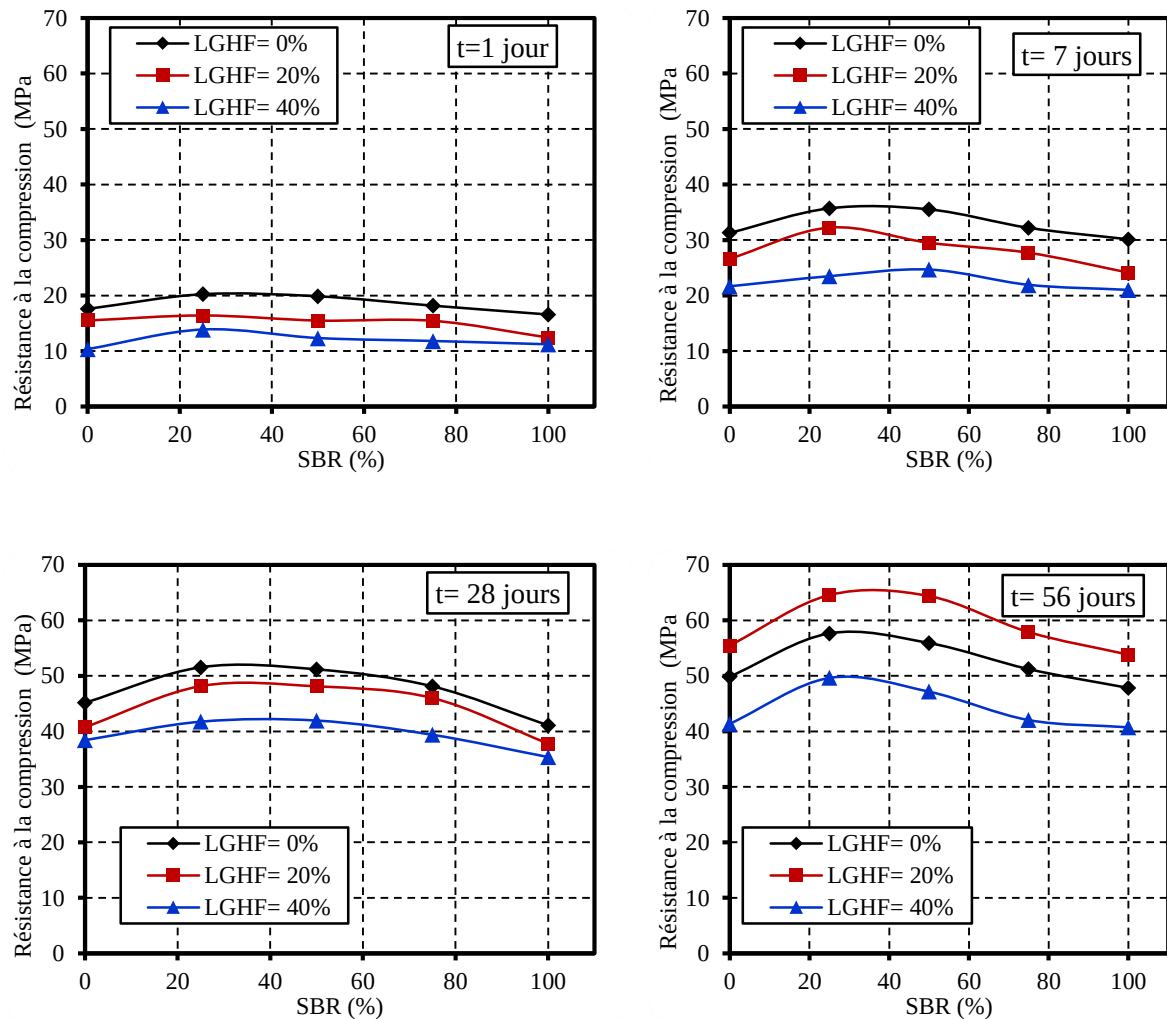


Figure 5.10. Evolution de la résistance à la compression des MAP en fonction du taux de SBR et du LGHF à différents âges (1j, 7j, 28j, 56j)

Des résultats similaires trouvés par Neno et al. (2014), ils ont étudié la possibilité d'utiliser le SBR dans la fabrication des mortiers, ils ont conclu que l'utilisation de SBR donne des résistances à la compression plus élevées dans les mortiers fabriqués avec des taux de remplacement de 20 %, 40 % et 100 %, par rapport aux mortiers de référence. Ledesma et al. (2014) ont trouvé des résistances à la compression meilleure qu'un mortier témoin pour des taux de remplacement allant jusqu'à 40 %.

Une étude expérimentale menée par Kumar et al. (2018) a conduit à une conclusion générale selon laquelle les matériaux recyclés, tels que les granulats fins issus de déchets de béton, peuvent être intégrés à hauteur de 20 % dans des mélanges de béton à haute performance. Cette substitution a permis une amélioration notable des résistances

mécaniques : une augmentation de 40 % à 3 jours, de 10 % à 7 jours et de 18 % à 28 jours. Plusieurs hypothèses ont été avancées pour expliquer ces résultats.

L'augmentation observée des résistances mécaniques des mortiers autoplaçants jusqu'à un taux de 50 % de SBR peut s'expliquer par plusieurs mécanismes physico-chimiques et caractéristiques spécifiques du matériau utilisé. Premièrement, la forte capacité d'absorption des agrégats recyclés leur permet de jouer un rôle de réservoir d'eau interne. Cette eau, absorbée pendant le malaxage puis progressivement restituée, favorise une hydratation continue du ciment. Ce mécanisme joue un rôle essentiel dans les phases ultérieures de durcissement, en favorisant la formation continue des hydrates de silicate de calcium (C-S-H) et en contribuant à l'affinement de la zone de transition interfaciale (ZTI). Il en résulte une amélioration de la compacité de la matrice cimentaire ainsi qu'un renforcement des performances mécaniques du béton (Kou et al., 2015 ; Kumar et al., 2018 ; Etxeberria, 2020 ; Jiang et al., 2019).

Deuxièmement, la présence de ciment non hydraté dans le système, notamment à jeune âge, peut continuer sa réaction grâce à l'humidité restituée par les SBR, renforçant encore les gains de résistance au fil du temps (Jiang et al., 2019; Katz et al., 2003; Braga et al., 2014 ; Pereira et al., 2012). De plus, la richesse en fines des SBR joue un rôle de comblement des vides dans la matrice cimentaire, améliorant ainsi la densité du matériau durci (Etxeberria , 2020; Jiang et al., 2019).

Au-delà de ces effets, plusieurs caractéristiques propres au sable recyclé utilisé dans cette étude ont accentué cette amélioration. D'abord, sa texture concassée et rugueuse contraste avec la forme lisse et arrondie du sable naturel, favorisant une meilleure adhérence pâte-granat. Plusieurs recherches ont démontré que cette morphologie améliore significativement les résistances mécaniques lorsqu'un sable naturel est remplacé par un sable concassé (Bounedjema et al., 2016 ; Jadhav et al., 2013). Ensuite, le sable recyclé utilisé possède un module de finesse (MF = 3.14) supérieur à celui du sable naturel (MF = 1.98), ce qui contribue à un meilleur empilement granulaire et à une répartition plus favorable des tailles de particules, renforçant ainsi la résistance globale du mortier.

En outre, ce sable recyclé provient exclusivement du concassage d'éprouvettes de laboratoire, initialement destinées au contrôle de qualité. Il s'agit donc d'un matériau propre, non exposé aux agressions externes (carbonatation, attaque sulfatique, corrosion, etc.), ce qui garantit une qualité intrinsèque élevée. Enfin, le concassage a été réalisé spécifiquement pour obtenir une fraction granulaire fine (0/5 mm), assurant une teneur optimale en granulats dans le sable. Cette méthode de production, contrairement à celle des sables recyclés issus des carrières (souvent obtenus par concassage 0/20 mm suivi de criblage), a permis de limiter la teneur en fines et en résidus cimentaires, tout en privilégiant les fractions les plus porteuses.

Pour le cas d'utilisation de laitier des hauts Fournaux, il a été constaté qu'à très jeune âge (1 jour), la réactivité initiale du ciment Portland domine les performances mécaniques. Les formulations sans laitier (0L) affichent les résistances les plus élevées, atteignant environ 20 MPa à 25 % de SBR, tandis que l'introduction de laitier, peu réactif à ce stade, entraîne une baisse significative des résistances (16 MPa pour 20L et 13 MPa pour 40L). Dès 7 jours, une progression notable est observée, notamment pour la formulation 20L qui commence à exprimer l'effet retardé du laitier, atteignant environ 34 MPa, proche de la formulation témoin (0L) à 37 MPa. À 28 jours, le laitier révèle son potentiel pouzzolanique dont la formulation 20L enregistre une résistance de 50 MPa, très proche de celle de 0L (52 MPa). En revanche, une teneur élevée en laitier (40L) se traduit par une résistance plus faible (~43 MPa), illustrant une inertie réactive qui freine l'évolution des propriétés mécaniques. À 56 jours, la contribution du laitier devient pleinement efficace. La formulation 20L devient la plus performante avec 65 MPa à 25 % de SBR, surpassant la formulation témoin (58 MPa), ce qui confirme l'effet bénéfique à long terme du laitier lorsqu'il est utilisé à des teneurs modérées. La formulation 40L poursuit sa progression (50 MPa), mais reste en retrait, traduisant l'importance d'un dosage optimal du laitier pour maximiser la résistance à long terme.

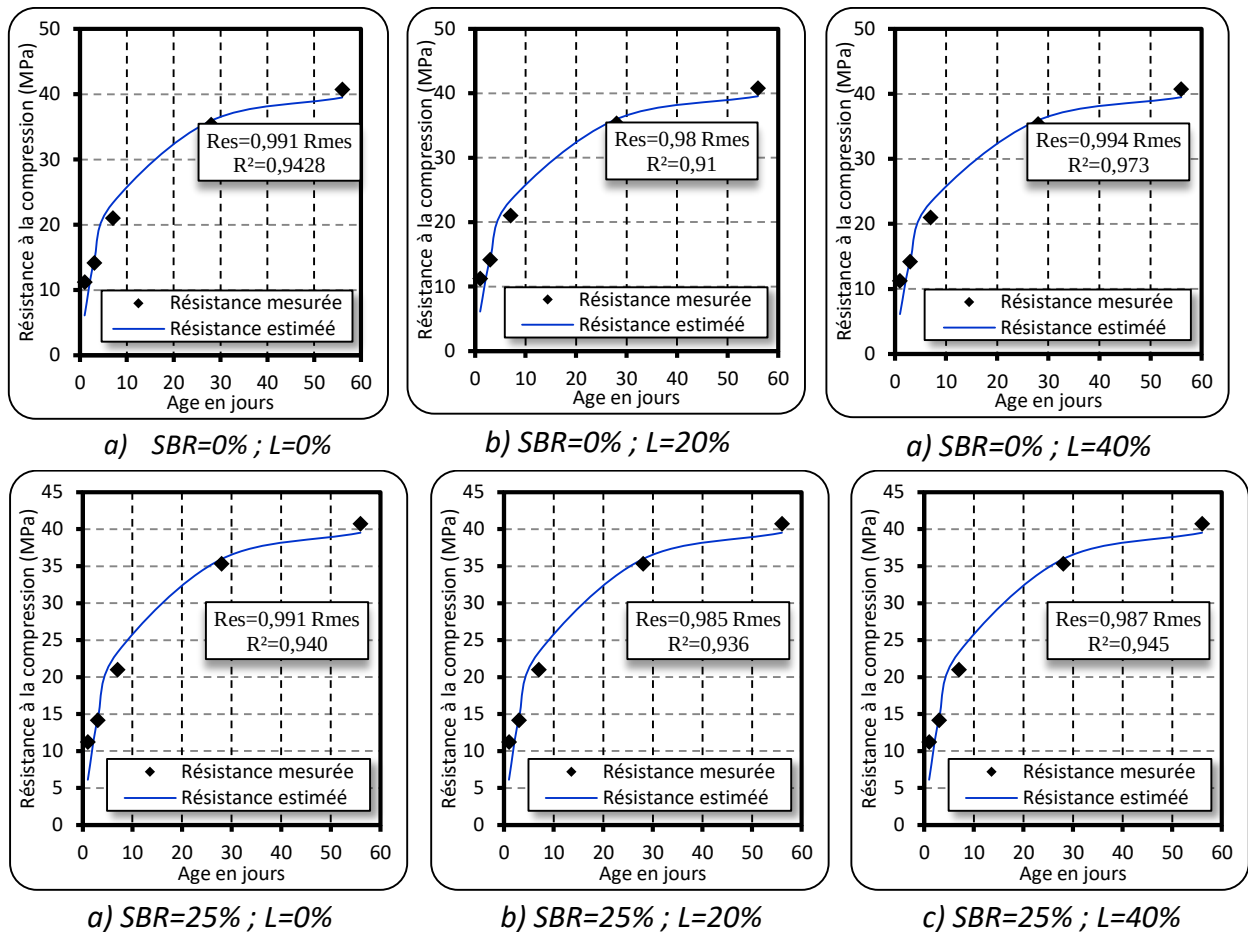
Plusieurs chercheurs ont rapporté des résultats comparables. Le comportement des laitiers a été analysé à travers des études approfondies portant sur leur mécanisme d'hydratation en présence de ciment. Les mélanges ciment-laitier, qui présentent une teneur en silice plus élevée et une teneur en chaux plus faible que le ciment Portland classique (CEM I), ont ainsi fait l'objet d'une attention particulière, produisent une quantité moindre de C-S-H à jeune âge, ce qui se traduit par des résistances initiales plus faibles. Toutefois, après l'hydratation du ciment, l'activation du laitier est essentiellement calcique, en raison de la production forte de portlandite issue de l'hydratation des silicates tricalcique (C_3S) et dicalcique (C_2S). Cette portlandite réagit avec les silices contenues dans le laitier, favorisant ainsi la formation de silicates de calcium hydratés (C-S-H) et la réduction de la porosité capillaire. Il en résulte une microstructure plus dense, contribuant à l'amélioration significative de la résistance mécanique à long terme (Gruyaert et al., 2013 ; Li et al., 2003 ; Sanjuán, 2018 ; Zhang et al., 2019).

La résistance à la compression constitue l'une des propriétés fondamentales influençant la majorité des caractéristiques du béton. Pour une analyse plus approfondie des résultats obtenus, une méthode basée sur la norme ASTM (1995) a été adoptée. Cette approche repose sur le concept de la maturité, qui permet d'estimer l'évolution de la résistance du béton en supposant que la cinétique d'hydratation peut être modélisée par l'équation suivante :

$$R = R_u \frac{t - t_0}{(t - t_0) + t_{50}} \quad (5.3)$$

Avec : R : propriété du ciment (chaleur d'hydratation, retrait, résistance, etc.), Ru : valeur ultime, t0 : temps de la période dormante avant le développement de la résistance peut être assimilé au temps de fin de prise en heure, dans cette étude on peut le négliger et t50 : temps nécessaire pour atteindre 50 % de la valeur ultime en jour (demi âge).

La corrélation des résultats par la méthode des moindres carrés permet d'estimer les paramètres caractéristiques de la courbe de développement de la résistance, notamment le demi-âge de résistance t₅₀ ainsi que la résistance ultime Ru, pour chaque taux de substitution en sable recyclé et en laitier. Les résultats obtenus sont présentés dans la figure 5.11 et regroupés dans le tableau 5.1.



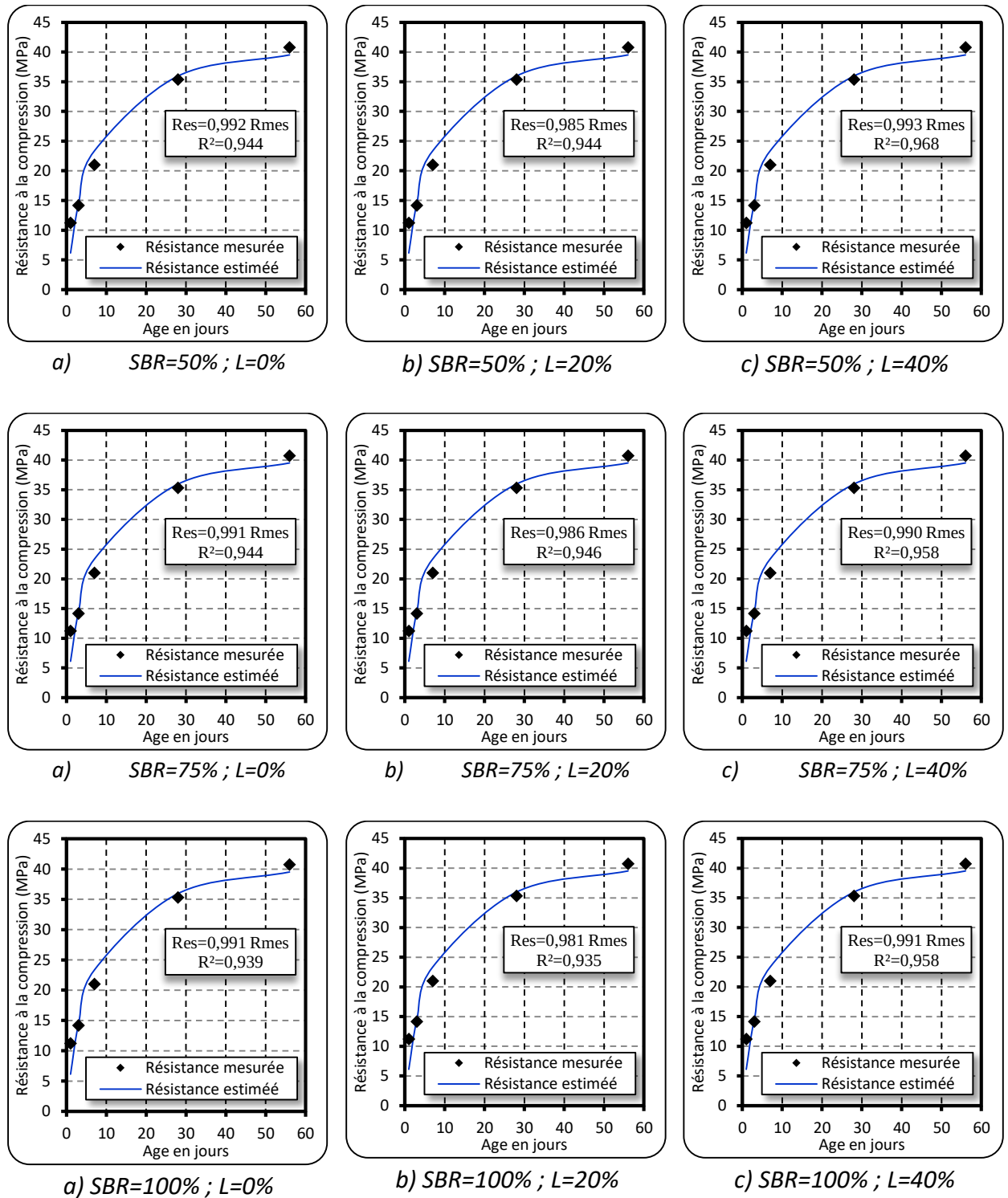


Figure 5. 11. Modélisation de l'évolution des résistances à la compression.

Tableau 5. 1. Résistances ultimes et demi âges trouvés par corrélation des résultats expérimentaux.

Taux de laitier		Résistance ultime (MPa)			Demi-âge (jpours)		
		0	20	40	0	20	40
Taux de sable recyclé	0	50,98	56,03	46,77	3,44	6,22	6,98
	25	58,70	66,73	53,87	3,51	6,76	7,11
	50	57,38	69,36	51,95	3,40	8,56	6,63
	75	53,35	62,29	47,19	3,56	7,57	6,59
	100	47,70	58,99	43,85	3,30	10,28	6,15

Selon l'allure de la variation des résistances ultimes (figure 5.12) et les demi-âges des résistances (figure 5.13), on peut tester une forme polynomiale dont les coefficients seront déterminés par une régression linéaire des résultats expérimentaux. Cette forme polynomiale dépend à la fois du taux de sable recyclé et du taux de substitution du laitier. L'équation (5.3) prend la forme suivante :

$$R(t, R_s, L) = (51 + 0.3 S_r - 0.003 S_r^2 + L - 0.03 L^2) \frac{t}{3.6 + 0.25 L e^{0.006 S_r} - 0.005 L^2 e^{0.006 S_r} + t} \quad (5.4)$$

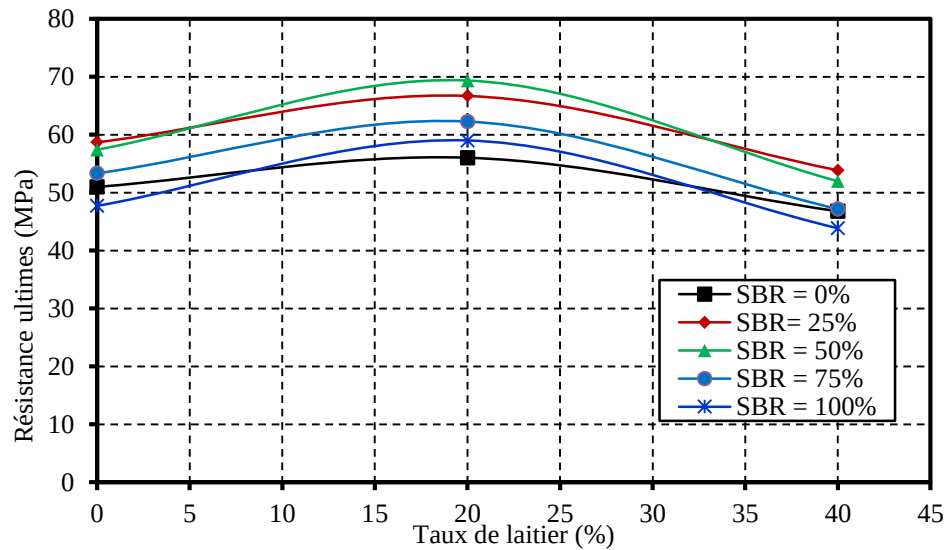


Figure 5. 12. Variation de la résistance ultime estimée par l'équation 7 en fonction de la composition du mortier.

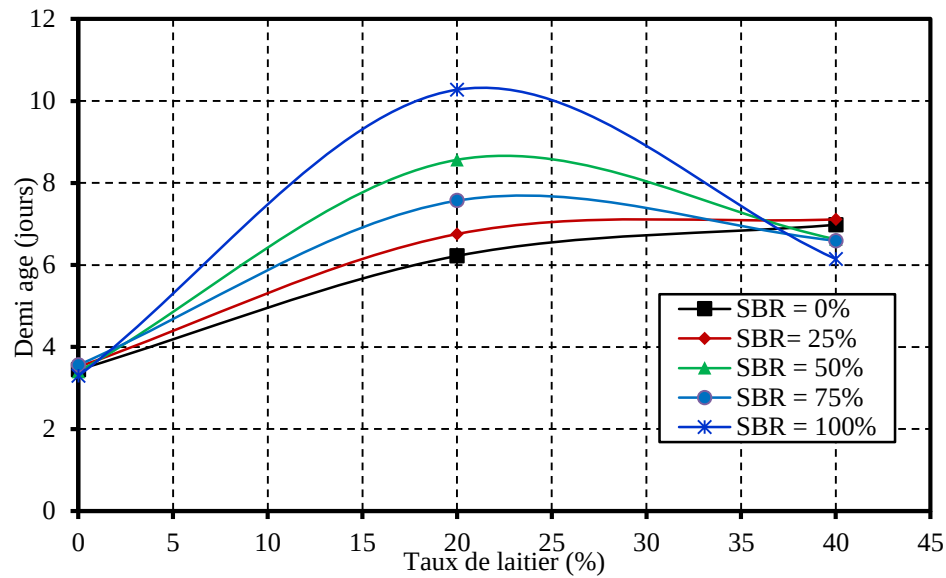


Figure 5. 13. Variation du demi-âge estimé par l'équation 8 en fonction de la composition du mortier.

La figure 5.14 montre une comparaison entre les valeurs mesurées et calculées par l'équation 8 où le coefficient de corrélation atteint $R^2=0.94$ et l'erreur quadratique moyenne une valeur de 3.9 MPa. Ceci montre la fiabilité de cette corrélation et qu'on peut estimer une résistance d'un mortier à n'importe quel âge, quel que soit le taux de laitier et de sable recyclé.

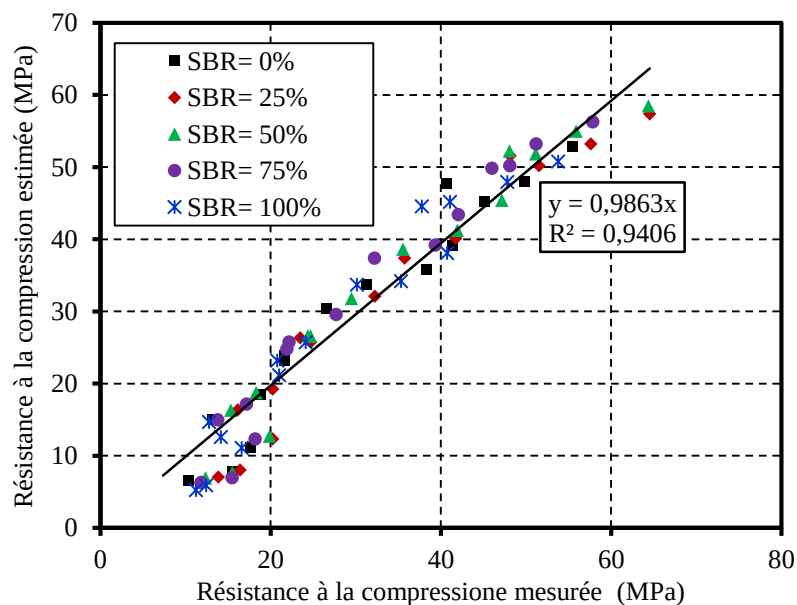


Figure 5. 14. Comparaison des valeurs des résistances à la compression mesurées et estimées.

5.6. Porosité accessible à l'eau

L'évolution de la porosité des mortiers en fonction du taux de sable recyclé (0 %, 25 %, 50 % et 100 %) et du taux de laitier granulé de haut fourneau (0L, 20L, 40L) est illustrée par les diagrammes radar de la figure 5.15 représentant les résultats de la porosité à 3 et 56 jours.

Les résultats révèlent que l'augmentation du taux de sable recyclé engendre une hausse progressive de la porosité, tant à jeune âge qu'à long terme. En effet, l'utilisation de 100 % de sable recyclé sans ajout de laitier (0L) conduit à la porosité la plus élevée, traduisant une structure interne plus ouverte et plus vulnérable. Ce comportement est attribué aux caractéristiques propres du sable recyclé, telles que sa surface irrégulière, sa porosité intrinsèque et la présence de résidus de pâte de ciment ancienne, qui altèrent la compacité du squelette granulaire.

Les résultats montrent que la porosité augmente avec l'élévation du taux de sable recyclé, traduisant une dégradation progressive de la compacité du mortier. À 3 jours, en absence de laitier (0L), la porosité atteint environ 6,3 % pour 0 % SBR, puis augmente à 7,8 % pour 25 % SBR, 9,4 % à 50 % SBR, et culmine à 10,8 % à 100 % SBR. Cette tendance est principalement due à la morphologie irrégulière et à la porosité interne des granulats recyclés, ainsi qu'à la présence de pâte résiduelle, qui dégradent la structure granulaire et favorisent la formation de pores interconnectés.

Cependant, l'ajout de laitier de haut fourneau permet de modérer ces effets négatifs. À 3 jours, avec 20L de LGHF, la porosité est réduite à environ 5,7 % pour 0 % SBR, 7,0 % à 25 %, 8,2 % à 50 % et 9,3 % à 100 % SBR. L'effet est plus marqué avec 40L de laitier, où les porosités chutent respectivement à 5,1 %, 6,2 %, 7,3 % et 8,4 %. Cette diminution est attribuée à l'effet filler du laitier, qui contribue dès le jeune âge à densifier la matrice en comblant les pores intergranulaires (ezziane et al., 2010).

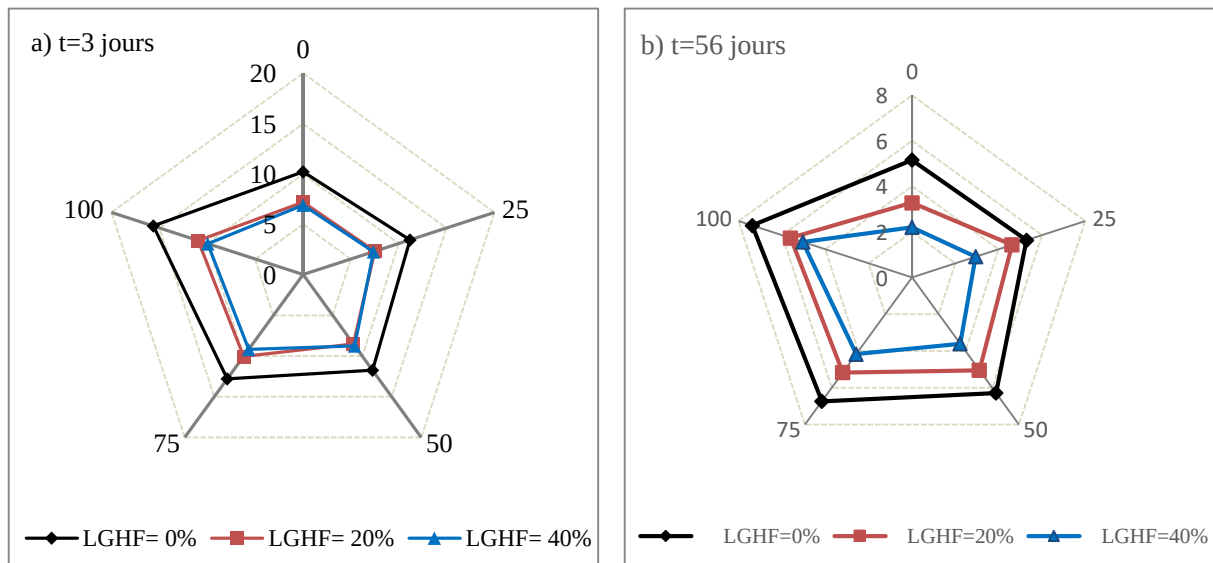


Figure 5. 15. Porosité des mortiers à 3jours (a) et 56 jours (b).

À 56 jours, l'ensemble des formulations présente une réduction significative de la porosité, traduisant le raffinement progressif de la microstructure par l'hydratation et la réaction pouzzolanique. En formulation 0L, la porosité est estimée à 4,7 % pour 0 % SBR, 5,5 % à 25 %, 6,3 % à 50 %, et 7,4 % à 100 %. Avec 20L de laitier, ces valeurs diminuent à 4,2 %, 5,0 %, 5,8 %, et 6,8 %. À 40L, les porosités tombent à environ 3,7 %, 4,6 %, 5,3 %, et 6,2 %, montrant que l'effet bénéfique du laitier est nettement plus accentué à long terme. Cela s'explique par la production secondaire de gels C-S-H qui remplissent les pores capillaires et améliorent la compacité globale du matériau.

En résumé, les résultats démontrent que l'utilisation de sable recyclé augmente la porosité des mortiers. Toutefois, l'introduction de laitier granulé de haut fourneau, permet de compenser partiellement voire totalement ces effets néfastes, en assurant une microstructure plus dense et potentiellement plus durable à long terme.

Plusieurs études ont démontré que l'incorporation de sable recyclé dans les mortiers conduit à une augmentation significative de leur porosité, tant à jeune âge qu'à long terme. Dans le cadre de notre étude, les résultats montrent que la porosité des mortiers contenant du Sable recyclé atteint environ 23,5 % à 3 jours et 21,2 % à 56 jours, contre seulement 18,0 % et 15,7 % respectivement pour les mortiers élaborés avec du sable naturel. Ces valeurs confirment que le SBR introduit davantage de vide dans la matrice cimentaire, probablement en raison de sa rugosité superficielle, sa forme irrégulière et la présence de particules résiduelles de pâte de ciment.

Ces tendances sont corroborées par plusieurs recherches. Benouis et al., (2023) ont observé une porosité de 22,8 % pour des mortiers à base de SBR1 contre 17,4 % pour ceux à base de SN après 28 jours de cure, attribuant cette différence à la structure poreuse intrinsèque du sable recyclé. Rezzag et Bensaci (2022) ont également signalé que la porosité peut dépasser 25 % lorsque le taux de substitution du SN atteint 100 %, ce qui entraîne une perméabilité accrue et une perte de compacité.

De manière complémentaire, Pour Le et al. (2019) ont constaté que dans des conditions sèches, la perméabilité à l'air du mortier contenant 100 % de sable recyclé (RS100) était trois fois supérieure à celle du mortier de référence (RS0). Ils attribuent cela à l'augmentation de la porosité du mortier de 14,9 %, en cohérence avec une augmentation de 14,3 % de la porosité granulaire, montrant que plus le nombre de pores augmente, plus l'air peut facilement pénétrer dans le matériau.

Anastasio et al. (2014), quant à eux, ont étudié l'effet des granulats fins et grossiers issus du recyclage de béton propre, sans impuretés ni altération chimique. Ils ont montré que la porosité ouverte augmentait significativement avec l'utilisation de granulats recyclés fins. Des observations microscopiques ont révélé des décollements d'agrégats ainsi que la présence de pores sphériques de 600 à 700 μm , probablement dus à l'évaporation de l'eau.

Ghorbel et Wardeh (2016) ont aussi montré que la porosité des mortiers à base de SBR augmente notablement dès les premiers jours de cure, avec des écarts allant jusqu'à 5 % par rapport aux mortiers à base de sable naturel.

Pour mettre en évidence l'effet bénéfique de l'incorporation de LGHF sur la réduction de la porosité des mortiers, contribuant ainsi à l'amélioration de leur compacité et de leur durabilité. Ghrici et al. (2006) ont montré que l'ajout de 20 % de LGHF permettait de réduire la porosité totale des mortiers de l'ordre de 26 % par rapport au témoin sans laitier. Cette diminution significative est principalement liée à la formation supplémentaire de gels C-S-H, issus de la réaction pouzzolanique du laitier, qui comblent les pores capillaires et affinent ainsi la microstructure de la matrice cimentaire. De manière complémentaire, Hadj Sadok et al. (2016) ont observé qu'une substitution à hauteur de 50 % de ciment par du LGHF entraînait une réduction marquée de l'absorption d'eau par capillarité, traduisant une porosité plus faible. Cet effet est particulièrement recherché dans le cadre des ouvrages soumis à des environnements humides ou agressifs, où la durabilité des matériaux est cruciale.

5.7. Absorption d'eau par capillarité

L'absorption capillaire d'eau fait référence au taux d'absorption par remontée capillaire ; elle est étroitement liée au développement de la microstructure du matériau cimentaire. Les

résultats de l'essai d'absorption capillaire d'eau pour les différents mortiers sont présentés dans la figure 5.16.

Les résultats montrent que l'utilisation de sable recyclé augmente l'absorption capillaire d'eau des mortiers pour tous les âges d'essai, ce qui est corrélé aux résultats de porosité trouvés. Les valeurs d'absorption capillaire deviennent plus élevées lorsque plus de 50 % de SN est remplacé par du SBR. En revanche, l'utilisation de LGHF réduit l'absorption capillaire où des valeurs de 3.96, 3.15 et 3.09 (kg/m²) sont enregistrées pour un mortier témoin, L20 et L40 respectivement. Pour la même teneur en laitier, l'absorption capillaire d'eau augmente à 5,67, 4,95 et 5,11 (kg/m²) pour un mortier à base de 100 %. Ce résultat est en accord avec plusieurs chercheurs (ASTM,1995 ; Itim et al.,2011; Gruyaert et al.,2013 ; Sanjuán et al.,2018).

La détermination des coefficients capillaires consiste à corréliser les derniers points alignés par une droite. La pente de chaque droite représente le coefficient capillaire du mortier correspondant. Les résultats de ces coefficients trouvés par cette analyse pour les différents mortiers sont regroupés dans le Tableau (4.2). On observe que le coefficient de capillarité prend la valeur de 0,97 kg/m²/h^{0,5} pour le mortier ordinaire et augmente de 8%, 28%, 35% et 36% lorsque le sable SBR remplace 25%, 50%, 75% et 100% de sable SN. En combinant le sable SBR avec un ajout minéral tel que le LGHF, il faut noter que l'augmentation de ce coefficient est moins importante et cet ajout joue un rôle clé dans la fermeture des interstices et la densification de la matrice. Avec 20% de LGHF, le coefficient de capillarité diminue de 18% pour le mortier témoin et de 11% lorsqu'il contient 25% de SBR. Lorsque le mortier contient des taux élevés de sable recyclé, le coefficient de capillarité n'augmente que de 6%, 15% et 20% pour un mortier contenant respectivement 50%, 75% et 100% de sable SBR.

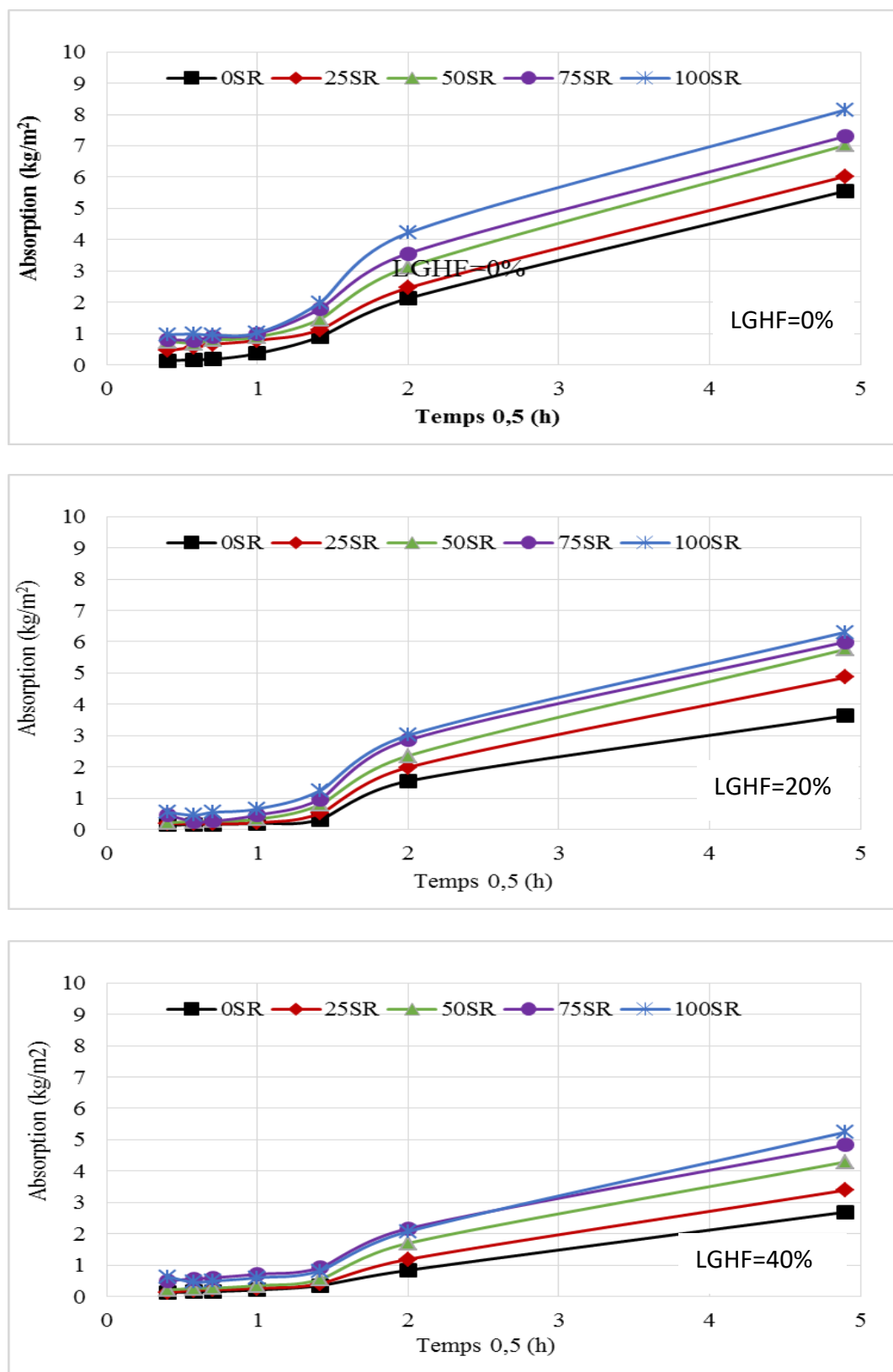


Figure 5. 16. Absorption par capillarité des MAP à 56 jours en fonction du taux de SBR et du LGHF.

Pour exprimer ce coefficient en fonction de la teneur en SBR et en LGHF, plusieurs relations ont été testées pour sélectionner celle qui donne la meilleure corrélation. Le résultat a conduit à exprimer ce coefficient sous la forme ci-dessous :

$$As = (210 - 5S + 0,0037) Sr + (0,98 - 0,032\sqrt{S}) \quad (5.5)$$

Où Sr et S représentent la teneur en SR et en LGHF dans la composition du mortier. Le coefficient de corrélation atteint une valeur proche de l'unité de 0,9212 et l'erreur quadratique moyenne prend une valeur faible de 0,04 $\text{kg/m}^2/\text{h}^{0,5}$. La Figure (5.17) illustre une comparaison entre les valeurs calculées et mesurées. Ce coefficient de capillarité augmente avec la teneur en SBR et diminue à chaque incorporation de LGHF. Ce matériau cimentaire comble les vides laissés par la porosité du SBR et renforce la matrice cimentaire en produisant des produits d'hydratation complémentaires.

Tableau 5. 2. Coefficients de capillarité mesurés des différents mortiers testés.

MAP	LGHF= 0%	LGHF= 20%	LGHF= 40%
SBR= 0%	0.97	0.79	0.79
SBR= 25%	1.06	0.87	0.92
SBR= 50%	1.25	1.04	1.06
SBR= 100%	1.32	1.13	1.16

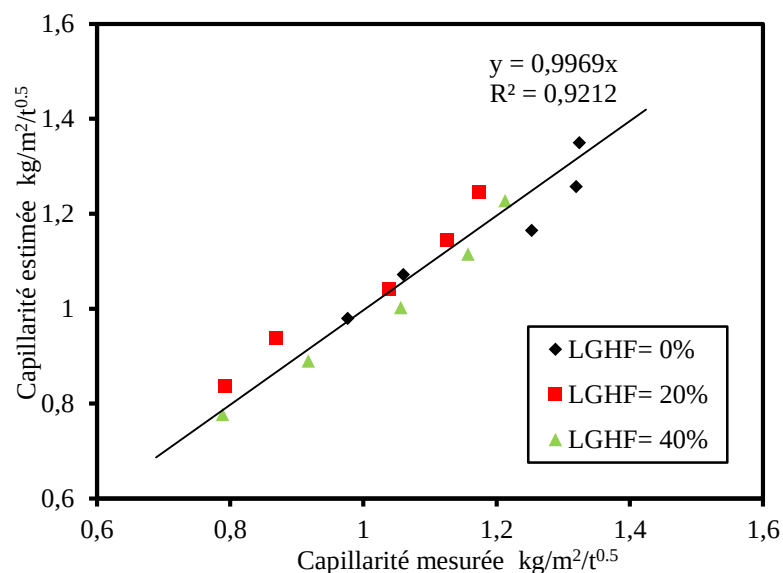


Figure 5. 17. Relation entre le coefficient de capillarité mesuré et les valeurs estimées.

La sorptivité désigne la vitesse d'absorption par remontée capillaire, elle est étroitement liée au développement de la microstructure du matériau cimentaire. Selon la figure (5.18) l'utilisation du SBR augmente la sorptivité des mortiers au-delà d'un taux de 50%. Les valeurs de sorptivité des MAP à 25% de SBR sont très proches au mortier témoin, mais au-delà, la sorptivité augmente avec l'augmentation du taux de SBR. L'utilisation de LGHF à un taux de 20% à diminué la sorptivité de 20%, 14%, 14%, 12%, 9% pour un taux de substitution de SBR de 0, 25, 50, 75 et 100% respectivement. A 40% de laitiers les valeurs de sorptivité n'a pas trop varie par rapport au 20% de LGHF.

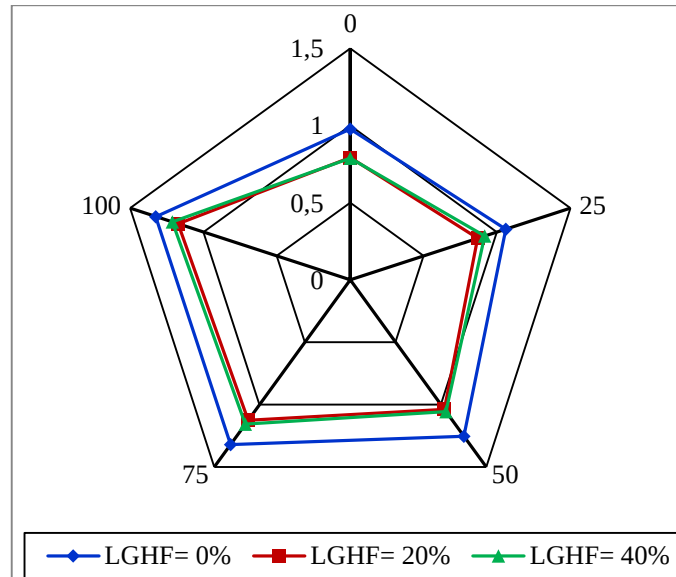


Figure 5. 18. Sportivité des mortiers à 56 jours en fonction du taux de SBR et LGHF.

5.8. Conclusion

L'étude menée sur l'influence du sable recyclé (SBR) et du laitier granulé de haut fourneau (LGHF) dans la formulation des mortiers autoplacants (MAP) a permis de mettre en évidence des effets complémentaires à la fois sur les propriétés fraîches, mécaniques et de durabilités des matériaux.

Du point de vue rhéologique, l'utilisation des SBR permet de réduire progressivement le besoin en superplastifiant, en raison de l'absorption différée de l'eau et de la présence de fines jouant un rôle lubrifiant. Le LGHF, grâce à sa finesse et à la morphologie sphérique de ses particules, améliore également la fluidité par effet de « roulement à billes » Sobolev (2005). La combinaison des deux additions agit de manière synergique, permettant une réduction marquée de l'usage de superplastifiant, ce qui constitue un avantage à la fois économique et environnemental.

Sur le plan physique, la substitution du sable naturel par du sable recyclé induit une diminution progressive de la masse volumique et une augmentation de la porosité, traduisant une perte de compacité. L'ajout de LGHF accentue la baisse de masse volumique en raison de sa densité intrinsèque plus faible, mais joue un rôle déterminant dans la réduction de la porosité. À jeune âge, son effet filler comble les pores intergranulaires, tandis qu'à long terme, sa réaction pouzzolanique produit des hydrates secondaires (C-S-H) qui densifient la matrice et améliorent sa durabilité.

Concernant la résistance mécanique, les résultats confirment qu'une substitution modérée en SBR (jusqu'à 50 %) améliore les performances, grâce à plusieurs mécanismes tels que l'effet réservoir d'eau, la réaction du ciment résiduel non hydraté, le rôle de comblement des fines, la morphologie rugueuse du sable recyclé favorisant l'adhérence pâte-granulat, et une meilleure distribution granulaire liée à son module de finesse plus élevé. L'effet est encore renforcé lorsque le SBR est combiné avec 20 % de LGHF, ce qui permet d'obtenir, à long terme, des résistances supérieures au mortier témoin, avec des gains pouvant atteindre 30 %. En revanche, des taux trop élevés en SBR (100 %) ou en LGHF (40 %) se traduisent par une baisse des performances, confirmant la nécessité d'un dosage optimal.

Enfin, l'analyse de la porosité et de l'absorption capillaire a montré que l'incorporation de sable recyclé augmente inévitablement la perméabilité du matériau, ce qui pourrait compromettre sa durabilité. Cependant, cette faiblesse est efficacement corrigée par l'ajout de LGHF : 20 % de laitier suffisent à compenser la porosité générée par 75 % de sable recyclé, et 40 % de laitier permettent de stabiliser la microstructure même en cas de substitution totale du sable naturel.

En résumé, l'intégration conjointe du SBR et du LGHF dans la formulation des mortiers autoplaçants constitue une stratégie prometteuse pour développer des éco-mortiers performants. Le SBR, malgré ses effets défavorables sur la porosité et la densité, contribue à améliorer les résistances mécaniques jusqu'à un seuil optimal de substitution, tandis que le LGHF joue un rôle correctif et durable, en densifiant la microstructure et en compensant les pertes de compacité. Ces résultats démontrent non seulement la faisabilité technique, mais aussi l'intérêt environnemental et économique de ces formulations, qui permettent de valoriser des déchets de construction et de réduire l'empreinte carbone liée à l'utilisation du ciment Portland et du sable naturel.

Chapitre 06 :

Effet de la température de
malaxage et de cure

6.1. Introduction

L'intégration de granulats recyclés dans la composition des bétons autoplaçants (BAP) suscite un intérêt grandissant, notamment dans une démarche de développement durable et de valorisation des matériaux provenant de la déconstruction. Ils restent reconnus pour leur grande fluidité et leur capacité de mise en œuvre sans vibration. Ils présentent néanmoins une sensibilité accrue aux conditions environnementales, notamment à la température ambiante. En effet, les températures élevées peuvent altérer les propriétés rhéologiques du BAP, accélérer les réactions d'hydratation et influencer la cinétique de développement des résistances mécaniques. Lorsque ces bétons intègrent des granulats recyclés, dont les caractéristiques physico-chimiques diffèrent de celles des granulats naturels, ces effets peuvent être amplifiés. Cette étude vise à analyser de manière approfondie l'impact d'une température ambiante élevée sur les performances fraîches et durcies des BAP à base de granulats recyclés, dans le but d'optimiser leur formulation et d'assurer leur durabilité en conditions climatiques chaudes.

6.2. Préparation des matériaux utilisés

Le climat chaud se caractérise par des conditions environnementales particulières pouvant fortement influencer le comportement du béton, notamment lors de sa mise en œuvre et pendant son durcissement. Il se caractérise par des températures ambiantes souvent supérieures à 30 °C, un rayonnement solaire intense, une faible humidité relative généralement inférieure à 40 % ainsi que des vents secs favorisant l'évaporation de l'eau. L'ensemble de ces conditions entraîne une élévation rapide de la température du béton frais, une évaporation accélérée de l'eau de gâchage, et un risque accru de dessiccation ainsi que de fissuration plastique. Par ailleurs, les matériaux entrant dans la composition du béton étant déjà chauffés avant le malaxage, ils contribuent davantage à l'augmentation de la température interne du mélange.

La température initiale d'un béton frais à la fin du malaxage dépend de plusieurs facteurs tels que la température des matériaux (granulats, eau, ciment), les conditions ambiantes et la durée du malaxage. (Barluenga et al. (2018) ont enregistré les valeurs de température interne de béton et les températures externes. Selon ces résultats les échantillons fabriqués au laboratoire montrent un écart très faible (+1 °C), les échantillons fabriqués aux centrales à béton présentent un écart modéré à important (+3 à +9 °C) et les séries fabriquées aux chantiers montrent un écart très important allant jusqu'à (+12 °C), probablement dû à l'exposition au soleil et à la chaleur interne générée par l'hydratation.

La température initiale du béton frais, mesurée à la fin du malaxage, se situe généralement entre 15°C et 25°C, en fonction des conditions ambiantes et de la température des constituants. Selon la norme NF EN 206 (2021), cette température doit être contrôlée afin

de garantir une bonne ouvrabilité, une hydratation adéquate du ciment et la durabilité du béton. En conditions climatiques normales, une température avoisinant 20°C est considérée comme optimale pour assurer les performances mécaniques et la maniabilité du béton.

Dans un climat chaud et avec des matériaux exposés au soleil sans précautions d'usage, la température est estimée à 50°C dans plusieurs études (Barluenga et al., 2018 ; Cassagnabère et al. 2016 ; Nóbrega et al., 2018 ; Vinh et al., 2013). Pour atteindre cette température en fin de malaxage au laboratoire il fallait utiliser les matériaux à des températures précises. Selon Vinh et al. (2013), cette valeur peut être atteinte avec des matériaux solides (granulats, ciment) à 80°C et les matériaux liquides (eau, superplastifiant) à 20°C. Pour cela les matériaux solide et sec sont maintenus 24 h à l'étuve à 80°C avant l'utilisation.

Tableau 6. 1. Température des matériaux utilisés pour atteindre la température initiale cible du béton.

	Température initiale du béton (20°C)	Température initiale du béton (50°C)
Granulats (gravier + sable)	20°C	80°C
Poudre (ciment+ addition)	20°C	80°C
Eau	20°C	20°C
Superplastifiant	20°C	20°C
Laboratoire	20°C	20°C

6.3. Protocol expérimental des BAP

Dans le cadre de cette étude, cinq formulations de BAP ont été élaborées (voir section 4.4.2). Sur la base des résultats du chapitre précédent, le taux de substitution en SBR a été fixé à 50 %, tandis que le pourcentage de GBR a été modulé selon cinq niveaux : 0 %, 25 %, 50 %, 75 % et 100 %.

Ces mélanges ont été préparés et soumis à trois régimes de cure différents afin d'évaluer l'effet de la température initiale et du mode de cure sur les propriétés des BAP. La figure 6.1 illustre les différents profils thermiques appliqués :

- Un béton avec une température initiale de 20 °C, conservé sous eau à 20 °C ;
- Un béton avec une température initiale de 20 °C, maintenu à 40 °C pendant 7 jours, puis immergé dans l'eau jusqu'au jour des essais.

- Un béton avec une température initiale de 50 °C, maintenu à 40 °C durant 7 jours, puis immergé dans l'eau jusqu'au jour des essais.

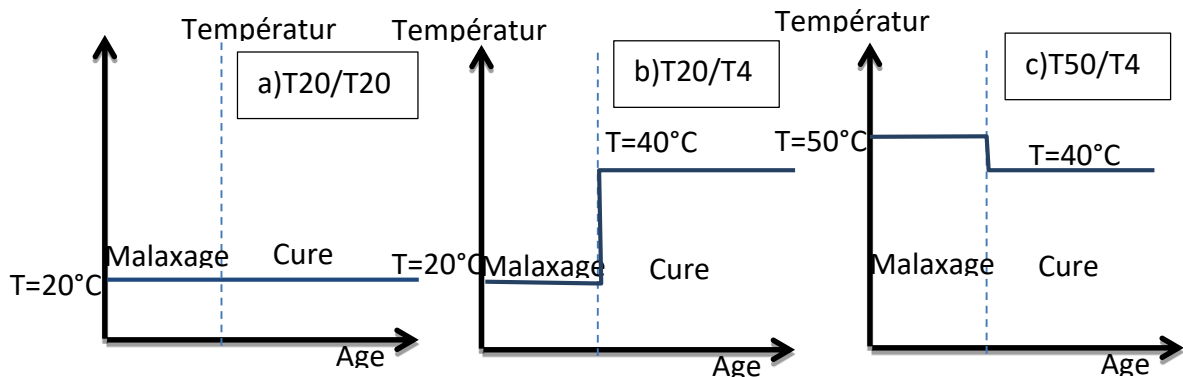


Figure 6. 1. Diagramme des températures de malaxage et de cure des différents BAP.

Plusieurs types d'éprouvettes en béton ont été confectionnés afin de réaliser différents essais physiques et mécaniques. Les moules utilisés, de formes variées, ont été remplis manuellement sans vibration ni compactage, afin de simuler des conditions de mise en œuvre des BAP. Trois types de géométries ont été préparées : des moules cubiques de 10×10×10 cm pour les essais de résistance à la compression, des éprouvettes prismatiques de 7×7×28 cm destinées aux tests de porosité et d'absorption, ainsi que des éprouvettes cylindriques de 16×32 cm réservées à la détermination du module d'élasticité. Le diagramme dans la figure 6.2 résume le protocole expérimental suivi.

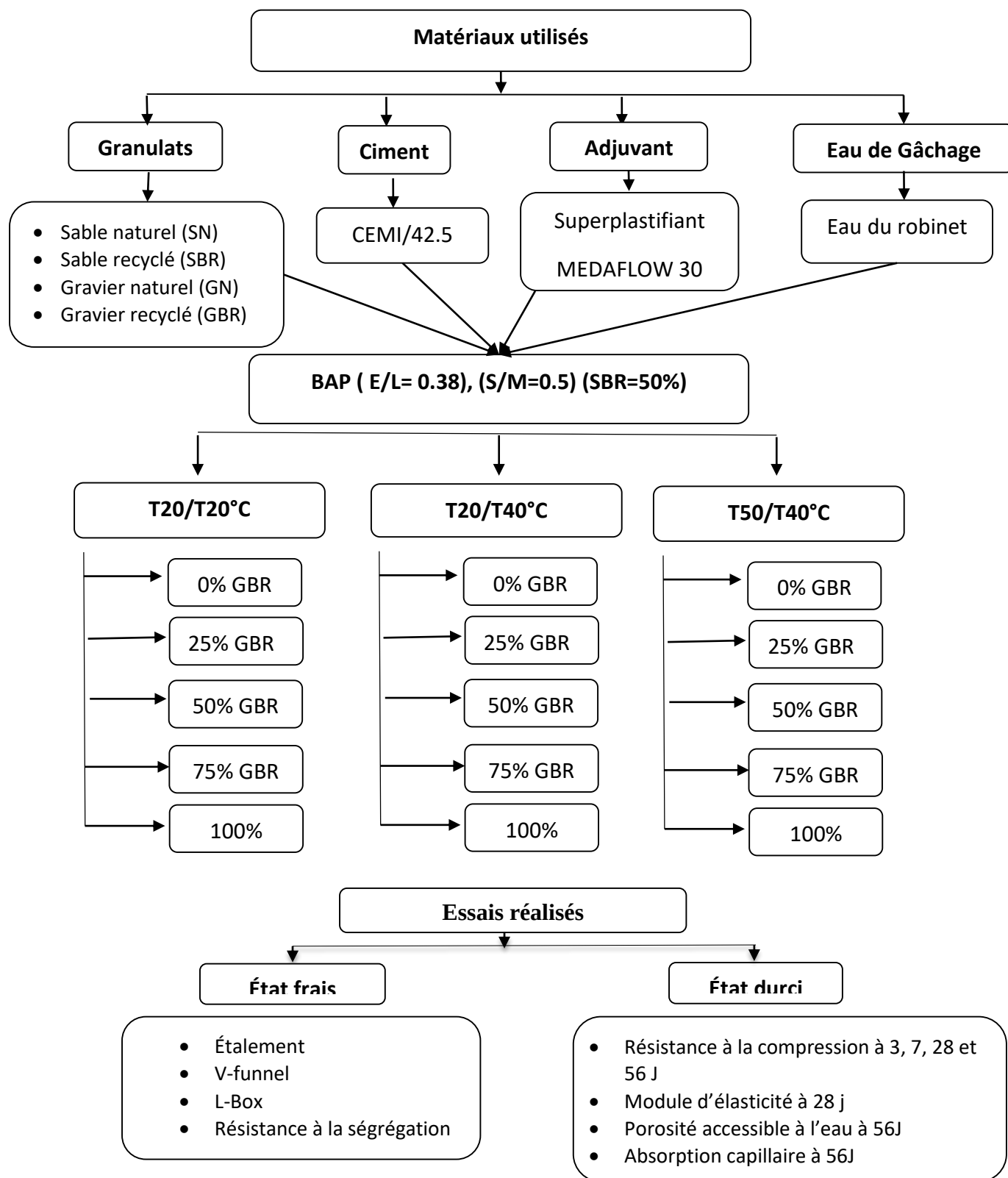


Figure 6.2 : protocole expérimental sur les BAP

6.4. Résultats et discussions

6.4.1. Perte d'ouvrabilité

L'évolution de l'étalement des bétons autoplaçants au cours du temps révèle une influence significative de la température initiale du béton ainsi que du taux de substitution des graviers naturels par des graviers recyclés sur la perte d'ouvrabilité. Les résultats correspondants sont illustrés à la figure (6.3).

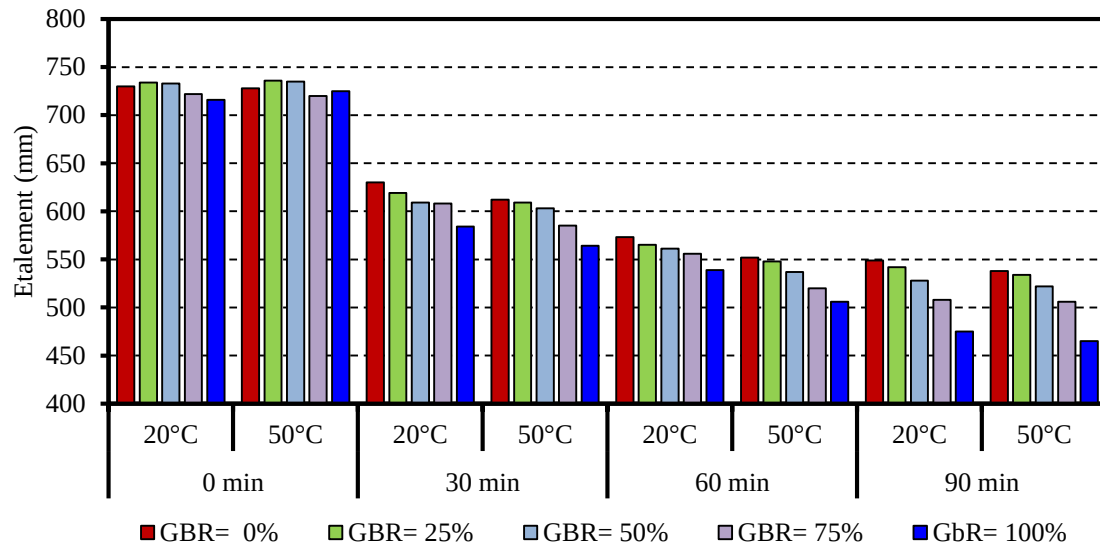


Figure 6. 3. Influence combinée de la température initiale et du taux de graviers recyclés sur l'étalement des BAP au cours du temps.

À t_0 , tous les mélanges présentent une ouvrabilité satisfaisante avec un étalement supérieur à 700 mm, respectant la classe SF2 (730 ± 20 mm) et cela dû à l'ajustement du taux de SP pour chaque formulation. A 30 minutes, l'étalement chute significativement, surtout à haute température. À 20°C, pour GR0%, l'étalement diminue à 630 mm, tandis qu'à 50°C, il descend à 612 mm. L'effet est encore plus marqué avec l'augmentation du taux de graviers recyclés : à GBR100%, l'étalement tombe à 584 mm à 20°C, contre 564 mm à 50°C.

Cette perte d'ouvrabilité se poursuit au fil du temps. À 90 minutes, les valeurs les plus faibles sont observées pour les bétons à 50°C avec 100% de GBR, où l'étalement atteint seulement 465 mm, contre 475mm à 20°C. Comparativement, les bétons sans graviers recyclés (GBR0%) conservent une meilleure fluidité, avec un étalement d'environ 540 mm à 50°C et 560 mm à 20°C.

Ces résultats confirment que la hausse de la température initiale accélère les réactions d'hydratation et réduit la rétention de fluidité, tandis que les graviers recyclés, en raison de leur porosité et absorption d'eau plus élevées, amplifient la perte d'ouvrabilité. Ainsi,

l'utilisation simultanée de températures élevées et de taux élevés de GBR nécessite des ajustements dans la formulation pour maintenir les propriétés d'autoplaçance dans le temps.

La diminution de l'ouvrabilité liée à l'utilisation d'agréats recyclés (GBR) dans les bétons autoplaçants (BAP) a été examinée par Guessoum et al. (2023), qui ont mis en évidence une perte significative de fluidité après 45 minutes pour les BAP composés de 100 % d'GBR. Cette dégradation est principalement attribuée à la présence excessive de fines dans les GBR, induisant une demande en eau plus importante, comme le confirment également Santos et al. (2019). Cette exigence hydrique accrue est en partie liée à la capacité d'absorption plus élevée des GBR, qui augmente avec leur taux de substitution, phénomène également rapporté par Kebaïli et al. (2015) et Manzi et al. (2017). Par ailleurs, Ghafoori & Diawara (2010) expliquent la perte d'ouvrabilité des BAP en conditions de température initiale élevée par une accélération de la cinétique d'hydratation, une plus forte adsorption du Sp, une humidité réduite des granulats, ainsi qu'une évaporation partielle de l'eau, bien que cette dernière n'ait pas été quantifiée. Les auteurs soulignent toutefois qu'il est possible de rétablir l'étalement cible par l'ajustement des dosages en superplastifiant et, si nécessaire, en agent de viscosité.

6.4.2. Maintien des propriétés autoplaçantes

Les propriétés des bétons autoplaçants à l'état frais sont fortement influencées par la température initiale du béton, ce qui peut avoir un impact significatif sur ses caractéristiques mécaniques ainsi que sur sa durabilité. Afin de maintenir une ouvrabilité optimale, le dosage en superplastifiant a été ajusté en fonction de chaque formulation, de manière à conserver un étalement de 730 ± 20 mm, correspondant à un BAP de classe SF2 selon la classification normative. Toutes les formulations préparées respectent ainsi les critères de l'autoplaçance, garantissant à la fois la fluidité, la stabilité et l'absence de ségrégation.

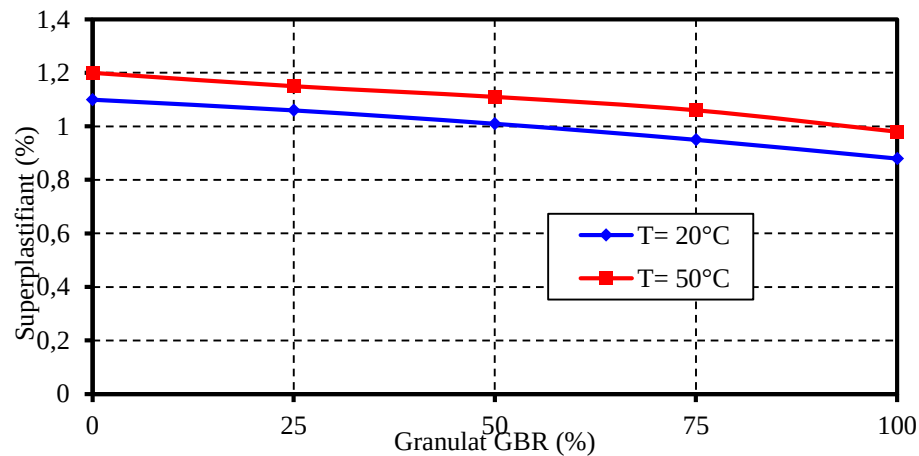


Figure 6. 4. Influence du taux de GBR et de la température de malaxage sur le dosage en superplastifiant.

La figure 6.4 illustre l'évolution du dosage en superplastifiant en fonction du taux de graviers recyclés et de la température de malaxage. On observe que, pour les deux températures étudiées (20°C et 50°C), le taux de SP diminue progressivement avec l'augmentation du taux de GBR. Cette tendance suggère que l'incorporation de granulats recyclés réduit les besoins en adjuvants pour maintenir la fluidité des BAP. Toutefois, la température de malaxage influence fortement cette évolution ; à 50°C, les dosages en SP sont systématiquement plus élevés qu'à 20°C, traduisant une perte de fluidité due à l'évaporation accrue de l'eau de gâchage.

Le taux de superplastifiant était fixé après vérification des caractéristiques à l'état frais de tous les mélanges fabriqués. La figure 6.5 présente les résultats d'essai d'étalement (a), V-funnel (b), L-box (c) et de stabilité au tamis (d) de tous les mélanges.

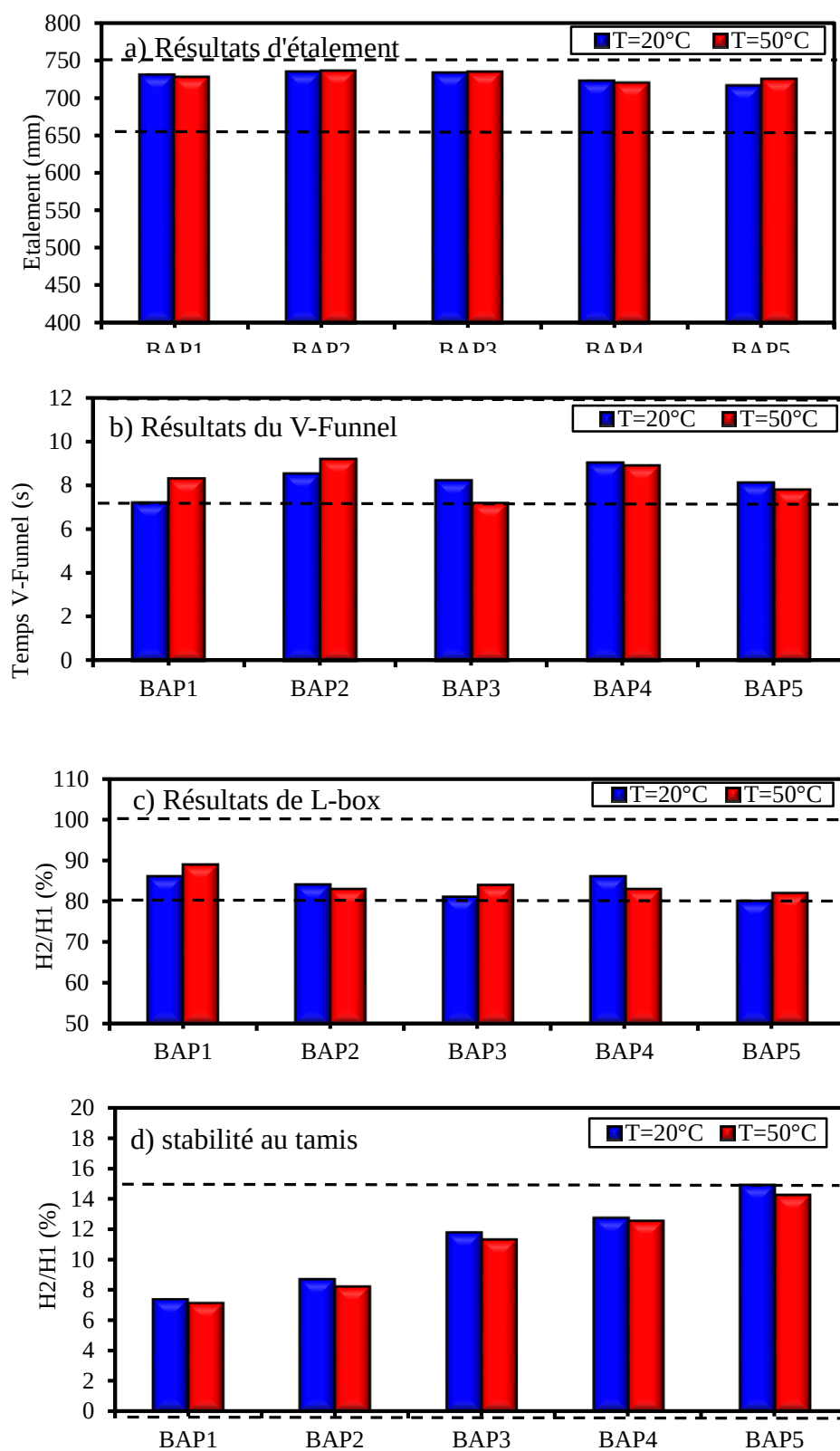


Figure 6. 5. Caractéristiques des différents BAP à l'état frais : (a) Etalement, (b) V-funnel, (c) L-box, (d) stabilité au tamis.

La variation du taux de superplastifiant (SP) a permis d'obtenir des BAP présentant une fluidité et une viscosité similaire, malgré les changements de température et de taux de granulats recyclés. Cette stabilité des propriétés rhéologiques s'explique par l'ajustement du dosage en SP, qui compense efficacement les effets de l'absorption accrue d'eau des granulats recyclés ainsi que ceux liés aux températures de malaxage et de durcissement. En revanche, la résistance à la ségrégation, bien qu'elle reste conforme aux exigences des normes, montre une sensibilité plus marquée au taux de granulats recyclés. En effet, l'augmentation de la teneur en GBR tend à perturber l'équilibre granulaire et à favoriser une légère ségrégation, en raison de la texture plus rugueuse et de la porosité accrue de ces granulats. Cela justifie l'observation d'une influence du GBR sur la stabilité du mélange, sans toutefois compromettre sa conformité aux critères de performance requis pour un BAP.

Pour chaque température de malaxage étudiée, la détermination de la quantité optimale de superplastifiant nécessaire au maintien d'une fluidité constante a été réalisée à partir de plusieurs relations de régression. À chaque itération, la qualité de l'ajustement a été évaluée à l'aide de l'écart quadratique, calculé selon la méthode des moindres carrés. La relation retenue correspond à celle pour laquelle l'écart quadratique entre les valeurs expérimentales et les valeurs estimées est minimal. Cette démarche a conduit à l'identification d'un modèle de type linéaire, avec un écart quadratique moyen de l'ordre de 0,012 % pour une température de malaxage de 20 °C, et de 0,0025 % pour une température de 50 °C. La figure 6.6 présente la comparaison entre les données expérimentales et les valeurs prédites, mettant en évidence un coefficient de corrélation de $R^2=0,9896$, ce qui confirme la pertinence du modèle adopté. Les équations obtenues sont présentées ci-après :

$$\text{Sp(\%)} = 1.11 - 0.0022\text{Gr} \quad \text{pour } T=20^\circ\text{C} \quad (6.1)$$

$$\text{Sp(\%)} = 1.206 - 0.0021\text{Gr} \quad \text{pour } T=50^\circ\text{C} \quad (6.2)$$

Avec Gr est le taux de substitution du granulat recyclé (GBR).

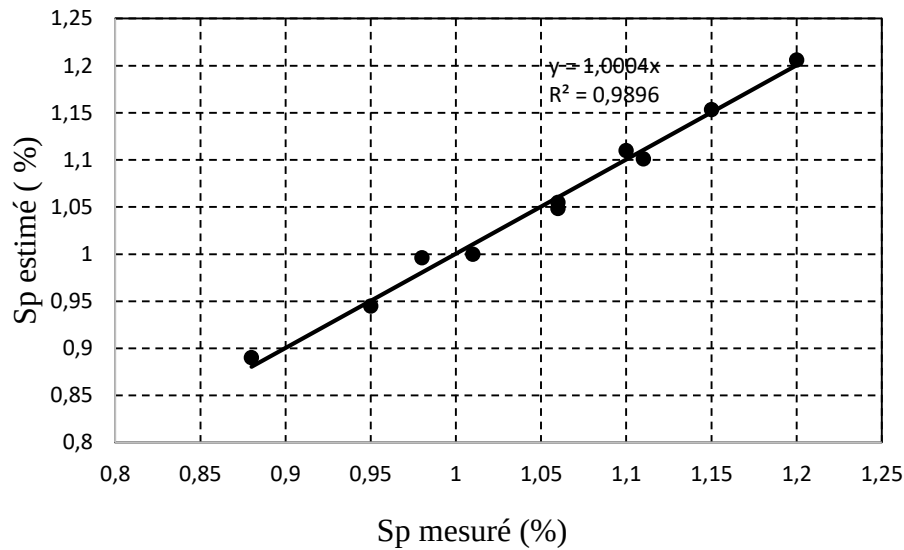


Figure 6. 6. La comparaison entre les données expérimentales et les valeurs prédites du taux de superplastifiant.

6.4.3. Résistance à la compression

Les résultats des résistances à la compression en fonction des taux de gravier recyclé (GBR) sous différentes températures de malaxage et de cure sont présentés dans la figure 6.7. L'analyse des résultats met en évidence l'influence significative des conditions thermiques sur la résistance à la compression du béton contenant des granulats recyclés. À court terme (3 jours), les bétons curés à 40 °C (séries 20-40 et 50-40) présentent des résistances supérieures à celles curées à 20 °C (série 20-20), en raison de l'accélération de l'hydratation à haute température. Par exemple, à 0 % de granulats recyclés, la résistance atteint environ 45 MPa pour le béton 20-40, contre 32 MPa pour le béton 20-20. Toutefois, cette tendance s'inverse à long terme. À 56 jours, le béton 20-20 développe une résistance plus élevée que les autres configurations, atteignant environ 55 MPa à 0 % GBR, contre 53 MPa pour le 20-40 et seulement 50 MPa pour le 50-40. La situation est plus marquée lorsque le taux de GBR augmente : à 100 % GBR et 56 jours, la résistance chute à 45 MPa pour le 20-20, contre 43 MPa pour le 20-40 et seulement 38 MPa pour le 50-40.

Ces résultats suggèrent que la température de malaxage élevée (50 °C) combinée à une cure à chaud accentue la perte de résistance liée à l'utilisation des granulats recyclés. En effet, un malaxage à température élevée favorise une prise prématurée, limitant une bonne dispersion et une hydratation homogène, ce qui conduit à une structure plus poreuse et donc moins performante. Ainsi, malgré un gain initial à court terme, les conditions thermiques élevées nuisent au développement optimal des propriétés mécaniques à long terme, particulièrement en présence de granulats recyclés.

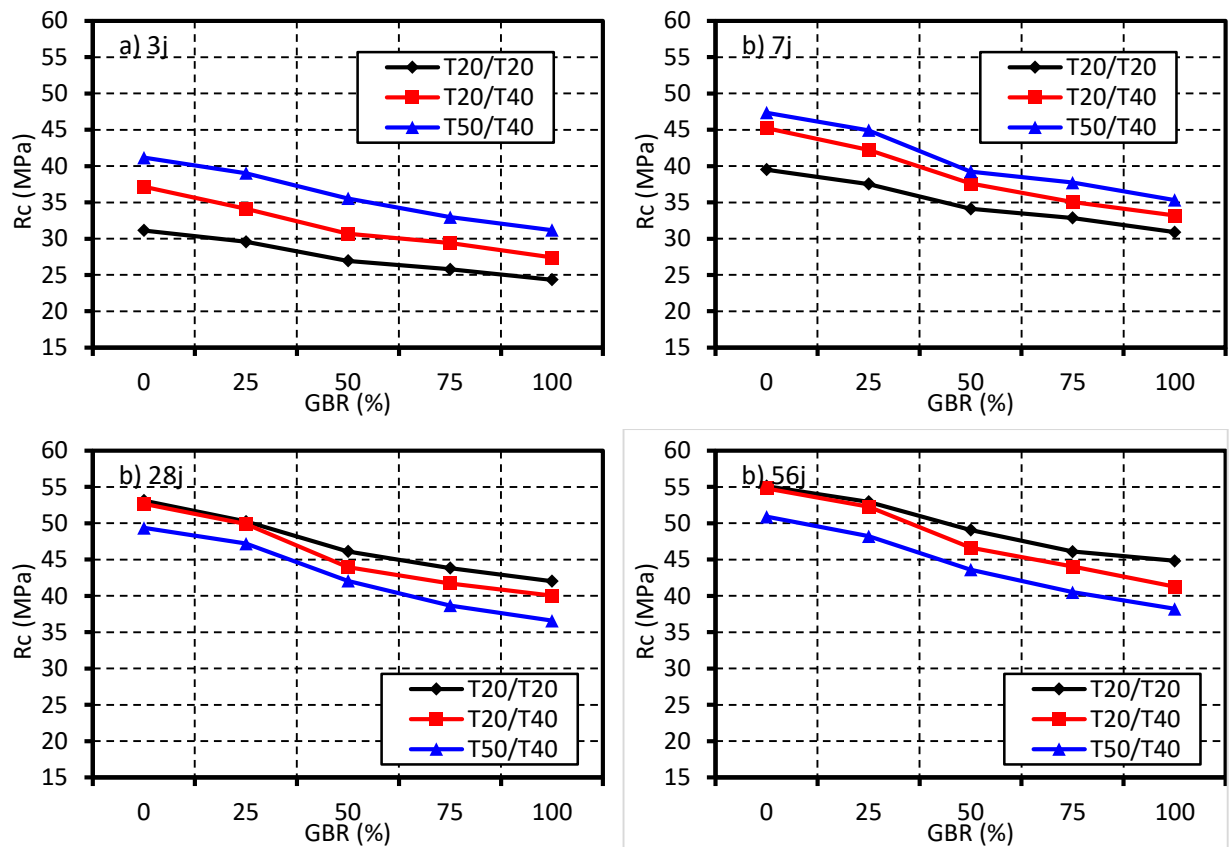


Figure 6. 7. Évolution de la résistance à la compression en fonction du taux de granulats recyclés et des conditions thermiques de malaxage et de cure.

Ces résultats concordent avec les travaux de Panda et Bal (2013), qui rapportent une baisse des résistances lorsque le taux de substitution par gravier recyclé passe de 10 % à 40 %. De même, Modani et Mohitkar (2014) ont identifié une corrélation inverse entre le pourcentage de GBR et la résistance mécanique, attribuée à la présence de mortier adhérent aux granulats recyclés, créant des zones de faiblesse dans la matrice. Revathi et al. (2013) notent une réduction maximale de l'ordre de 16 %. Omrane et al., (2020) ont aussi enregistré une diminution de la résistance mécanique des BAP fabriqué à base de granulats recyclés, cette diminution est plus prononcée en cas d'ajout de la pouzzolane naturelle.

Par ailleurs, bien que la résistance initiale (3 à 7 jours) soit améliorée sous l'effet de températures élevées, comme le confirment Ortiz et al. (2005) ainsi que Mouret et al. (2003), la résistance à 28 jours tend à diminué conformément aux données de l'ACI 305 (2015) et de Klieger (1958), qui soulignent qu'une température de malaxage élevée peut réduire la résistance à long terme de 10 à 15 %. Ces résultats démontrent que l'usage combiné de GBR et de conditions thermiques élevées compromet le développement optimal de la résistance mécanique au-delà des premiers jours d'hydratation.

L'estimation de la résistance à la compression revêt une importance particulière en génie civil, car elle permet d'anticiper les performances mécaniques du béton sans recourir systématiquement à des essais expérimentaux. Elle constitue un outil précieux pour le dimensionnement des structures, le contrôle qualité en phase de chantier, ainsi que pour l'optimisation des formulations, en particulier dans le cas de bétons intégrant des granulats recyclés dont le comportement peut présenter une variabilité significative selon les conditions de fabrication.

La figure 6.8 présente une comparaison entre les valeurs estimées et les valeurs mesurées de la résistance à la compression. Les résultats montrent un coefficient de corrélation R^2 de 0.9618, accompagné d'un écart quadratique moyen (RMSE) entre les valeurs mesurées et les valeurs estimées est d'environ 1.70 MPa. Ces indicateurs traduisent un bon ajustement du modèle et confirment la fiabilité des relations proposées. Ainsi, il est possible d'estimer de manière satisfaisante la résistance du BAP étudié à n'importe quel âge et pour tout taux de substitution en granulat recyclé, et cela pour chaque condition de fabrication.

Les valeurs estimées de la résistance à la compression $R_c(t, Gr)$ à un âge donné (j jours) en fonction du taux de granulats recyclés ont été obtenues à l'aide des équations suivantes en tenant compte des températures de malaxage et de cure appliquées.

$$\text{T20-T20 : } R_c \text{ (Mpa)} = 22,081 - 0,107 Gr + 8,8025 \ln(t) \quad (R^2=0.958) \quad (6.3)$$

$$\text{T20-T40 : } R_c \text{ (Mpa)} = 31,537 - 0,124 Gr + 6,223 \ln(t) \quad (R^2=0.966) \quad (6.4)$$

$$\text{T50-T40 : } R_c \text{ (Mpa)} = 39,227 - 0,124 Gr + 3,161 \ln(t) \quad (R^2=0.935) \quad (6.5)$$

avec R_c (MPa) : résistance à la compression, $Gr(\%)$: taux de substitution en granulat recyclé, t (jours) : âge de l'essai.

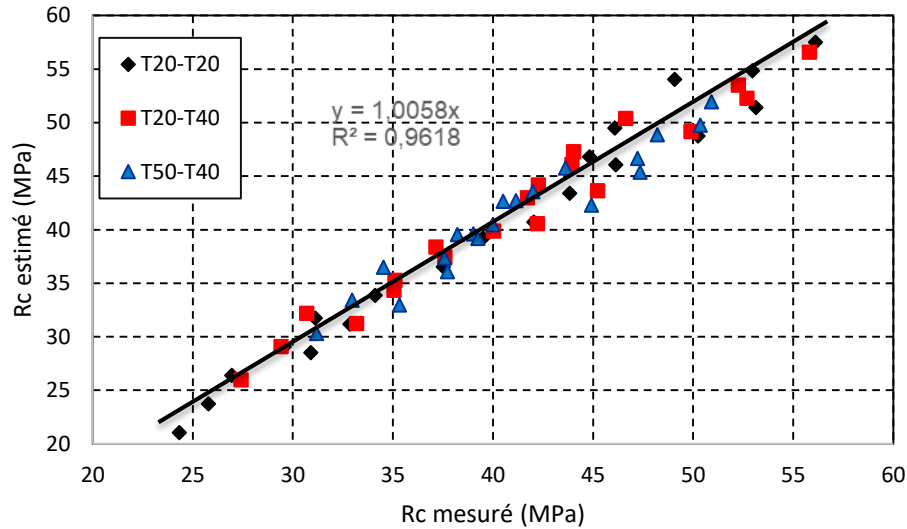


Figure 6. 8. comparaison entre les valeurs estimées et les valeurs mesurées de la résistance à la compression.

6.4.4. Module d'élasticité

La figure 6.9 ci-dessus présente l'évolution du module d'élasticité des BAP en fonction du taux de substitution en GBR pour trois conditions thermique différentes de malaxage et de cure : 20-20 °C, 20-40 °C, et 50-40.

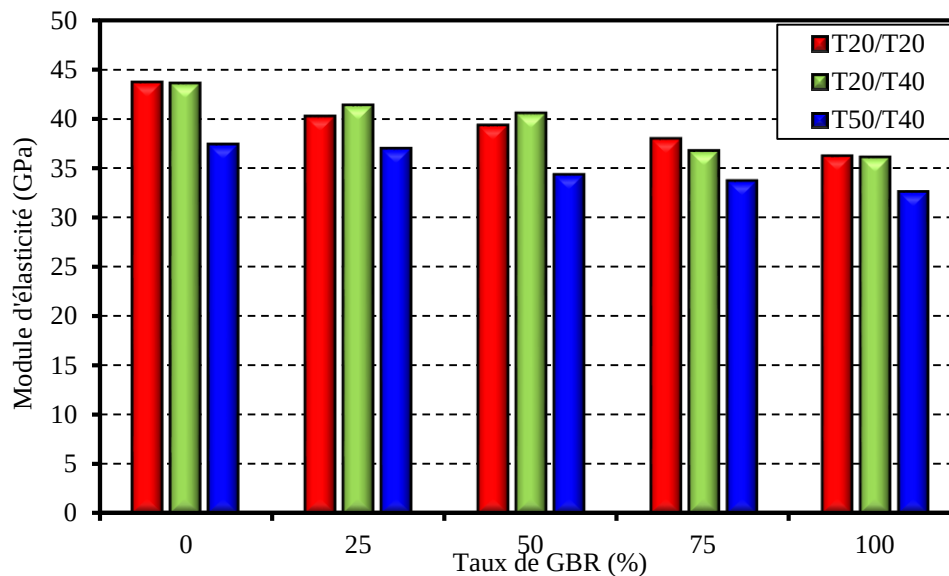


Figure 6. 9. Module d'élasticité à 28 j en fonction du taux de GBR dans les conditions thermique de malaxage et de cure.

Il ressort que le module d'élasticité diminue progressivement avec l'augmentation du taux de GBR, quel que soit le régime thermique. À 0 % de GBR, le module atteint environ 44

GPa, tandis qu'à 100 %, il chute à près de 36 GPa pour la condition 20-20 °C, et à environ 32 GPa pour la condition 20-40 °C. Cette baisse est due à la nature plus poreuse, plus fragile et moins rigide des granulats recyclés comparée aux granulats naturels. Les GBR contiennent souvent des résidus de mortier ancien, moins compacts et plus absorbants, ce qui réduit la capacité du béton à résister à la déformation élastique (Evangelista & de Brito, 2007 ; Thomas et al., 2013).

Par ailleurs, on observe que les bétons conservés à température élevée (20-40 °C) présentent systématiquement des modules inférieurs, quel que soit le taux de GBR. Cette diminution s'explique par le renforcement des contraintes de retrait et de microfissuration internes engendrées par la cure chaude, altérant la compacité de la matrice cimentaire (Almusallam et al., 2004). En effet, une cure à 40 °C peut accélérer l'hydratation mais également perturber la structure du ciment hydraté, surtout en présence d'un GBR, déjà fragilisé (Kou & Poon, 2009).

En somme, le double effet négatif du taux croissant de GBR et de la température de cure élevée est clairement mis en évidence par la baisse continue du module d'élasticité, illustrant la nécessité d'optimiser le choix des granulats et les conditions de conservation pour préserver les propriétés mécaniques des BAP recyclés.

L'estimation du module d'élasticité du béton revêt une importance capitale dans le dimensionnement et l'analyse des structures en béton armé. En effet, ce paramètre mécanique traduit la capacité du matériau à se déformer de manière réversible sous l'effet d'une contrainte. Une estimation fiable du module d'élasticité permet non seulement de prédire avec précision le comportement structurel à court et à long terme, mais aussi de garantir la sécurité et la durabilité des ouvrages. Elle est également essentielle dans les modèles numériques (éléments finis, par exemple), où une valeur inexacte peut entraîner des erreurs significatives dans le calcul des déformations, des flèches ou des contraintes. De plus, dans le cas de bétons innovants ou contenant des matériaux recyclés, l'estimation permet de compenser l'absence de corrélations standards et d'adapter les lois de comportement à des formulations spécifiques. Ainsi, la maîtrise de cette estimation constitue un atout indispensable pour l'ingénierie des matériaux et l'optimisation des performances mécaniques du béton.

Les équations d'estimation de la valeur du module d'élasticité à 28 jours en fonction du taux de granulats recyclé sont obtenues par les équations suivantes selon chaque température de malaxage et de cure :

$$\mathbf{T20-T20 : E \text{ (GPa)} = 42.932 - 0.0688Gr \quad (R^2=0.9541) \quad (6.6)}$$

$$\mathbf{T20-T40 : E \text{ (GPa)} = 43.562 - 0.0782Gr \quad (R^2=0.9494) \quad (6.7)}$$

$$\mathbf{T50-T40: E \text{ (GPa)} = 37.526 - 0.0512Gr \quad (R^2=0.9442) \quad (6.8)}$$

La comparaison entre les valeurs mesurées et estimées du module d'élasticité, illustrée à la figure 6.10, met en évidence un coefficient de corrélation élevé ($R^2 = 0,9717$) ainsi qu'un écart quadratique moyen (RMSE) d'environ 1,15 GPa. Ces résultats traduisent une concordance satisfaisante entre les données expérimentales et les prédictions, confirmant ainsi la fiabilité et la précision du modèle établi.

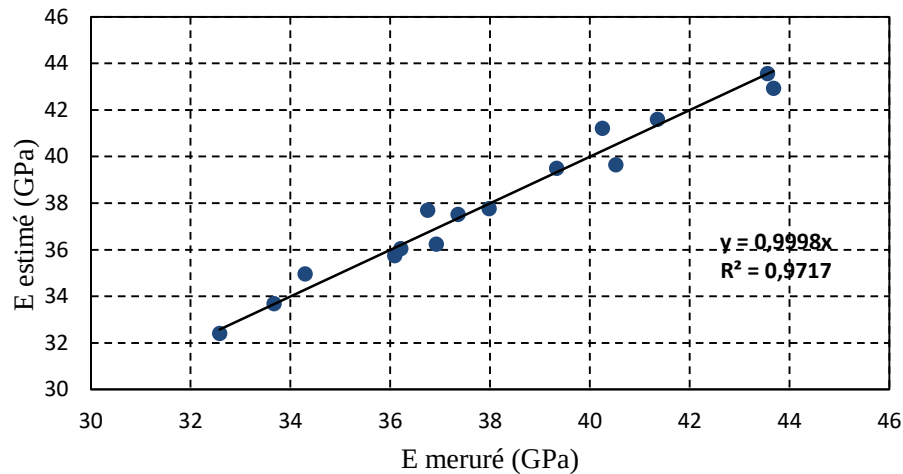


Figure 6. 10. comparaison entre les valeurs mesurées et estimées du module d'élasticité.

6.4.5. Porosité accessible à l'eau

La porosité accessible à l'eau représente la fraction de vides ouverts par rapport au volume total du béton. Cette caractéristique reflète l'aptitude du matériau à être traversé par des agents agressifs, en raison de la présence de pores interconnectés. Les résultats illustrés sur la figure 6.11 montre l'évolution de la porosité des BAP en fonction du taux de GBR, sous trois conditions thermiques de malaxage et de cure ; 20-20 °C, 20-40 °C et 50-40°C.

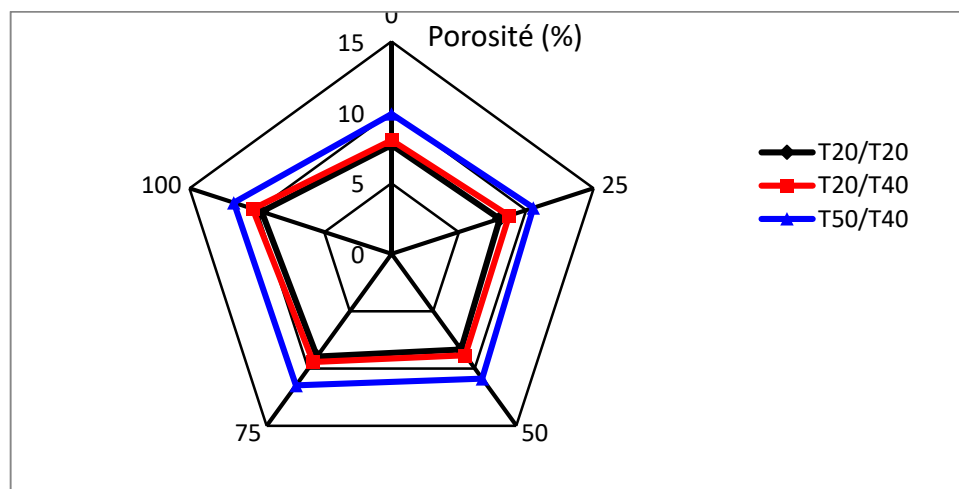


Figure 6. 11. Evolution de la porosité des BAP en fonction du taux du taux de GBR sous les différentes conditions thermiques de malaxage et de cure.

Selon les résultats on constate une augmentation progressive de la porosité avec l'accroissement du taux de GBR, quel que soit le régime thermique appliqué. Ce comportement est principalement attribué à la structure poreuse des graviers recyclés, lesquels contiennent des résidus de mortier ancien et des microfissures internes, qui favorisent la perméabilité du béton (Kou & Poon, 2009 ; Pedro et al., 2017).

D'autre part, les BAP ayant subi une cure chaude (20-40) affichent des valeurs de porosité légèrement supérieures à celles observées pour les BAP conservés sous une température constante (20-20), et cela, quel que soit le taux de GBR. Cette augmentation de la porosité est d'autant plus marquée dans le cas des BAP (50-40). Par ailleurs, la combinaison d'une température initiale élevée avec la capacité d'absorption des granulats recyclés contribue à accentuer significativement la porosité du béton. L'utilisation de 100% de GBR avec des températures de malaxage et de cure élevées a augmenté la valeur de porosité de 7.69% à 11.72%.

Cette hausse est liée à l'accélération de l'hydratation qui limite la croissance homogène des produits d'hydratation et engendre une microstructure plus hétérogène et moins dense (Al-Martini et Nehdi, 2010 ; Barluenga et al., 2015 ; Salhi et al. 2017).

Des résultats similaires ont été rapportés par Pedro et al. (2017), qui ont observé une augmentation significative de la porosité des bétons recyclés avec l'élévation du taux de substitution, ainsi que par Kou et Poon (2009), qui soulignent que la porosité est fortement influencée par l'humidité des agrégats et la qualité du mortier résiduel. Ces effets combinés compromettent potentiellement la durabilité des BAP si aucune correction n'est apportée dans la formulation.

L'augmentation de la porosité et de l'absorption d'eau avec l'augmentation du taux de substitution de l'GBR a été justifiée par la structure poreuse du BAP liée à la présence de deux zones de transition interfaciale (Guessoum et al., 2023).

L'estimation de la porosité accessible à l'eau constitue un indicateur essentiel pour évaluer la durabilité des matériaux cimentaires. Elle permet de prédire la capacité du béton à absorber et à transporter l'eau, ce qui influence directement sa résistance aux agents agressifs, tels que les chlorures ou les sulfates. Une bonne estimation de cette propriété contribue à anticiper les performances à long terme des bétons et à optimiser la formulation des mélanges en fonction des exigences d'usage.

Les valeurs estimées de la porosité accessible à l'eau à 56 jours, en fonction du taux de granulats recyclés, ont été déterminées à l'aide des équations suivantes, établies pour chaque condition de malaxage et de cure :

$$\text{T20-T20 : P (\%)} = 7.564 + 0.019\text{Gr} \quad (R^2=0.9676) \quad (6.9)$$

$$\text{T20-T40 : P (\%)} = 8.02 + 0.021\text{Gr} \quad (R^2=0.9507) \quad (6.10)$$

$$\text{T50-T40: P (\%)} = 9.98 + 0.0184\text{Gr} \quad (R^2=0.9822) \quad (6.11)$$

La figure 6.12 présente la comparaison entre les valeurs mesurées et celles estimées de la porosité accessible à l'eau. Avec un coefficient de corrélation de 0,9885 et un écart quadratique moyen avoisinant 0,13 %, le modèle d'estimation de la porosité accessible à l'eau démontre une forte capacité prédictive. Cette étroite correspondance entre les valeurs expérimentales et estimées témoigne de la pertinence de la relation adoptée et de la robustesse de l'approche utilisée.

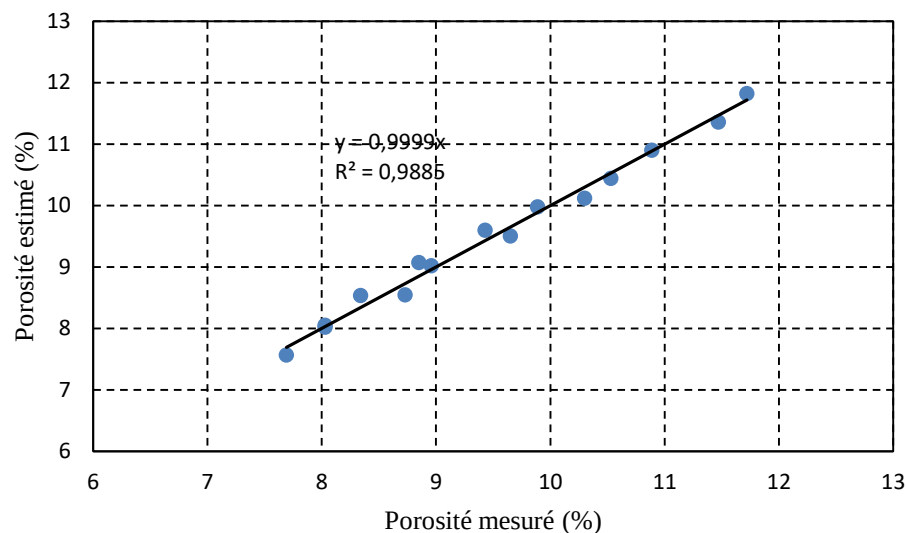


Figure 6. 12. comparaison entre les valeurs mesurées et celles estimées de la porosité accessible à l'eau.

6.4.6. Absorption capillaire

Le coefficient d'absorption reflète la capacité d'un béton à absorber l'eau au cours du temps. Plus le réseau de pores est fin, plus la cinétique d'absorption est lente, ce qui se traduit par des coefficients d'absorption plus faibles. Conformément à la norme EN 206+A2 (2021), ce paramètre constitue le seul indicateur de durabilité pris en compte dans le cadre de l'approche prescriptive de formulation des bétons.

La figure 6.13 présente l'évolution de l'absorption en eau en fonction du taux de GBR pour trois conditions de malaxage et de cure différentes : 20-20, 20-40 et 50-40. On observe une augmentation progressive de l'absorption avec l'accroissement du taux de GBR, quel que soit la température de malaxage et de cure. Cette tendance s'explique par la nature plus

poreuse et plus absorbante des granulats recyclés par rapport aux granulats naturels, ce qui favorise l'augmentation de la perméabilité du béton.

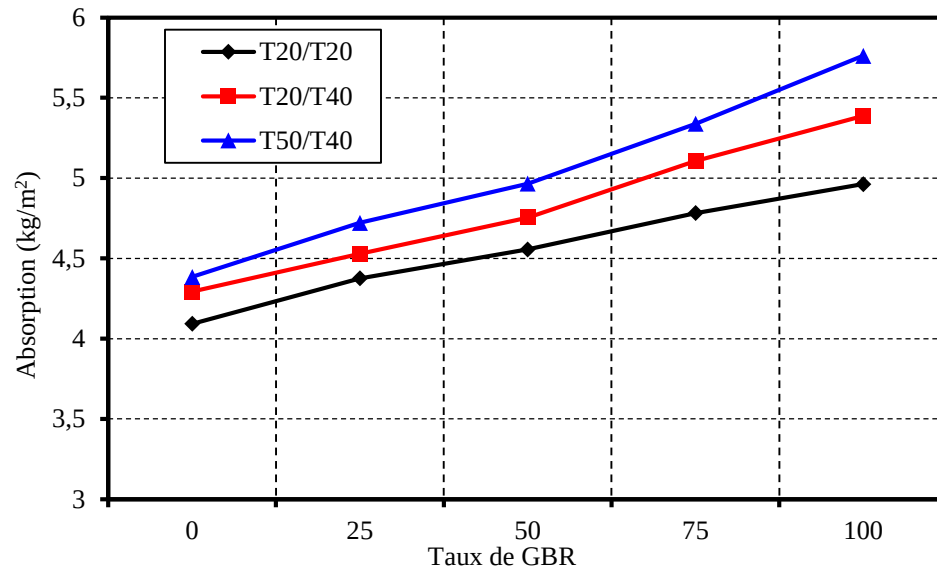


Figure 6. 13. Évolution de l'absorption en eau en fonction du taux de GBR sous différentes température de malaxage et de cure.

En comparant les différents types de cure, il apparaît que le béton de température élevée au malaxage et au cure (50-40) présente systématiquement les valeurs d'absorption les plus élevées, suivi du béton curé en 20-40, puis du 20-20. Ceci met en évidence l'effet combiné d'une température initiale élevée (50 °C) et de la présence de GBR sur la microstructure du béton. Une température trop élevée en début de prise peut accélérer l'hydratation, induisant une structure interne moins dense, ce qui accroît la porosité ouverte.

Ces résultats confirment également que le maintien d'une température de cure modérée (20 °C) permet de réduire l'absorption d'eau, en particulier pour les bétons contenant un taux élevé de granulats recyclés. Toutefois, l'utilisation de GBR reste envisageable même sous des températures de malaxage et de cure plus élevées puisque les valeurs d'absorption observées, comprises entre 4,5 % et 5,8 %, demeurent compatibles avec une classe de durabilité moyenne, conformément aux exigences de la norme en vigueur (Lee et al., 2013). Ces résultats sont comparables par les résultats d'Omrane et al. (2020) qu'ont constaté que les valeurs de l'absorption des formulations de BAP à base de granulats naturels sont inférieures à celles du BAP à base des granulats artificiels à tous les âges, grâce à l'effet des granulats recyclés.

Modani et Mohitkar (2014) ont observé que le béton autoplaçant formulé avec des granulats recyclés grossiers présentait une perméabilité plus élevée, principalement en raison de la forte capacité d'absorption en eau de ces granulats. De leur côté, Kapoor et al. (2016) ont

montré que le taux d'absorption en surface du BAP incorporant des granulats recyclés grossiers était supérieur de 40 % à celui d'un BAP contenant des granulats naturels. Ils ont également conclu que la profondeur de pénétration de l'eau augmentait proportionnellement avec la teneur en GBR grossiers. Par ailleurs, il a été démontré que les granulats recyclés grossiers influençaient de manière plus marquée le taux d'absorption d'eau du béton autoplaçant que les granulats recyclés fins.

L'estimation de l'absorption d'eau par capillarité à long terme revêt une importance particulière dans l'évaluation de la durabilité des bétons. Ce paramètre permet d'anticiper la capacité d'un matériau à absorber l'humidité, facteur déterminant dans les mécanismes de dégradation tels que la pénétration des agents agressifs ou le gel-dégel. Disposer d'un modèle prédictif fiable pour cette propriété offre ainsi un outil précieux pour optimiser les formulations, contrôler la qualité des matériaux recyclés et garantir la performance à long terme des ouvrages.

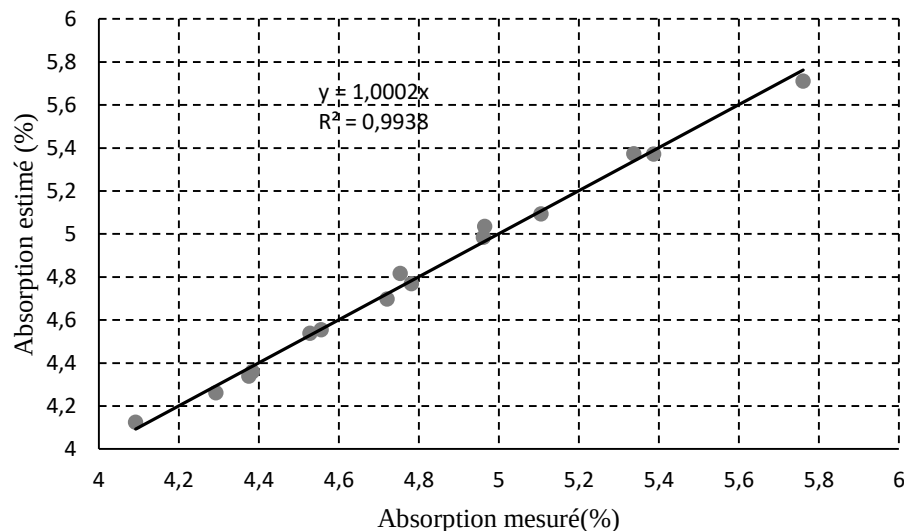


Figure 6. 14 comparaisons entre les valeurs expérimentales et estimées de l'absorption d'eau par capillarité.

La figure 6.14 illustre la comparaison entre les valeurs expérimentales et estimées de l'absorption d'eau par capillarité à 56 jours pour différents taux de granulats recyclés. Les résultats montrent une excellente corrélation entre les deux ensembles de données, avec un coefficient de détermination R^2 égal à 0,9938 et un écart quadratique moyen (RMSE) de l'ordre de 0,035 %. Ces indicateurs témoignent de la justesse du modèle d'estimation utilisé, permettant de prédire avec fiabilité l'absorption capillaire en fonction des paramètres de formulation du béton. Les équations d'estimation obtenues pour chaque condition de malaxage et de cure sont les suivantes :

$$\text{T20-T20 : } A_b (\%) = 4,124 + 0,0086 \text{ Gr} \quad (R^2 = 0,9936) \quad (6.12)$$

$$\text{T20-T40 : } A_b (\%) = 4,2604 + 0,011 \text{ Gr} \quad (R^2 = 0,9914) \quad (6.13)$$

$$\text{T50-T40 : } A_b (\%) = 4,3596 + 0,0135 \text{ Gr} \quad (R^2 = 0,9931) \quad (6.14)$$

6.5. Conclusion

Ce chapitre a permis d'évaluer l'influence conjointe de la température de malaxage, des conditions de cure et du taux de substitution en granulats de béton recyclés (GBR) sur le comportement des bétons autoplacants (BAP) dans un contexte de climat chaud, où la température initiale du béton peut atteindre 50 °C. Les résultats montrent que, bien que toutes les formulations aient respecté les critères d'autoplaçance à l'état initial grâce à un ajustement du dosage en superplastifiant, l'ouvrabilité diminue plus rapidement lorsque la température de malaxage est élevée, surtout en présence de GBR. Cette perte de fluidité s'explique par l'accélération de la cinétique d'hydratation, la réduction de la rétention d'eau et l'adsorption accrue du superplastifiant, effets amplifiés par la porosité et la capacité d'absorption des granulats recyclés. Après 90 minutes, les bétons contenant 100 % de GBR malaxés à 50 °C présentent des étalements inférieurs à 500 mm, traduisant une perte significative de maniabilité.

Concernant la rhéologie, l'ajustement du dosage en superplastifiant a permis de maintenir des propriétés conformes à la classe SF2, garantissant la fluidité, la stabilité et l'absence de ségrégation. Toutefois, une tendance à la ségrégation est observée avec l'augmentation du taux de GBR, conséquence de leur texture rugueuse et de leur porosité plus élevée. À l'inverse, l'incorporation de GBR tend à réduire progressivement le besoin en superplastifiant, alors que les températures de malaxage élevées augmentent la consommation nécessaire pour maintenir les performances requises.

Sur le plan mécanique, l'augmentation du taux de GBR entraîne une baisse progressive des résistances à la compression, plus marquée à long terme (56 jours) qu'à jeune âge. Les températures élevées présentent un double effet : elles favorisent une augmentation rapide des résistances initiales par l'accélération de l'hydratation, mais compromettent le développement optimal des résistances à long terme, en raison d'une hydratation moins homogène et d'une microstructure plus poreuse. Ainsi, à 56 jours, les formulations malaxées à 50 °C et contenant 100 % de GBR affichent des pertes de résistance atteignant environ 30 % par rapport aux témoins. Le module d'élasticité suit une tendance similaire : il diminue avec l'augmentation du taux de GBR et présente des valeurs plus faibles sous cure chaude, en raison d'une matrice plus fissurée et moins compacte.

Par ailleurs, les résultats sur la durabilité révèlent que la porosité accessible à l'eau et l'absorption capillaire augmentent significativement avec le taux de GBR et les températures de malaxage et de cure élevées. Ces évolutions s'expliquent par la présence de mortier ancien adhérent aux granulats recyclés, leur structure poreuse et fissurée ainsi que par l'accélération de l'hydratation à température élevée, qui génère une microstructure hétérogène et moins dense. Les BAP préparés en conditions 50-40 °C présentent ainsi les valeurs de porosité et d'absorption les plus élevées, traduisant une pénétrabilité accrue et donc une vulnérabilité potentiellement plus grande vis-à-vis des agents agressifs. Toutefois, il convient de souligner que les valeurs d'absorption mesurées (4,5–5,8 %) demeurent compatibles avec une classe de durabilité moyenne, conformément aux exigences de la norme EN 206-1.

Conclusions générales et recommandations

Conclusion générale

Ce travail s'inscrit dans une démarche de construction durable visant à valoriser des matériaux recyclés dans la fabrication de mortiers et bétons autoplaçants (MAP et BAP). L'étude a porté sur l'utilisation de sable recyclé (SBR) et de granulats recyclés de béton (GBR), en combinaison avec du laitier granulé de haut fourneau (LGHF) en substitution partielle du ciment. L'objectif était d'évaluer les performances de ces formulations à l'état frais et durci, tout en considérant l'effet des conditions thermiques de malaxage et de cure, particulièrement dans le contexte des climats chauds. Trois configurations ont été examinées : 20-20 °C, 20-40 °C et 50-40 °C, avec un ajustement du dosage en superplastifiant afin de respecter les exigences de l'autoplaçance. L'étude a permis d'aboutir aux conclusions ci-après :

- L'ajout de SBR, malgré sa forme angulaire, sa texture rugueuse, sa faible densité et sa porosité élevée, a permis d'améliorer la fluidité du mélange, ce qui a réduit le besoin en superplastifiant pour obtenir la même consistance. Cette réduction est amplifiée par l'introduction du LGHF.
- Sur le plan de la densité, les formulations intégrant du SBR, GBR et du LGHF ont généré des mortiers plus légers, ce qui représente un avantage potentiel dans des applications où la réduction de la masse volumique est recherchée sans compromettre la maniabilité.
- Les résultats mécaniques ont montré que l'incorporation des SBR jusqu'à 50 % permet non seulement de maintenir, mais aussi d'augmenter la résistance à la compression, avec des gains atteignant jusqu'à 30 % à long terme lorsqu'il est combiné avec 20 % de LGHF.
- La porosité accessible à l'eau, l'absorption capillaire et la sorptivité augmentent avec le taux de SBR, mais que ces effets peuvent être efficacement corrigés par l'ajout de LGHF. À 20 % de substitution, le laitier parvient à compenser l'augmentation de porosité engendrée par l'ajout de 75 % de sable recyclé, et à 40 %, il permet de stabiliser la microstructure même avec 100 % de substitution.
- La présence de GBR entraîne une perte progressive d'ouvrabilité au fil du temps, amplifiée par des températures élevées de malaxage, avec un étalement pouvant chuter sous 500 mm après 90 minutes.
- Les GBR, surtout à forte teneur, réduisent les résistances mécaniques et le module d'élasticité, effet accentué par les températures de malaxage et de cure élevées.
- Les températures élevées accélèrent les résistances initiales mais compromettent les performances à long terme (pertes pouvant atteindre 30 % à 56 jours avec 100 % GBR malaxés à 50 °C).
- Dans les BAP, l'élévation de la température et le taux de GBR augmentent la porosité accessible et l'absorption d'eau, traduisant une perméabilité accrue. Toutefois les valeurs mesurées restent compatibles avec une classe de durabilité moyenne.

- En climat chaud, la fabrication des BAP à base de granulats recyclés de béton de démolition reste envisageable, mais leur réussite nécessite un contrôle rigoureux du dosage en adjuvants et des taux de substitution pour compenser les effets néfastes liés aux températures élevées.
- La combinaison optimale de SBR, GBR et LGHF permet de formuler des bétons autoplaçants à faible impact environnemental, conciliant performances techniques et durabilité.
- Cette étude confirme ainsi le potentiel d'une approche circulaire dans le domaine de la construction, en montrant que l'innovation dans les formulations peut répondre aux exigences environnementales sans sacrifier les performances techniques.

Recommandations

Dans la continuité des travaux réalisés dans le cadre de cette recherche et au regard des résultats significatifs obtenus, il serait pertinent de poursuivre les investigations selon plusieurs axes complémentaires.

Tout d'abord, il conviendrait d'approfondir l'optimisation des formulations des bétons et mortiers écologiques en étudiant plus finement les taux de substitution en granulats et sables recyclés, de manière à assurer un équilibre optimal entre ouvrabilité, performances mécaniques et durabilité. Par ailleurs, des études spécifiques devraient être menées sur l'influence des adjuvants et des conditions climatiques chaudes, afin de définir des stratégies de cure et de dosage adaptées permettant de limiter les pertes rapides d'ouvrabilité et de garantir une bonne hydratation.

En outre, il serait nécessaire d'élargir les investigations à la durabilité à long terme, en évaluant la résistance des formulations aux phénomènes de perméabilité, de carbonatation, d'attaques chimiques et aux cycles gel/dégel. Dans le même sens, l'analyse de l'évolution des propriétés microstructurales et mécaniques en fonction du temps de cure apporterait un éclairage complémentaire sur la stabilité des performances obtenues.

Par ailleurs, l'étude du comportement au retrait, aussi bien plastique qu'endogène et de dessiccation, représente un axe de recherche prioritaire. L'utilisation de granulats et sables recyclés, combinée au laitier granulé de haut fourneau, peut modifier sensiblement les mécanismes de retrait et de fissuration. Une caractérisation approfondie, couplée à des observations microstructurales (par microscopie électronique à balayage, analyses MIP, ou diffraction des rayons X), permettrait de mieux comprendre l'influence de ces substitutions sur la compacité, la porosité et la distribution des hydrates, et d'identifier les leviers d'amélioration pour limiter le risque de fissuration et renforcer la durabilité des formulations.

Sur le plan environnemental et économique, la réalisation d'analyses de cycle de vie (ACV) complètes, associées à des études de rentabilité, permettrait de quantifier de manière rigoureuse les bénéfices liés à l'utilisation de granulats et de laitiers recyclés.

Enfin, la mise en place de projets pilotes en partenariat avec l'industrie constituerait une étape essentielle pour valider la faisabilité technique en conditions réelles et favoriser l'intégration progressive de ces matériaux dans les normes et recommandations locales.

Références bibliographiques

Références bibliographiques

- Abbasi, A. G. F., Al-Tayyib, A. H. J., & Al-Ali, M. B. (1992). Effect of hot weather on strength of reinforced concrete beams. *Cement and Concrete Composites*, 14(3), 209-221.
- Abed, M., Nemes, R., & Tayeh, B. A. (2020). Properties of self-compacting high-strength concrete containing multiple use of recycled aggregate. *Journal of King Saud University-Engineering Sciences*, 32(2), 108-114.
- Aboulayt, A., Souayfan, F., Roziere, E., Jaafri, R., El Idrissi, A. C., Moussa, R., ... & Loukili, A. (2020). Alkali-activated grouts based on slag-fly ash mixtures: From early-age characterization to long-term phase composition. *Construction and Building Materials*, 260, 120510.
- ACI 305, 1M-14 Specification for Hot Weather Concreting, American Concrete Institute, 2015.
- ACI Committee 233 (1995), Ground Granulated Blast-Furnace Slag as a Cementitious Constituent in Concrete. *ACI materials journal*, 84(4).
- ACI Committee 305, (2020) Guide to Hot Weather Concreting (ACI 305R-20), American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 28 pp.
- Ahmadi, B. H. (2000). Initial and final setting time of concrete in hot weather. *Materials and Structures*, 33, 511-514.
- Ajdukiewicz, A., & Kliszczewicz, A. (2002). Influence of recycled aggregates on mechanical properties of HS/HPC. *Cement and concrete composites*, 24(2), 269-279.
- Al-Abduljabbar, A. H. (2008). Effect of time and temperature on workability of SCC. Source: <http://faculty.ksu.edu.sa/28745/DocLib/Hisham.SCC.pdf>.
- Alam, M., Singh, G. A. U. R. A. V., Bahaa, B. E. S. H., & Sahar, M. (2013). Acceptability of demolished concrete waste aggregate in making high strength self-compacting concrete. *International Journal of Civil Engineering (IJCE)*, 2.
- Alengaram, U. J., Salam, A., Jumaat, M. Z., Jaafar, F. F., & Saad, H. B. (2011). Properties of high-workability concrete with recycled concrete aggregate. *Materials Research*, 14, 248-255.
- Ali-Boucetta, T., Behim, M., & Laifa, W. (2013). Valorisation du laitier granulé et de la poudre de verre dans les bétons autoplçants (BAP). *Synthèse*, 19(2), 30-39.
- Al-Martini, S., & Nehdi, M. (2010). Effects of heat and mixing time on self-compacting concrete. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Construction Materials*, 163(3), 175-182.
- Al-Martini, S., Petit, J., & Mohamed, O. (2013, May). Effect of continuous mixing on cement paste rheology and effect of hot weather on mechanical properties of self consolidating

concrete (SCC). In Proceedings of the Fifth North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete (pp. 12-15).

Almusallam, A. A. (2001). Effect of environmental conditions on the properties of fresh and hardened concrete. *Cement and Concrete composites*, 23(4-5), 353-361.

Almusallam, A. A., Khan, F. M., Dulaijan, S. U., & Al-Amoudi, O. S. B. (2004). Effect of temperature on the properties of concrete. *Cement and Concrete Composites*, 26(7), 605–611. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2003.09.006>

Al-Saffar, N. S., & Al-Feel, J. R. (2009). Properties of self compacting concrete at different curing condition and their comparison with properties of normal concrete. *Al-Rafidain Engineering Journal*, 17(3), 30-38.

Amer, A. A. M., Ezziane, K., & Bougara, A. (2016). Rheological and mechanical behavior of concrete made with pre-saturated and dried recycled concrete aggregates. *Construction and Building Materials*, 123, 300-308.

Amjadi, R., Monazami, M., Mohseni, E., Azar Balgouri, H., & Ranjbar, M. M. (2017). Effectiveness of different recycled materials in self-compacting mortar. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 21(12), 1485-1501.

Amrane, A., & Kenai, S. (1994). Propriétés mécaniques et durabilité du béton au laitier en climat chaud. *Séminaire International sur la Qualité du Béton en Climat Chaud*, 106-122.

Anastasiou, E., Filikas, K. G., & Stefanidou, M. (2014). Utilization of fine recycled aggregates in concrete with fly ash and steel slag. *Construction and Building Materials*, 50, 154-161.

Aparicio, S., Martínez-Ramírez, S., Ranz, J., Fuente, J.V. and Hernández, M.G. (2016), "Microstructural and mechanical properties study of the curing process of self-compacting concrete", *Mater. Des.*, 94, 479-486.

Assié, S. (2004). Durabilité des bétons auto-plaçants (Doctoral dissertation, Toulouse, INSA).

ASTM C1585-13 (2013) Standard Test Method for Measurement of Rate of Absorption of Water by Hydraulic-Cement Concretes

ASTM Standard : A 1074-933, (1995) standard pratic for estimating concret strength by the maturity method , ASTM standard in ACI301 and 318,publication sp-71, ACI, Farmington Hills, 297-303.

ASTM C642-13 (2022) Standard Test Method for Density, Absorption, and Voids in Hardened Concrete.

Azare, A. A., Ibrahim, M. H. B. W., Alshalif, A. F., Jaya, R. P., & Nindyawati, N. (2024). Mechanical and Microstructural Characteristics of High-Strength Self-Compacting Concrete (HSSCC) with

- Optimal Silica Fume and Fly Ash Cement Replacement. *International Journal of Sustainable Construction Engineering and Technology*, 15(4), 81-99.
- Barluenga, G., Giménez, M., Sepulcre, A., & Palomar, I. (2018). Effect of full scale pumping at early age and on hardened microstructure and properties of SCC with fly ash in hot-dry curing conditions. *Construction and Building Materials*, 191, 1128-1138.
- Barluenga, G., Guardia, C., & Puentes, J. (2018). Effect of curing temperature and relative humidity on early age and hardened properties of SCC. *Construction and Building Materials*, 167, 235-242.
- Barluenga, G., Puentes, J., & Palomar, I. (2015). Early age monitoring of self-compacting concrete with mineral additions. *Construction and Building Materials*, 77, 66-73.
- Barnett, S. J., Soutsos, M. N., Millard, S. G., & Bungey, J. H. (2006). Strength development of mortars containing ground granulated blast-furnace slag: Effect of curing temperature and determination of apparent activation energies. *Cement and Concrete Research*, 36(3), 434-440.
- Bassani, M., Garcia, J. D., Meloni, F., Volpatti, G., & Zampini, D. (2019). Recycled coarse aggregates from pelletized unused concrete for a more sustainable concrete production. *Journal of cleaner production*, 219, 424-432.
- Behim, M., Beddar, M., & Clastres, P. (2013). Reactivity of granulated blast furnace slag. *Slovak Journal of Civil Engineering*, 21(2), 7-14.
- Behim, M., Cyr, M., & Clastres, P. (2011). Physical and chemical effects of El Hadjar slag used as an additive in cement-based materials. *European journal of environmental and civil engineering*, 15(10), 1413-1432.
- BENAICHI, E. H. (2009). Etude des bétons à base des sables de démolition et ajouts minéraux actifs (Doctoral dissertation, Université Mohamed Khider Biskra).
- Benouis, M., Toumi, A., & Boukhelkhal, A. (2023). Comportement à l'état durci des mortiers imprimables à base de sable recyclé. *Academia*. <https://www.academia.edu/100311454/>
- Bentz, D. P., Snyder, K. A., & Stutzman, P. E. (1997, June). Hydration of Portland cement: The effects of curing conditions. In *Proceedings of the 10th International Congress on the Chemistry of Cement* (Vol. 2).
- Berredjem, L., Arabi, N., & Molez, L. (2015, May). Contribution à l'étude des indicateurs de durabilité des bétons à base des granulats recyclés. In *Rencontres Universitaires de Génie Civil*.
- Berredjem, L., Arabi, N., Molez, L., & Jauberthie, R. (2016). Propriétés mécaniques et durabilité des bétons à base de graviers et sables recyclés issus de béton de démolition. In *Deuxième Conférence Internationale Francophone Nouveaux Matériaux et Durabilité*.

- Bethmont, S., Aloia, L. D., Stefani, C., & Leroy, R. (2003). Defining the stability criterion of a sphere suspended in a cement paste: a way to study the segregation risk in self-compacting concrete (SCC). In Proceedings of 3rd international RILEM symposium on self-compacting concrete, Reykjavik (pp. 94-105).
- Billberg, P. (2001, October). Influence of filler characteristics on SCC rheology and early hydration. In Proceedings of the Second International RILEM Symposium on Self-compacting Concrete, Tokyo (pp. 285-294).
- Bingöl, A. F., & Tohumcu, İ. (2013). Effects of different curing regimes on the compressive strength properties of self compacting concrete incorporating fly ash and silica fume. *Materials & Design*, 51, 12-18.
- Bougara, A., Lynsdale, C., & Milestone, N. B. (2018). The influence of slag properties, mix parameters and curing temperature on hydration and strength development of slag/cement blends. *Construction and Building Materials*, 187, 339-347.
- Bouhamou, N., Belas, N., Mesbah, H., Jauberthie, R., Ouali, A., & Mebrouki, A. (2009). Influence des rapports eau/ciment et fines/ciment sur le comportement à l'état durci du béton autoplaçant à base de matériaux locaux algériens. *Canadian journal of civil engineering*, 36(7), 1195-1206.
- Boukendakdji, O. (2010). Etude de l'influence des paramètres de formulation sur les propriétés d'un béton autoplaçant (Doctoral dissertation, Blida).
- Boukendakdji, O., Kadri, E. H., & Kenai, S. (2012). Effects of granulated blast furnace slag and superplasticizer type on the fresh properties and compressive strength of self-compacting concrete. *Cement and concrete composites*, 34(4), 583-590.
- Boukendakdji, O., Kenai, S., Kadri, E. H., & Rouis, F. (2009). Effect of slag on the rheology of fresh self-compacted concrete. *Construction and Building Materials*, 23(7), 2593-2598.
- Boukhelkhal, D., Boukendakdji, O., Kenai, S., & Kadri, E. H. (2018). Combined effect of mineral admixture and curing temperature on mechanical behavior and porosity of SCC. *Adv. Conc. Const*, 6(1), 69-85.
- Bounedjema, Y., Ezziane, K., & Hallal, A. (2017). Variation of mechanical and rheological properties of mortar by replacement of natural sand with crushed sand. *Journal of Adhesion Science and Technology*, 31(2), 182-201.
- Bourmatte, N., & Houari, H. (2004). Granulats recyclés de substitution pour bétons hydrauliques (Doctoral dissertation, Université Frères Mentouri-Constantine 1).
- Braga, A. M., Silvestre, J. D., & de Brito, J. (2017). Compared environmental and economic impact from cradle to gate of concrete with natural and recycled coarse aggregates. *Journal of cleaner production*, 162, 529-543.

- Braga, M., de Brito, J., & Veiga, R. (2014). Reduction of the cement content in mortars made with fine concrete aggregates. *Materials and Structures*, 47, 171-182.
- Brahim, N. (2018). Développement des bétons autoplaçants à hautes performances: influence de la composition (Doctoral dissertation, UNIVERSITE MOHAMED KHIDER BISKRA).
- Bravo, M., De Brito, J., Pontes, J., & Evangelista, L. (2015). Mechanical performance of concrete made with aggregates from construction and demolition waste recycling plants. *Journal of cleaner production*, 99, 59-74.
- Brooks, J. J., Johari, M. M., & Mazloom, M. (2000). Effect of admixtures on the setting times of high-strength concrete. *Cement and concrete Composites*, 22(4), 293-301.
- Buck, A. D. (1977, May). Recycled concrete as a source of aggregate. In *Journal Proceedings* (Vol. 74, No. 5, pp. 212-219).
- Bui, V. K. (1994). A method for the optimum proportioning of the aggregate phase of highly durable vibration-free concrete. Asia Institute of Technology, Bangkok, Thailand.
- Burnham, J. F. (2006). Scopus database: a review. *Biomedical digital libraries*, 3, 1-8.
- Butler, L., West, J. S., & Tighe, S. L. (2011). The effect of recycled concrete aggregate properties on the bond strength between RCA concrete and steel reinforcement. *Cement and concrete research*, 41(10), 1037-1049.
- Cabral, A. E. B., Schalch, V., Dal Molin, D. C. C., & Ribeiro, J. L. D. (2010). Mechanical properties modeling of recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials*, 24(4), 421-430.
- Carro-López, D., González-Fonteboa, B., De Brito, J., Martínez-Abella, F., González-Taboada, I., & Silva, P. (2015). Study of the rheology of self-compacting concrete with fine recycled concrete aggregates. *Construction and Building Materials*, 96, 491-501.
- Cassagnabère, F., Mouret, M., & Le, V. A. (2016). Properties of SCC mixed in hot weather conditions: workability, mechanical and physical aspects. *Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Civil Engineering*, 40, 251-255.
- CHAI H. (1998). Design and testing of SCC, Ph.D Thesis, University College of London (UCL), 259 pages.
- Champion, P., L 鉁 on• Guillet, & Poupeau, P. (1981). Diagrammes de phases des mat 鉁 riaux cristallins. Masson.
- Chapdelaine, F. (1999). Étude sur la mesure de la rhéologie du béton frais. Université Laval.
- Chen, H. J., Yen, T., & Chen, K. H. (2003). Use of building rubbles as recycled aggregates. *Cement and concrete research*, 33(1), 125-132.

- Cheron, M., & Lardinois, C. (1968). The role of magnesia and alumina in the hydraulic properties of blast-furnace slag. In Proc. 5th Int. Symp. Chem. Concr., Tokyo (Vol. 4, pp. 277-285).
- CHOI Y.W., KIM Y.J., SHIN H.C., MOON H.Y., 2006 « An experimental research on the fluidity and mechanical properties of high-strength lightweight self-compacting concrete » Cement and Concrete Research J., Vol. 36, pp. 1595–1602.
- Cimpelli, C. (1996). Guide technique pour l'utilisation des matériaux régionaux d'Île-de-France : les bétons et produits de démolition recyclés.
- Coelho, A., & De Brito, J. (2013). Preparation of concrete aggregates from construction and demolition waste (CDW). In Handbook of recycled concrete and demolition waste (pp. 210-245). Woodhead Publishing.
- Da Nóbrega, A. C. V., Mouret, M., Cassagnabere, F., & Le, V. A. (2018). Improved 28-day compressive strength of SCC mixed and cured in hot weather: Non-conventional behavior. Construction and Building Materials, 173, 650-661.
- De Brito, J., & Silva, R. (2016). Current status on the use of recycled aggregates in concrete: Where do we go from here?. RILEM Technical Letters, 1, 1-5.
- De Juan, M. S., & Gutiérrez, P. A. (2009). Study on the influence of attached mortar content on the properties of recycled concrete aggregate. Construction and building materials, 23(2), 872-877.
- De Larrard, F. (2002). Construire en béton : l'essentiel sur les matériaux. Presse des Ponts.
- DE LARRARD, F., & COLINA, H. (2018). Recycled concrete. Ouvrages Scientifiques, OSI4. ISBN 978-2-85782-747-4.
- De Larrard, F., Sedran, T., Hu, C., Sztikar, J. C., Joly, M., & Derkx, F. (2004). Evolution of the workability of superplasticised concretes: assessment with the BTRHEOM rheometer. In Production methods and workability of concrete (pp. 389-400). CRC Press.
- De Schutter, G. (2005). Guidelines for testing fresh self-compacting concrete. European research project.
- Derabla, R., Mokrani, I., & Benmalek, M. L. (2011). Effect of Slag Content and Hardening Accelerator Dosage on the Physico-Mechanical Properties of Cement and Concrete. Advanced Materials Research, 324, 392-395.
- Dhir, R. K., Limbachiya, M. C., Leelawat, T., BS 5328, & BS 882. (1999). Suitability of recycled concrete aggregate for use in BS 5328 designated mixes. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and buildings, 134(3), 257-274.

- Diaz, N. K. S., & Karina, N. (2018). Valorisation des granulats recyclés dans le béton pour les pavages et trottoirs (Doctoral dissertation, Université de Sherbrooke).
- Domone, P. J., & JIN, J. (1999). Properties of mortar for self-compacting concrete. In Self-compacting concrete (Stockholm, 13-14 September 1999) (pp. 109-120).
- Domone, P. L. (2006). Self-compacting concrete: An analysis of 11 years of case studies. *Cement and concrete composites*, 28(2), 197-208.
- Dreux, G., & Festa, J. (1998). Nouveau guide du béton et de ses constitutants. Eyrolles.
- Duan, H., Wang, J., & Huang, Q. (2015). Encouraging the environmentally sound management of C&D waste in China: An integrative review and research agenda. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 43, 611-620.
- Dyavappanavar, S. P., Kulkarni, D. K., Channagoudar, S., Wali, S., Vijapur, G., Patil, S., ... & Shwetha, G. C. (2024). Performance and Evaluation for Durability Enhancement of Self Compacting Concrete Using Ground Granulated Blast Furnace Slag. *Journal of Applied Engineering Sciences*, 14(2).
- El Barrak, M., Mouret, M., & Bascoul, A. (2009). Self-compacting concrete paste constituents: Hierarchical classification of their influence on flow properties of the paste. *Cement and Concrete Composites*, 31(1), 12-21.
- Edeb, B., Allout, N., Benkhelil, M., & Guettala, S. (2024). Optimizing High-Performance Concrete Properties Containing Blast Furnace Slag and Marble Powder. *Advances in Materials Science*, 24(3), 89-110.
- EFNARC. (2005). *Specification and guidelines for self-compacting concrete*. European Federation of National Associations Representing Concrete. <https://efnarc.org/>
- EN, 197-1. Cement–Part 1 (2000) Composition, specifications and conformity criteria for common cements, British Standards Institution.
- Escalante-Garcia, J. I., & Sharp, J. H. (2004). The chemical composition and microstructure of hydration products in blended cements. *Cement and Concrete Composites*, 26(8), 967-976.
- Etxeberria, M. (2020). The suitability of concrete using recycled aggregates (RAs) for high-performance concrete. In *Advances in construction and demolition waste recycling* (pp. 253-284). Woodhead Publishing.
- Etxeberria, M., Vázquez, E., Marí, A., & Barra, M. (2007). Influence of amount of recycled coarse aggregates and production process on properties of recycled aggregate concrete. *Cement and concrete research*, 37(5), 735-742.
- EUROSTAT. Waste Statistics in Europe [Online]. Available: epp.eurostat.ec.europa.eu. Available online: <http://appsso.eurostat.ec.europa.eu/nui> (accessed 2020).

- Evangelista, L. M. F. D. R., & De Brito, J. M. C. L. (2014). Concrete with fine recycled aggregates: a review. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 18(2), 129-172.
- Evangelista, L., & De Brito, J. (2004, November). Criteria for the use of fine recycled concrete aggregates in concrete production. In Conference: Conference on the Use of Recycled Materials in Building and Structures, RILEM, At Barcelona, Spain.
- Evangelista, L., & de Brito, J. (2007). Mechanical behavior of concrete made with fine recycled concrete aggregates. *Cement and Concrete Composites*, 29(5), 397–401. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2006.12.004>
- Ezziane, K., Kadri, E. H., Hallal, A., & Duval, R. (2010). Effect of mineral additives on the setting of blended cement by the maturity method. *Materials and structures*, 43, 393-401.
- FANG, W., JIANXIONG, C., & CHANGHUI, Y. (1999). Studies on Self-Compacting high performance concrete with high volume mineral additives. In *Self-compacting concrete* (Stockholm, 13-14 September 1999) (pp. 569-578).
- Felekoğlu, B., Türkel, S., & Baradan, B. (2007). Effect of water/cement ratio on the fresh and hardened properties of self-compacting concrete. *Building and environment*, 42(4), 1795-1802.
- Ferreira, L., De Brito, J., & Barra, M. (2011). Influence of the pre-saturation of recycled coarse concrete aggregates on concrete properties. *Magazine of Concrete Research*, 63(8), 617-627.
- Feys, D., Verhoeven, R., & De Schutter, G. (2007). Evaluation of time independent rheological models applicable to fresh self-compacting concrete. *Applied rheology*, 17(5), 56244-1.
- Feys, D., Verhoeven, R., & De Schutter, G. (2008). Fresh self compacting concrete, a shear thickening material. *Cement and Concrete Research*, 38(7), 920-929.
- Gao, T., Shen, L., Shen, M., Liu, L., & Chen, F. (2016). Analysis of material flow and consumption in cement production process. *Journal of Cleaner Production*, 112, 553-565.
- GEAS, U. (2014). 'Sand rarer than one thinks. Thematic focus: Ecosystem management, Environmental governance, Resource efficiency. UNEP Global Environmental Alert Services (GEAS).
- Gesoglu, M., Güneyisi, E., Öz, H. Ö., Taha, I., & Yasemin, M. T. (2015). Failure characteristics of self-compacting concretes made with recycled aggregates. *Construction and Building Materials*, 98, 334-344.
- Ghafoori, N., & Diawara, H. (2010). Influence of temperature on fresh performance of self-consolidating concrete. *Construction and Building Materials*, 24(6), 946-955.

- Ghafoori, N., Diawara, H., & Hasnat, A. (2018). Remediation of loss in flow properties of self-consolidating concrete under various combinations of transportation time and temperature. *Construction and Building Materials*, 192, 508-514.
- Ghanbari, M., Monir Abbasi, A., & Ravanshadnia, M. (2017). Economic and environmental evaluation and optimal ratio of natural and recycled aggregate production. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2017(1), 7458285.
- Ghorbel, E., & Wardeh, G. (2016). Étude expérimentale de la formulation de mortier à base de sable recyclé. In 34e Rencontres Universitaires de Génie Civil (RUGC 2016), Antibes. <https://www.researchgate.net/publication/308380743>
- Ghrichi, M., Kenai, S., & Said-Mansour, M. (2006). Effect of curing procedures on the durability of mortar containing slag and silica fume. *Cement and Concrete Composites*, 28(7), 626–637.
- Gokce, A., Nagataki, S., Saeki, T., & Hisada, M. (2011). Identification of frost-susceptible recycled concrete aggregates for durability of concrete. *Construction and building materials*, 25(5), 2426-2431.
- Gómez-Soberón, J. M. (2002). Porosity of recycled concrete with substitution of recycled concrete aggregate: An experimental study. *Cement and concrete research*, 32(8), 1301-1311.
- González-Fonteboa, B., & Martínez-Abella, F. (2005). Recycled aggregates concrete: aggregate and mix properties. *Materiales de construcción*, 55(279), 53-66.
- González-Fonteboa, B., & Martínez-Abella, F. (2008). Concretes with aggregates from demolition waste and silica fume. Materials and mechanical properties. *Building and Environment*, 43(4), 429-437.
- Göransson, M. (2011). Ersättningsmaterial för naturgrus. *Sveriges geologiska undersökning*, 10, 32.
- Gowripalan, N., Shakor, P., & Rocker, P. (2021). Pressure exerted on formwork by self-compacting concrete at early ages: A review. *Case Studies in Construction Materials*, 15, e00642.
- Grdic, Z. J., Toplicic-Curcic, G. A., Despotovic, I. M., & Ristic, N. S. (2010). Properties of self-compacting concrete prepared with coarse recycled concrete aggregate. *Construction and Building Materials*, 24(7), 1129-1133.
- Gruyaert, E., Robeyst, N., & De, B. N. (2010). Study of the hydration of Portland cement blended with blast-furnace slag by calorimetry and thermogravimetry. *Journal of thermal analysis and calorimetry*, 102(3), 941-951.
- Gruyaert, E., Van den Heede, P., & De Belie, N. (2013). Carbonation of slag concrete: Effect of the cement replacement level and curing on the carbonation coefficient–Effect of carbonation on the pore structure. *Cement and Concrete Composites*, 35(1), 39-48.

- Guessoum, M., Boukhelf, F., & Khadraoui, F. (2023). Full Characterization of Self-Compacting Concrete Containing Recycled Aggregates and Limestone. *Materials*, 16(17), 5842.
- Güneyisi, E., & Gesoğlu, M. (2008). A study on durability properties of high-performance concretes incorporating high replacement levels of slag. *Materials and Structures*, 41, 479-493.
- Güneyisi, E., Gesoğlu, M., Algin, Z., & Yazıcı, H. (2014). Effect of surface treatment methods on the properties of self-compacting concrete with recycled aggregates. *Construction and Building Materials*, 64, 172-183.
- Güneyisi, E., Gesoglu, M., Algin, Z., & Yazıcı, H. (2016). Rheological and fresh properties of self-compacting concretes containing coarse and fine recycled concrete aggregates. *Construction and Building Materials*, 113, 622-630.
- Hadj Sadok, A., Kenai, S., Hassane, M., & Touil, D. (2016). Résistance et durabilité des bétons au laitier de haut fourneau pour les ouvrages hydrauliques. *Le Journal de l'Eau et de l'Environnement*, 16(28), 29–37.
- Haha, M. B., Lothenbach, B., Le Saout, G., & Winnefeld, F. (2012). Influence of slag chemistry on the hydration of alkali-activated blast-furnace slag—Part II: Effect of Al₂O₃. *Cement and Concrete Research*, 42(1), 74-83.
- Hameed, M. O. H. A. M. E. D. (2009). Impact of transportation on cost, energy, and particulate emissions for recycled concrete aggregate (Doctoral dissertation, University of Florida, Florida, USA).
- Hansen, T. C. (1986). Recycled aggregates and recycled aggregate concrete second state-of-the-art report developments 1945–1985. *Materials and structures*, 19, 201-246.
- Hemalatha, T., Sundar, K. R., Murthy, A. R., & Iyer, N. R. (2015). Influence of mixing protocol on fresh and hardened properties of self-compacting concrete. *Construction and Building Materials*, 98, 119-127.
- Hiremath, P. N., & Yaragal, S. C. (2017). Effect of different curing regimes and durations on early strength development of reactive powder concrete. *Construction and Building Materials*, 154, 72-87.
- Hou, W. M., Chang, P. K., & Hwang, C. L. (2004). A study on anticorrosion effect in high-performance concrete by the pozzolanic reaction of slag. *Cement and Concrete Research*, 34(4), 615-622.
- Hou, Y. (2021). Contribution au développement de la valorisation des déchets inertes du BTP: Étude de la carbonatation des granulats recyclés compactés (Doctoral dissertation, Université de La Rochelle).
- Houzé, C. (2013). Étude de la valorisation des laitiers de l'industrie sidérurgique et de production des alliages silico manganèse (Doctoral dissertation, Université Paris-Est).

- Itim, A., Ezziane, K., & Kadri, E. H. (2011). Compressive strength and shrinkage of mortar containing various amounts of mineral additions. *Construction and Building Materials*, 25(8), 3603-3609.
- Jadhav, P. A., & Kulkarni, D. K. (2013). Effect of replacement of natural sand by manufactured sand on the properties of cement mortar. *International journal of civil and structural Engineering*, 3(3), 621.
- Jiang, J., Zhou, W., Gao, Y., Wang, L., Wang, F., Chu, H. Y., ... & Li, J. (2019). Feasibility of manufacturing ultra-high performance cement-based composites (UHPCCs) with recycled sand: A preliminary study. *Waste management*, 83, 104-112.
- Jin, C., Wang, X. P., Akinkurolere, O. O., & Jiang, C. R. (2008). Experimental research on the conversion relationships between the mechanical performance indexes of recycled concrete. *Chinese Concrete Journal*, 11, 37-39.
- Kadri, E. H., & Duval, R. (2001). Effect of silica fume on the heat of hydration of high-performance concrete. *Special Publication*, 199, 635-644.
- Kapoor, K., Singh, S. P., & Singh, B. (2016). Durability of self-compacting concrete made with Recycled Concrete Aggregates and mineral admixtures. *Construction and Building Materials*, 128, 67-76.
- Kapoor, Y. P., Munn, C., & Charif, K. (2003, October). Self-compacting concrete-an economic approach. In *7th International Conference on Concrete in Hot & Aggressive Environments*, Manama, Kingdom of Bahrain (pp. 13-15).
- Katz, A. (2003). Properties of concrete made with recycled aggregate from partially hydrated old concrete. *Cement and concrete research*, 33(5), 703-711.
- Katz, A. (2003). Properties of concrete made with recycled aggregate from partially hydrated old concrete. *Cement and concrete research*, 33(5), 703-711.
- Kebaïli, O., Mouret, M., Arabi, N., & Cassagnabere, F. (2015). Adverse effect of the mass substitution of natural aggregates by air-dried recycled concrete aggregates on the self-compacting ability of concrete: evidence and analysis through an example. *Journal of Cleaner Production*, 87, 752-761.
- Kenai, S., & Debieb, F. (2011). Characterization of the durability of recycled concretes using coarse and fine crushed bricks and concrete aggregates. *Materials and structures*, 44, 815-824.
- Khalifa, A. Z., Cizer, Ö., Pontikes, Y., Heath, A., Patureau, P., Bernal, S. A., & Marsh, A. T. (2020). Advances in alkali-activation of clay minerals. *Cement and Concrete Research*, 132, 106050.
- Khatib, J. M. (2005). Properties of concrete incorporating fine recycled aggregate. *Cement and concrete research*, 35(4), 763-769.

- Khayat, K. H. (1999). Workability, testing, and performance of self-consolidating concrete. *Materials Journal*, 96(3), 346-353.
- Khayat, K. H., Petrov, N., Morin, R., Thibeault, M., & Bissonnette, B. (2007). Comportement du béton autoplaçant fibré dans la réfection du passage inférieur du Viaduc Jarry-Querbes à Montréal. 8e Journées Scientifiques du (RF) B, 2, 32-47.
- Klieger, P. (1958, June). Effect of mixing and curing temperature on concrete strength. In *Journal proceedings* (Vol. 54, No. 6, pp. 1063-1081).
- Klug, Y., & Holschemacher, K. (2003, August). Comparison of the hardened properties of self-compacting and normal vibrated concrete. In *Proc. 3rd Int. RILEM Symp. on Self-Compacting Concrete* (pp. 596-605). Iceland: Reykjavik.
- Kou, S. C., & Poon, C. S. (2009). Properties of concrete prepared with crushed fine stone, furnace bottom ash and fine recycled aggregate as fine aggregates. *Construction and Building Materials*, 23(8), 2877-2886.
- Kou, S. C., & Poon, C. S. (2009). Properties of self-compacting concrete prepared with coarse and fine recycled concrete aggregates. *Cement and Concrete composites*, 31(9), 622-627.
- Kou, S. C., & Poon, C. S. (2015). Effect of the quality of parent concrete on the properties of high performance recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials*, 77, 501-508.
- Kou, S. C., Poon, C. S., & Chan, D. (2007). Influence of fly ash as cement replacement on the properties of recycled aggregate concrete. *Journal of materials in civil engineering*, 19(9), 709-717.
- Kumar, B. V., Ananthan, H., & Balaji, K. V. A. (2018). Experimental studies on utilization of recycled coarse and fine aggregates in high performance concrete mixes. *Alexandria engineering journal*, 57(3), 1749-1759.
- Kumar, M. A., Selvapraveen, S., Prasath, P. D., Bavithran, R., & Dhanabal, G. (2021, February). Rheological properties of self compacting concrete with partial replacement of metakaolin in cement and plastic fibre. In *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* (Vol. 1055, No. 1, p. 012052).
- Lachemi, M., Hossain, K. M., Lambros, V., & Bouzoubaa, N. (2003). Development of cost-effective self-consolidating concrete incorporating fly ash, slag cement, or viscosity-modifying admixtures. *Materials Journal*, 100(5), 419-425.
- Lang, E. (2002). Blast furnace cements. *Structure and performance of cements*, 310-325.
- Lauritzen, E. K. (1998). The global challenge of recycled concrete. In *Sustainable Construction: Use of Recycled Concrete Aggregate: Proceedings of the International Symposium organised by the Concrete Technology Unit, University of Dundee and held at the Department of Trade*

and Industry Conference Centre, London, UK on 11–12 November 1998 (pp. 505-519). Thomas Telford Publishing.

Le, M. T., Tribout, C., & Escadeillas, G. (2019). Durability of mortars with leftover recycled sand. *Construction and Building Materials*, 215, 391-400.

Le, T., Rémond, S., Le Saout, G., & Garcia-Diaz, E. (2016). Fresh behavior of mortar based on recycled sand–Influence of moisture condition. *Construction and Building Materials*, 106, 35-42.

Le, V. A. (2014). Comportement des bétons autoplaçants par temps chaud (Doctoral dissertation, Toulouse 3).

Ledesma, E. F., Jiménez, J. R., Fernández, J. M., Galvín, A. P., Agrela, F., & Barbudo, A. (2014). Properties of masonry mortars manufactured with fine recycled concrete aggregates. *Construction and building materials*, 71, 289-298.

Lee, K. M., Lee, H. K., Lee, S. H., & Kim, G. Y. (2006). Autogenous shrinkage of concrete containing granulated blast-furnace slag. *Cement and concrete research*, 36(7), 1279-1285.

Leite, M. B., & Monteiro, P. J. M. (2016). Microstructural analysis of recycled concrete using X-ray microtomography. *Cement and Concrete Research*, 81, 38-48.

Leite, M. B., & Santana, V. M. (2019). Evaluation of an experimental mix proportion study and production of concrete using fine recycled aggregate. *Journal of Building Engineering*, 21, 243-253.

Li, J., Xiao, J., & Huang, J. (2006). Influence of recycled coarse aggregate replacement percentages on compressive strength of concrete. *Jianzhu Cailiao Xuebao/Journal of Building Materials*, 9(3), 297-301.

Li, Z., & Ding, Z. (2003). Property improvement of Portland cement by incorporating with metakaolin and slag. *Cement and concrete research*, 33(4), 579-584.

Limbachiya, M. C., Marrocchino, E., & Koulouris, A. (2007). Chemical–mineralogical characterisation of coarse recycled concrete aggregate. *Waste Management*, 27(2), 201-208.

Limbachiya, M. E. A., Koulouris, A., Roberts, J. J., & Fried, A. N. (2004). Performance of recycled aggregate concrete. In *Proceeding of RILEM international symposium on environment-conscious materials and systems for sustainable development* (pp. 127-136).

Lin, W. T. (2020). Effects of sand/aggregate ratio on strength, durability, and microstructure of self-compacting concrete. *Construction and Building Materials*, 242, 118046.

López-Gayarre, F., Serna, P., Domingo-Cabo, A., Serrano-López, M. A., & López-Colina, C. (2009). Influence of recycled aggregate quality and proportioning criteria on recycled concrete properties. *Waste management*, 29(12), 3022-3028.

- Lu, B., Shi, C., Zheng, J., & Ling, T. C. (2018). Carbon dioxide sequestration on recycled aggregates. In *Carbon dioxide sequestration in cementitious construction materials* (pp. 247-277). Woodhead Publishing.
- M'hamed Adjoudj , Karim Ezziane , El Hadj Kadri, Tien-Tung Ngo , Abdelhak Kaci "Evaluation of rheological parameters of mortar containing various amounts of mineral addition with polycarboxylate superplasticizer" *Construction and Building Materials* 2014 vol 70 p 549–559.
- Manai, K. (1996). Etude de l'effet d'ajouts chimiques et minéraux sur la maniabilité, la stabilité et les performances des bétons autonivelants. Université de Sherbrooke.
- Mandal, S., Chakraborty, S., & Gupta, A. (2002). Some studies on durability of recycled aggregate concrete. *Indian Concrete Journal*, 76(6), 385-388.
- Mantel, D. G. (1994). Investigation into the hydraulic activity of five granulated blast furnace slags with eight different Portland cements. *Materials Journal*, 91(5), 471-477.
- Manzi, S., Mazzotti, C., & Bignozzi, M. C. (2017). Self-compacting concrete with recycled concrete aggregate: Study of the long-term properties. *Construction and Building Materials*, 157, 582-590.
- Marie, I., & Quasrawi, H. (2012). Closed-loop recycling of recycled concrete aggregates. *Journal of Cleaner Production*, 37, 243-248.
- Marinković, S., Dragaš, J., Ignjatović, I., & Tošić, N. (2017). Environmental assessment of green concretes for structural use. *Journal of Cleaner Production*, 154, 633-649.
- Marinković, S., Radonjanin, V., Malešev, M., & Ignjatović, I. (2010). Comparative environmental assessment of natural and recycled aggregate concrete. *Waste management*, 30(11), 2255-2264.
- Martín-Morales, M., Zamorano, M., Ruiz-Moyano, A., & Valverde-Espinosa, I. (2011). Characterization of recycled aggregates construction and demolition waste for concrete production following the Spanish Structural Concrete Code EHE-08. *Construction and building materials*, 25(2), 742-748.
- Mascolo, G. (1973). Hydration products of synthetic glasses similar to blast-furnace slags. *Cement and Concrete Research*, 3(2), 207-213.
- Matar, P., & El Dalati, R. (2012, September). CARACTÉRISTIQUES DU BÉTON À BASE DE GRANULATS RECYCLÉS ÉTUDE EXPÉRIMENTALE. In *Annales du Bâtiment et des Travaux Publics* (No. 3/4, p. 32). Editions ESKA.
- Matias, D., De Brito, J., Rosa, A., & Pedro, D. (2013). Mechanical properties of concrete produced with recycled coarse aggregates—Influence of the use of superplasticizers. *Construction and building materials*, 44, 101-109.

- Mesbah, H. A. (1997). Amélioration du comportement des mortiers à base de granulats recyclés par adjonction de fibres. These de Doctorat, Universited'Artois, France.
- Mindess, S., Young, F., & Darwin, D. (2003). Concrete 2nd editio. Technical Documents, 585.
- Miyamoto, T., Torii, K., Akahane, K., & Hayashiguchi, S. (2015). Production and use of blast furnace slag aggregate for concrete. Nippon steel & sumitomo metal technical report, 109, 102-108.
- Modani, P. O., & Mohitkar, V. M. (2014). Self-compacting concrete with recycled aggregate: A solution for sustainable development. International Journal of Civil & Structural Engineering, 4(3), 430-440.
- Mohamed, H. A. (2011). Effect of fly ash and silica fume on compressive strength of self-compacting concrete under different curing conditions. Ain Shams Engineering Journal, 2(2), 79-86.
- Mohamed, O., & Najm, O. (2019, February). Effect of curing methods on compressive strength of sustainable self-consolidated concrete. In IOP Conference Series: Materials Science and Engineering (Vol. 471, p. 032059). IOP Publishing.
- Mouret, M., Bascoul, A., & Escadeillas, G. (2003). Strength impairment of concrete mixed in hot weather: relation to porosity of bulk fresh concrete paste and maturity. Magazine of Concrete Research, 55(3), 215-223.
- Mouret, M., Bascoul, A., & Escadeillas, G. (2005). Strength impairment of concrete mixed in hot weather: analysis in relation to physical and chemical properties of hardened concrete. Magazine of Concrete Research, 57(5), 301-308.
- Müller, C. (1998). Requirements on concrete for future recycling. In Sustainable Construction: Use of Recycled Concrete Aggregate: Proceedings of the International Symposium organised by the Concrete Technology Unit, University of Dundee and held at the Department of Trade and Industry Conference Centre, London, UK on 11–12 November 1998 (pp. 445-457). Thomas Telford Publishing.
- Murtaza, M., Zhang, J., Yang, C., Su, C., & Wu, H. (2024). Durability of high strength self-compacting concrete with fly ash, coal gangue powder, cement kiln dust, and recycled concrete powder. *Construction and Building Materials*, 449, 138345.
- Mustafa, M. A., & Yusof, K. M. (1991). Mechanical properties of hardened concrete in hot-humid climate. Cement and concrete research, 21(4), 601-613.
- Muzenda, E. (2014). A discussion on waste generation and management trends in South Africa. International Journal of Chemical, Environ & Biol Sci (IJCEBS) Volume, 2(2), 2320-4087.
- Mymoon, M., Mahendran, S., Lakshmi-Poorna, R., & Suryakala, S. (2016). Directions in self consolidating concrete research: A bibliometric study. J Struct Eng, 43(4), 329-340.

- Mymoon, M., Mahendran, S., Poorna, R. L., Hariharan, A., Suryakala, S., & Sudhagar, R. (2015). Directions in self consolidating concrete research: part 1-bibliometrics. Journal article, 1031(65.3).
- Nagamoto, N., & Ozawa, K. (1999). Mixture properties of self-compacting, high-performance concrete. Special Publication, 172, 623-636.
- Nagataki, S., Gokce, A., & Saeki, T. (2000). Effects of recycled aggregate characteristics on performance parameters of recycled aggregate concrete. Special Publication, 192, 53-72.
- Nawa, T. (1999). State-of-the-art report on materials and design of self-compacting concrete. In Proc. of the International Workshop on Self-Compacting Concrete (pp. 160-190).
- Nécira, B., Guettala, A., & Guettala, S. (2015). Effect of the viscosity modifying agent and the different mineral additions on rheology and compressive strength of self-compacting concrete.
- Nehdi, M., & Al Martini, S. (2009). Estimating time and temperature dependent yield stress of cement paste using oscillatory rheology and genetic algorithms. Cement and Concrete Research, 39(11), 1007-1016.
- Nehdi, M., Pardhan, M., & Koshowski, S. (2004). Durability of self-consolidating concrete incorporating high-volume replacement composite cements. Cement and concrete research, 34(11), 2103-2112.
- Nematollahzade, M., Tajadini, A., Afshoon, I., & Aslani, F. (2020). Influence of different curing conditions and water to cement ratio on properties of self-compacting concretes. Construction and Building Materials, 237, 117570.
- Neno, C., Brito, J. D., & Veiga, R. (2014). Using fine recycled concrete aggregate for mortar production. Materials research, 17, 168-177.
- NF EN 1015-11. (2019). Méthodes d'essai des mortiers pour maçonnerie - Partie 11 : détermination de la résistance en flexion et en compression du mortier durci. AFNOR.
- NF EN 1015-18.(2003). Méthodes d'essai des mortiers pour maçonnerie - partie 18 : détermination du coefficient d'absorption d'eau par capillarité du mortier durci , AFNOR.
- NF EN 1015-6/A1. (2007). Méthodes d'essai des mortiers pour maçonnerie - Partie 6 : détermination de la masse volumique apparente du mortier frais.
- NF EN 1097-6 (2022), Essais pour déterminer les caractéristiques mécaniques et physiques des granulats. Partie 6 : Détermination de la masse volumique réelle et du coefficient d'absorption d'eau, AFNOR.
- NF EN 12350-10 (2010) Essai pour béton frais - Partie 10 : béton auto-plaçant - Essai à la boîte en L, AFNOR.

- NF EN 12350-11 (2010) Essai pour béton frais - Partie 11 : béton auto-plaçant - Essai de stabilité au tamis, AFNOR.
- NF EN 12350-8. (2019) Essais pour béton frais - Partie 8 : béton auto-plaçant - Essai d'étalement au cône, AFNOR.
- NF EN 12350-9 (2019) Essai pour béton frais - Partie 9 : béton auto-plaçant - Essai d'écoulement à l'entonnoir en V, AFNOR.
- NF EN 12390-3 (2019) Essais pour béton durci - Partie 3 : résistance à la compression des éprouvettes, AFNOR.
- NF EN 12390-13 (2021) Essais pour béton durci-partie13: Détermination de module secant d'élasticité en compression, AFNOR.
- NF EN 197-1. (2021), ciment-partie1 : composition, spécifications et critères de conformité des ciments courants, AFNOR.
- NF EN 206+A2 (2021), Béton - Spécification, performances, production et conformité, AFNOR.
- NF. P18-459. (2010) Béton-Essai pour béton durci-Essai de porosité et de masse volumique,AFNOR.
- Ngo, T. T., Bouvet, A., Debieb, F., & Aggoun, S. (2017f). Effect of cement and admixture on the utilization of recycled aggregates in concrete. *Construction and Building Materials*, 149, 91-102.
- Nixon, P. J. (1978). Recycled concrete as an aggregate for concrete—a review. *Matériaux et Construction*, 11, 371-378.
- Noguchi, T., Park, W. J., & Kitagaki, R. (2015). Risk evaluation for recycled aggregate according to deleterious impurity content considering deconstruction scenarios and production methods. *Resources, conservation and recycling*, 104, 405-416.
- O'Connell, M., McNally, C., & Richardson, M. G. (2012). Performance of concrete incorporating GGBS in aggressive wastewater environments. *Construction and building materials*, 27(1), 368-374.
- Ohemeng, E. A., & Ekololu, S. O. (2020). Comparative analysis on costs and benefits of producing natural and recycled concrete aggregates: A South African case study. *Case Studies in Construction Materials*, 13, e00450.
- Okamura, H., & Ouchi, M. (2003). Self-compacting concrete. *Journal of advanced concrete technology*, 1(1), 5-15.
- Oliveira, M. E. D. D., Sales, R. J. D. M., Oliveira, L. A. S. D., & Cabral, A. E. B. (2011). Diagnóstico da geração e da composição dos RCD de Fortaleza/CE. *Engenharia Sanitária e Ambiental*, 16, 219-224.

- Omary, S., Ghorbel, E., & Wardeh, G. (2016). Relationships between recycled concrete aggregates characteristics and recycled aggregates concretes properties. *Construction and Building Materials*, 108, 163-174.
- Omrane, M., & Rabehi, M. (2020). Effect of natural pozzolan and recycled concrete aggregates on thermal and physico-mechanical characteristics of self-compacting concrete. *Construction and Building Materials*, 247, 118576.
- Ortiz, J. A., De La Fuente, A., Sebastia, F. M., Segura, I., & Aguado, A. (2017). Steel-fibre-reinforced self-compacting concrete with 100% recycled mixed aggregates suitable for structural applications. *Construction and Building Materials*, 156, 230-241.
- Ortiz, J., Aguado, A., Agulló, L., & García, T. (2005). Influence of environmental temperatures on the concrete compressive strength: Simulation of hot and cold weather conditions. *Cement and concrete research*, 35(10), 1970-1979.
- Padmini, A. K., Ramamurthy, K., & Mathews, M. S. (2009). Influence of parent concrete on the properties of recycled aggregate concrete. *Construction and building materials*, 23(2), 829-836.
- Pająk, M., & Ponikiewski, T. (2013). Flexural behavior of self-compacting concrete reinforced with different types of steel fibers. *Construction and Building materials*, 47, 397-408.
- Pal, S. C., Mukherjee, A., & Pathak, S. R. (2003). Investigation of hydraulic activity of ground granulated blast furnace slag in concrete. *Cement and concrete research*, 33(9), 1481-1486.
- Panda, K. C., & Bal, P. K. (2013). Properties of self compacting concrete using recycled coarse aggregate. *Procedia Engineering*, 51, 159-164.
- Paul, S. C., & van Zijl, G. P. (2013). Mechanical and durability properties of recycled concrete aggregate for normal strength structural concrete. *International Journal of Sustainable Construction Engineering and Technology*, 4(1), 89-103.
- Pedro, D., De Brito, J., & Evangelista, L. (2015). Performance of concrete made with aggregates recycled from precasting industry waste: influence of the crushing process. *Materials and Structures*, 48, 3965-3978.
- Pereira, P., Evangelista, L., & De Brito, J. M. C. L. (2012). The effect of superplasticisers on the workability and compressive strength of concrete made with fine recycled concrete aggregates. *Construction and Building Materials*, 28(1), 722-729.
- PMR (2017), Global Market Study on Construction Aggregates: Crushed Stone Product Type Segment Projected to Register High Value and Volume CAGR During 2017–2025. Persistence Market Research, New York, USA. 235 p.

- Poon, C. S., Shui, Z. H., Lam, L., Fok, H., & Kou, S. C. (2004). Influence of moisture states of natural and recycled aggregates on the slump and compressive strength of concrete. *Cement and concrete research*, 34(1), 31-36.
- Quebaud, M., Courtial, M., & Buyle-Bodin, F. (1996). Le recyclage des matériaux de démolition. *Travaux*, (721).
- Raharjo, D., Subakti, A., & Tavio, T. (2011). OPTIMIZATION OF MIXED CONCRETE "SELF COMPACTING" MATERIAL USING FLY ASH, SILICA FUME AND THEIR INFLUENCE OF IRON SLAG STRONG CONTRIBUTION TO THE PRESS. *Journal of Civil Engineering*, 31(1), 19-32.
- Ramezaniapour, A. A., & Malhotra, V. M. (1995). Effect of curing on the compressive strength, resistance to chloride-ion penetration and porosity of concretes incorporating slag, fly ash or silica fume. *Cement and concrete composites*, 17(2), 125-133.
- Ravina, D., & Soroka, I. (1994). Slump loss and compressive strength of concrete made with WRR and HRWR admixtures and subjected to prolonged mixing. *Cement and Concrete Research*, 24(8), 1455-1462.
- Regourd, M. (1986). Slags and slag cements. *Cement replacement materials*, 3, 73-99.
- Reinhardt, H. W., & Stegmaier, M. (2006). Influence of heat curing on the pore structure and compressive strength of self-compacting concrete (SCC). *Cement and Concrete Research*, 36(5), 879-885.
- Revathi, P., Selvi, R. S., & Velin, S. S. (2013). Investigations on fresh and hardened properties of recycled aggregate self compacting concrete. *Journal of The Institution of Engineers (India): Series A*, 94, 179-185.
- Rezzag, A., & Bensaci, A. (2022). Durabilité des mortiers de ciment à base du sable recyclé. *Academia*. <https://www.academia.edu/92312721/>
- Rilem, T. C. (1994). RILEM recommendations for the testing and use of constructions materials. *RC*, 6, 218-220.
- Rodrigues, F., Carvalho, M. T., Evangelista, L., & De Brito, J. (2013). Physical–chemical and mineralogical characterization of fine aggregates from construction and demolition waste recycling plants. *Journal of cleaner production*, 52, 438-445.
- Roy, D. M., & Malek, R. I. A. (1993). Hydration of slag cement. GHOSH, SN; SARKAR, SL; HARSH, S. *Progress in Cement and Concrete Mineral Admixtures in Cement and Concrete*. ABI books Pvt. Ltd, 85-117.
- Sadagopan, M., Malaga, K., & Nagy, A. (2020). Improving recycled aggregate quality by mechanical pre-processing. *Materials*, 13(19), 4342.

- Safiuddin, M., Alengaram, U. J., Rahman, M. M., Salam, M. A., & Jumaat, M. Z. (2013). Use of recycled concrete aggregate in concrete: a review. *Journal of civil engineering and management*, 19(6), 796-810.
- Saini, B. S., & Singh, S. P. (2020). Flexural fatigue life analysis of self compacting concrete containing 100% coarse recycled concrete aggregates. *Construction and Building Materials*, 253, 119176.
- Sajedi, F. (2012). Effect of curing regime and temperature on the compressive strength of cement-slag mortars. *Construction and Building Materials*, 36, 549-556.
- Sajedi, F., & Razak, H. A. (2011). Comparison of different methods for activation of ordinary Portland cement-slag mortars. *Construction and Building Materials*, 25(1), 30-38.
- Salhi, M., Ghrici, M., Bilir, T., & Uysal, M. (2020). Combined effect of temperature and time on the flow properties of self-compacting concrete. *Construction and Building Materials*, 240, 117914.
- Salhi, M., Ghrici, M., Li, A., & Bilir, T. (2017). Effect of curing treatments on the material properties of hardened self-compacting concrete, *Adv. Concr. Constr.* 5 359–375.
- Sanjuán, M. Á., Estévez, E., Argiz, C., & del Barrio, D. (2018). Effect of curing time on granulated blast-furnace slag cement mortars carbonation. *Cement and Concrete Composites*, 90, 257-265.
- Santos, S., Da Silva, P. R., & De Brito, J. (2019). Self-compacting concrete with recycled aggregates—a literature review. *Journal of Building Engineering*, 22, 349-371.
- Schindler, A. K. (2004). Effect of temperature on hydration of cementitious materials. *Materials Journal*, 101(1), 72-81.
- Schmidt, W., Brouwers, H. J. H., Kühne, H. C., & Meng, B. (2014). Influences of superplasticizer modification and mixture composition on the performance of self-compacting concrete at varied ambient temperatures. *Cement and Concrete Composites*, 49, 111-126.
- Schouenborg, B., Aurstad, J., & Pétursson, P. (2004). Test methods adapted to alternative aggregates. In *Proceedings of the International RILEM Conference on the Use of Recycled Materials in Buildings and Structures* (pp. 173-180).
- Sedran, T. (1999). *Rhéologie et rhéométrie des bétons. Application aux bétons autonivelants* (Doctoral dissertation, Marne-la-vallée, ENPC).
- Sharma, Y., Yeluri, M., Allena, S., & Owusu-Danquah, J. (2024). Incorporating Limestone Powder and Ground Granulated Blast Furnace Slag in Ultra-high Performance Concrete to Enhance Sustainability. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 18(1), 79.

- Shi, C. (2004). Steel slag—its production, processing, characteristics, and cementitious properties. *Journal of materials in civil engineering*, 16(3), 230-236.
- Shi, Y. X., Matsui, I., & Guo, Y. J. (2004). A study on the effect of fine mineral powders with distinct vitreous contents on the fluidity and rheological properties of concrete. *Cement and Concrete Research*, 34(8), 1381-1387.
- Silva, R. V., De Brito, J., & Dhir, R. K. (2014). Properties and composition of recycled aggregates from construction and demolition waste suitable for concrete production. *Construction and Building Materials*, 65, 201-217.
- Skarendahl, Å., & Petersson, Ö. (Eds.). (2000). Report 23: Self-Compacting Concrete—State-of-the-Art Report of Rilem Technical Committee 174-SCC (Vol. 23). RILEM publications.
- Sobolev, K. (2004). The development of a new method for the proportioning of high-performance concrete mixtures. *Cement and Concrete Composites*, 26(7), 901-907.
- Solyman, M. (2005). Classification of recycled sands and their applications as fine aggregates for concrete and bituminous mixtures (Doctoral dissertation).
- Sri Ravindrarajah, R., Loo, Y. H., & Tam, C. T. (1987). Recycled concrete as fine and coarse aggregates in concrete. *Magazine of concrete research*, 39(141), 214-220.
- Suresh, D., & Nagaraju, K. (2015). Ground granulated blast slag (GGBS) in concrete—a review. *IOSR journal of mechanical and civil engineering*, 12(4), 76-82.
- Svavarsson, H. G., & Wallevik, O. H. (2004). Geothermal well cementing: the effect of temperature and time on workability loss vol. 12. Reykjavik, Iceland.
- Tabsh, S. W., & Abdelfatah, A. S. (2009). Influence of recycled concrete aggregates on strength properties of concrete. *Construction and building materials*, 23(2), 1163-1167.
- Tahar, Z. Ngo, T. T., Bouvet, A., Debieb, F., & Aggoun, S. (2017). Effect of cement and admixture on the utilization of recycled aggregates in concrete. *Construction and Building Materials*, 149, 91-102.
- Tam, V. W. (2008). Economic comparison of concrete recycling: A case study approach. *Resources, conservation and recycling*, 52(5), 821-828.
- Tam, V. W., Gao, X. F., & Tam, C. M. (2005). Microstructural analysis of recycled aggregate concrete produced from two-stage mixing approach. *Cement and concrete research*, 35(6), 1195-1203.
- Tam, V. W., Soomro, M., & Evangelista, A. C. J. (2018). A review of recycled aggregate in concrete applications (2000–2017). *Construction and Building materials*, 172, 272-292.

- Tam, V. W., Tam, L., & Le, K. N. (2010). Cross-cultural comparison of concrete recycling decision-making and implementation in construction industry. *Waste management*, 30(2), 291-297.
- Tang, J. (2007). Preliminary study on compressive strength of recycled aggregate concrete. *Sichuan Building Science*, 33(4), 183-186.
- Tang, W., Khavarian, M., Yousefi, A., & Cui, H. (2020). Properties of self-compacting concrete with recycled concrete aggregates. *Self-Compacting Concrete: Materials, Properties and Applications*, 219-248.
- Taylor, H. F. (1997). *Cement chemistry* (Vol. 2, p. 459). London: Thomas Telford.
- Thomas, C., Setién, J., Polanco, J. A., & Alaejos, P. (2013). Influence of recycled aggregates containing sulphur on properties of structural concrete. *Construction and Building Materials*, 43, 432–438. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.02.032>
- Tošić, N., Marinković, S., Dašić, T., & Stanić, M. (2015). Multicriteria optimization of natural and recycled aggregate concrete for structural use. *Journal of cleaner production*, 87, 766-776.
- Toutou, Z., & Roussel, N. (2006). Multi scale experimental study of concrete rheology: from water scale to gravel scale. *Materials and Structures*, 39, 189-199.
- Tsakiridis, P. E., Papadimitriou, G. D., Tsivilis, S., & Koroneos, C. (2008). Utilization of steel slag for Portland cement clinker production. *Journal of hazardous materials*, 152(2), 805-811.
- Turu'allo, G. (2013). Early age strength development of GGBS concrete cured under different temperatures (Doctoral dissertation, University of Liverpool).
- U.S. EPA. *Construction and Demolition Debris Management in the United States*, 2016. https://www.epa.gov/sites/default/files/2020-03/documents/final_cd-eol-management_2015_508.pdf/ (accessed 2020).
- Uysal, M., & Yilmaz, K. (2011). Effect of mineral admixtures on properties of self-compacting concrete. *Cement and Concrete composites*, 33(7), 771-776.
- Uysal, M., Yilmaz, K., & Ipek, M. (2012). The effect of mineral admixtures on mechanical properties, chloride ion permeability and impermeability of self-compacting concrete. *Construction and Building Materials*, 27(1), 263-270.
- Vaidevi, C., Kala, T. F., & Kalaiyarrasi, A. R. R. (2020). Mechanical and durability properties of self-compacting concrete with marble fine aggregate. *Materials Today: Proceedings*, 22, 829-835.
- Vénuat, M. (1989). *La pratique des ciments, mortiers et bétons*. Editions du Moniteur.
- Verian, K. P., Ashraf, W., & Cao, Y. (2018). Properties of recycled concrete aggregate and their influence in new concrete production. *Resources, Conservation and Recycling*, 133, 30-49.

- Villoria Sáez, P., del Río Merino, M., & Porras-Amores, C. (2012). Estimation of construction and demolition waste volume generation in new residential buildings in Spain. *Waste management & research*, 30(2), 137-146.
- Vinayak RS, Popat DK. Properties Of Concrete By Replacement Of Natural Sand With Artificial Sand, *International Journal of Engineering Research & Technology (IJERT)*. 2012; V 1, pp:1–7.
- Vinh An, L. E., Cassagnabere, F., & Mouret, M. (2013). Influence of mixing and curing temperatures on the properties of fresh and hardened self-consolidated concrete in hot weather conditions. In *Proceedings of the 7th RILEM International Conference on Self-Compacting Concrete and of the 1st RILEM International Conference on Rheology, Paris, France*.
- Vivek, S. S., & Dhinakaran, G. (2017). Durability characteristics of binary blend high strength SCC. *Construction and Building Materials*, 146, 1-8.
- Wallevik, O. H., & Geiker, M. R. (2007). Course on the rheology of cement based particle suspensions. BBRI: Copenhagen, Denmark.
- Wang, D. X., Abriak, N. E., Zentar, R., & Xu, W. (2012). Solidification/stabilization of dredged marine sediments for road construction. *Environmental technology*, 33(1), 95-101.
- Westerholm, M., Lagerblad, B., Silfwerbrand, J., & Forssberg, E. (2008). Influence of fine aggregate characteristics on the rheological properties of mortars. *Cement and Concrete Composites*, 30(4), 274-282.
- Xiao, J. Z., & Lan, Y. (2006). Investigation on the tensile behavior of recycled aggregate concrete. *Jianzhu Cailiao Xuebao(Journal of Building Materials)*, 9(2), 154-158.
- Xiao, J., Li, W., Fan, Y., & Huang, X. (2012). An overview of study on recycled aggregate concrete in China (1996–2011). *Construction and building materials*, 31, 364-383.
- Yazicioglu, S., Caliskan, S., & Turk, K. (2006). Effect of curing conditions on the engineering properties of self-compacting concrete.
- Zeyad, A. M. (2020). Effect of fibers types on fresh properties and flexural toughness of self-compacting concrete. *Journal of Materials Research and Technology*, 9(3), 4147-4158.
- Zhang, J., Tan, H., He, X., Yang, W., Deng, X., Su, Y., & Yang, J. (2019). Compressive strength and hydration process of ground granulated blast furnace slag-waste gypsum system managed by wet grinding. *Construction and Building Materials*, 228, 116777.
- Zhang, W., & Ingham, J. M. (2010). Using recycled concrete aggregates in New Zealand ready-mix concrete production. *Journal of materials in civil engineering*, 22(5), 443-450.

- Zhang, X., Ding, X. Z., Lim, T. H., Ong, C. K., Tan, B. T. G., & Yang, J. (1995). Microwave study of hydration of slag cement blends in early period. *Cement and Concrete Research*, 25(5), 1086-1094.
- Zhao, H., Sun, W., Wu, X., & Gao, B. (2012). Effect of initial water-curing period and curing condition on the properties of self-compacting concrete. *Materials & Design*, 35, 194-200.
- Zhao, H., Sun, W., Wu, X., & Gao, B. (2015). The properties of the self-compacting concrete with fly ash and ground granulated blast furnace slag mineral admixtures. *Journal of Cleaner Production*, 95, 66-74.
- Zhao, Q., Liu, X., & Jiang, J. (2015). Effect of curing temperature on creep behavior of fly ash concrete. *Construction and Building Materials*, 96, 326-333.
- Zhao, Z., Remond, S., Damidot, D., & Xu, W. (2015). Influence of fine recycled concrete aggregates on the properties of mortars. *Construction and Building Materials*, 81, 179-186.
- Zhu, J., Zhong, Q., Chen, G., & Li, D. (2012). Effect of particlesize of blast furnace slag on properties of portland cement. *Procedia Engineering*, 27, 231-236.

Annexes

ANNEXE A

EXEMPLE DE CALCUL DE LA COMPOSITION DU
MORTIER AUTOPLAÇANT

• ANNEXE A : METHODE DE CALCUL DE LA COMPOSITION DU MORTIER

A.1 les données :

Les masses volumiques absolues des constituants :

- Ciment : ρ_c (kg/m³)
- Sable : ρ_s (kg/m³)
- Superplastifiant : ρ_{sp} (kg/m³)
- Eau : ρ_E

(kg/m³) Coefficient d'absorption du sable

A_b (%). Humidité du sable : 0%.

Le rapport Sable/Mortier est fixé à 0,5.

Le rapport E/L .

Le superplastifiant est un haut réducteur d'eau de la troisième génération commercialisé sous le nom « MEDAFLOW 30 », de type polycarboxylate est formulé à base de polymère de synthèse combinée. Il est de 40% extrait, le dosage en superplastifiant est fixé à 1,6% du poids du liant.

A.2 Calcul de l'humidité du sable :

L'échantillon de sable est pesé à l'état naturel (M_1), il est mis dans l'étuve à 105°C pendant 8 minutes puis pesé une deuxième fois (M_2). L'humidité du sable μ_s est calculée par :

$$\mu_s = \frac{M_1 - M_2}{M_2} \times 100$$

A.3 Calcul des quantités de chaque constituant :

A.3.1 Le ciment

Le pourcentage en volume du ciment $\%C$:

$$\%C_{vol} = \frac{(1-S/M)}{(1+E/C_{par\ volume})} * 100$$

La quantité de ciment C en **kg**:

$$C(kg) = \frac{V \times E / C_{par\ volume}}{100} \times \rho_c$$

A.3.2 Le Sable

La quantité du sable en kg est S

$$S(kg) = (1 + \frac{Correction}{100}) \times (\frac{V \times S / M \times \rho_s}{100})$$

A.3.3 Le superplastifiant

La quantité du superplastifiant est Sp :

$$Sp(kg) = \frac{\%Sp \times C}{100}$$

A.3.4 L'eau

L'eau ajoutée au mortier (E) est divisée en deux parties. Une première partie E_1 , qui est de 70% de la quantité d'eau globale, qu'on ajoute lors du malaxage durant la première minute et la deuxième quantité E_2 (30% de la quantité d'eau globale) est mélangée avec l'adjuvant et ajoutée au mélange du mortier dans la deuxième minute du malaxage qui suit la première.

Le pourcentage d'eau en volume : $\%E_{vol}$

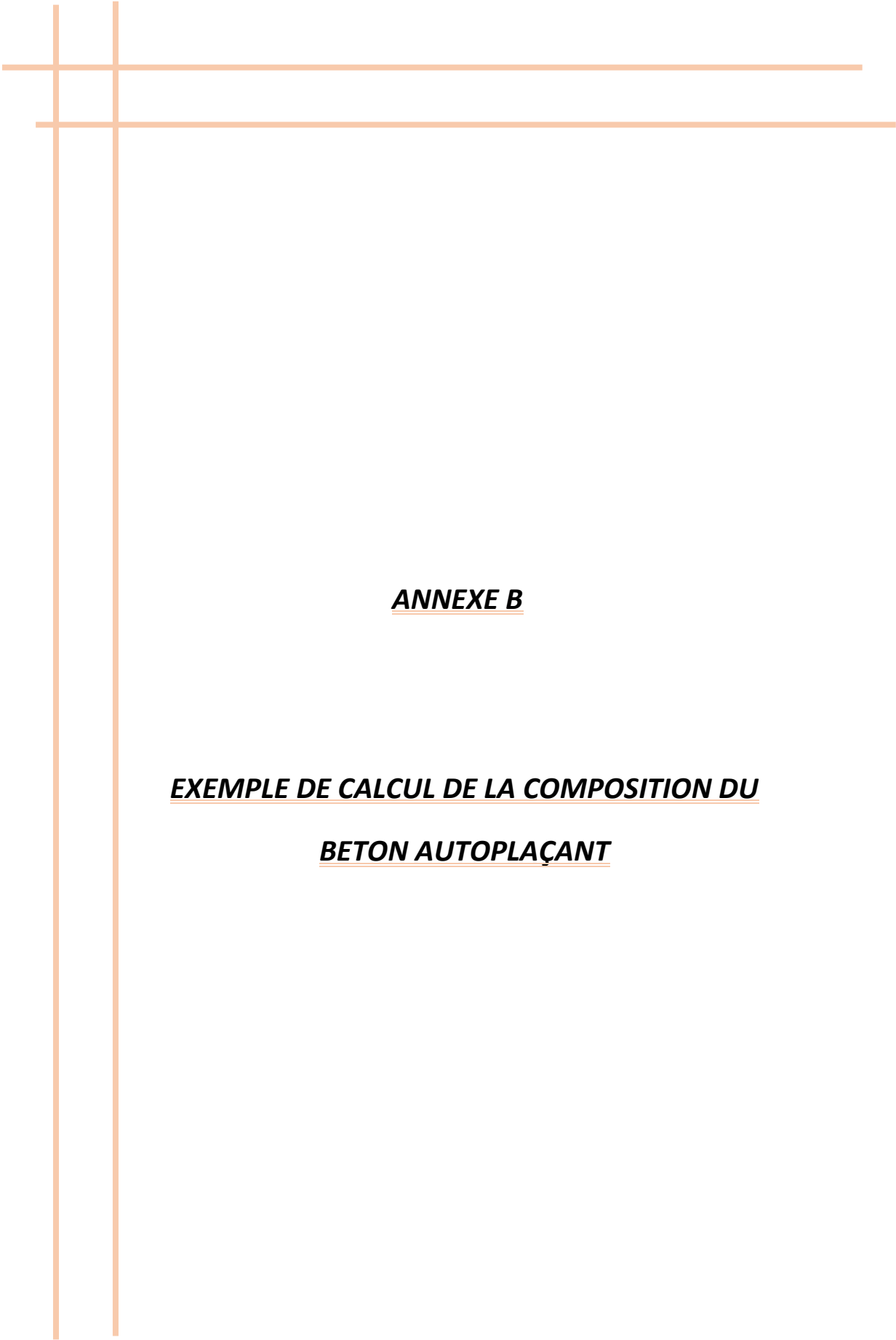
$$\%E_{vol} = \frac{(1-S/M) \times 100 \times E / C_{par\ volume}}{1 - E / C_{par\ volume}}$$

La quantité d'eau globale E en litre :

$$E = \left(\frac{V \times \%E_{vol}}{100} \times \frac{\rho_E}{1000} \right) - \left(\frac{Sp \times 70}{100} \right) - \left(\frac{V \times S / M \times \rho_s}{1000} \times \frac{correction}{100} \right)$$

Eau1 $E_1 = E \times 0.70$

Eau2 $E_2 = E \times 0.30$



ANNEXE B

EXEMPLE DE CALCUL DE LA COMPOSITION DU **BETON AUTOPLAÇANT**

ANNEXE B : EXEMPLE DE CALCUL DE LA COMPOSITION DU BETON

Les mêmes démarches de la composition du mortier (Annexe A) sont suivies pour la composition du béton autoplaçant.

B.1. Les Données

Pour un volume de béton de $V=20$ litres (par exemple)

- Les masses volumiques :
 - ❖ Masse volumique apparente du gravier : ρ_G (kg/m³)
 - ❖ Masse volumique absolue du gravier : ρ_{AG} (kg/m³)
 - ❖ Masse volumique absolue du sable : ρ_S (kg/m³)
 - ❖ Masse volumique absolue du ciment : ρ_C (kg/m³)
- Les coefficients d'absorption :
 - ❖ Coefficient d'absorption du sable : Ab_S (%)
 - ❖ Coefficient d'absorption du gravier : Ab_G (%)
- Le rapport Sable/Mortier : $S/M = 0.50$
- Le pourcentage du gravier est de 50% de sa densité apparente donc son dosage sera de :

$$G(\text{kg/m}^3) = \frac{\rho_G \times 50}{100}$$

- Le volume d'air dans le béton en pourcentage : $A=1\%$ du volume du béton
- Le rapport Eau/Ciment est de $E/C_{\text{volume}}=1.288$ par unité de volume de ciment et $E/C_{\text{poids}} = E/C_{\text{volume}} / \rho_A = 0.38$ par unité de poids de ciment.
- Le pourcentage de superplastifiant (MEDAFLOW 30) : $\%Sp$ (%) du poids de ciment, il est de 30% d'extrait (donc il contient 70% d'eau).

B.2. Calcul d'humidité

Comme on doit calculer l'humidité du sable pour la composition du mortier, dans la composition du béton on doit calculer l'humidité du sable et du gravier aussi pour apporter les corrections nécessaires à la formulation.

On prend un échantillon de sable de masse M_1 et un échantillon de gravier de masse M'_1 et on les met dans l'étuve réglée à 105°C pour une durée de 6 minutes pour le gravier et une durée de 8 minutes pour le sable, puis on pèse M_2 et M'_2 les masses respectives du gravier et du sable.

L'humidité du sable :

$$\mu_s = \frac{M_1 - M_2}{M_2} \times 100$$

L'humidité du gravier :

$$\mu_G = \frac{M'_1 - M'_2}{M'_2} \times 100$$

B.3. Calcul des différents composants

B.3.1. Gravier

La quantité G en kg du gravier nécessaire pour un volume de béton V :

$$G(kg) = \frac{G(kg/m^3) \times V}{1000} \left(1 + \frac{\mu_G - A_{bG}}{100} \right)$$

B.3.2. Sable

Pour calculer la quantité du sable dans le béton on calcule avant tout le pourcentage du gravier dans le béton (%G), le pourcentage du mortier par rapport au béton (%M) puis le pourcentage du sable dans le béton (%S) pour arriver à la quantité du sable dans un volume V de béton (S) :

Le pourcentage du gravier G dans le béton :

$$\%G = \frac{G(kg/m^3)}{\rho_{AG} \times 10}$$

Le pourcentage du volume de mortier M par rapport au volume de béton :

$$\%M = 100 - \%G - \%A$$

Le pourcentage du sable S dans le béton :

$$\%S = \frac{\%M \times S/M}{100}$$

Quantité du sable S en (kg) pour un volume V de béton :

$$S(kg) = \frac{\%S \times \rho_{AS} \times V}{1000} \left(1 + \frac{\mu_S - A_{bS}}{100} \right)$$

D'où on peut obtenir le rapport G/S de notre composition.

B.3.3. Ciment

Pourcentage de volume pâte dans le béton (%P) :

$$\%P = \%M - \%S$$

Pourcentage de ciment dans le béton (%C) :

$$\%C = \frac{1}{1 + E / C_{volume}} \times \%P$$

La quantité de ciment C en (kg) pour un volume V de béton :

$$C(kg) = \%C \times \rho_c \times 10 \times \frac{V}{1000}$$

B.3.4. Superplastifiant

Le dosage en superplastifiant par mètre cube de béton Sp (kg/m³)

$$Sp(kg / m^3) = \frac{\%Sp}{100} \times \%C \times \rho_c \times 10$$

La quantité de superplastifiant Sp en (kg) pour un volume V de béton :

$$Sp(kg) = Sp(kg / m^3) \times V$$

B.3.5. Eau

L'eau ajoutée au béton (E) est divisée en deux parties : la première partie (E_1) est de 70% de (E) elle est ajoutée durant la première minute de malaxage et la deuxième partie (E_2), elle de 30% de (E) est ajoutée au superplastifiant est l'ensemble est ajouté au mélange du béton durant la deuxième minute de malaxage.

Le pourcentage d'eau dans le béton (%E) :

$$\%E = \frac{E / C_{volume}}{1 + E / C_{volume}} \times \%P$$

Calcul de l'eau contenue dans le sable, dans le gravier et dans le superplastifiant, cette eau (e) doit être extraite :

L'eau contenue dans le sable : e_1

$$e_1(kg) = \frac{\%S \times \rho_{AS} \times V}{1000} \left(\frac{\mu_S - A_{bS}}{100} \right)$$

L'eau contenue dans le gravier : e_2

$$e_2(kg) = \frac{G(kg/m^3) \times V}{1000} \left(\frac{\mu_G - A_{bG}}{100} \right)$$

L'eau contenue dans le superplastifiant : e_3

$$e_3 = \frac{Sp(kg) \times 80}{100}$$

L'eau à extraire e : $e = e_1 + e_2 + e_3$

D'où la quantité d'eau globale E en (kg) pour un volume V de béton :

$$E(kg) = \frac{\%E \times 10 \times V}{1000} - e$$

Avec :

$$\textbf{Eau1} E_1(kg) = 0.70 \times E$$

$$\textbf{Eau2} E_2(kg) = 0.30 \times E$$

ANNEXE C

FICHE TECHNIQUE DU MEDAFLAW 30

NOTICE TECHNIQUE

2 1 1 9

MEDAFLOW 30

Conforme à la norme EN 934-2 TAB 1, TAB 3.1
ET TAB 3.2 NA 774.

Super plastifiant

Haut réducteur d'eau

DESCRIPTION

Le MEDAFLOW 30 est un super plastifiant haut réducteur d'eau de la troisième génération. Il est conçu à base de polycarboxylates d'Ether qui améliorent considérablement les propriétés des bétons.

Le MEDAFLOW 30 permet d'obtenir des bétons et mortiers de très haute qualité.

En plus de sa fonction principale de superplastifiant, il permet sans modifier la consistance, de réduire fortement la teneur en eau du béton.

Le MEDAFLOW 30 ne présente pas d'effet de retard de prise.

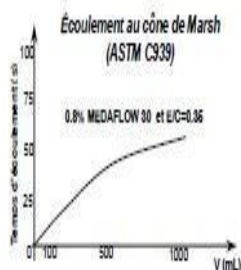
DOMAINES D'APPLICATION

- Les bétons de préfabrication.
- Les bétons prêts à l'emploi.
- Les bétons légers et légers.
- Les bétons d'ouvrages d'art.
- Les bétons de dallages industriels.
- Les bétons de bâtiment.
- Les bétons précontraints.
- Les bétons pompés.
- Les bétons pour fondations profondes.
- Les bétons pour ouvrages fortement ferrillés.
- Les bétons soumis à des milieux agressifs.
- Les BHP, BTHP et BUHP.
- Les bétons autonivelants - bétons autoplaçants.
- Les bétons architecturaux.

PROPRIÉTÉS

Grâce à ses propriétés le MEDAFLOW 30 permet :
Sur béton frais :

- Obtention d'un rapport E/C très faible
- Amélioration considérable de la fluidité
- Une très bonne maniabilité
- Éviter la ségrégation
- Faciliter la mise en œuvre du béton



Sur béton durci :

- Augmenter les résistances mécaniques à jeune âge et à long terme (voir tableau).
- Diminuer la porosité
- Augmenter la durabilité
- Diminuer le retrait et le risque de fissuration

Désignation	Rc (MPa)		
	3J	7J	28J
MEDAFLOW 30 (1.4%)	39.2	54.7	62.2

CARACTÉRISTIQUES

- Aspect Liquide
- Couleur Brun clair
- pH 6 - 6.5
- Densité 1.07 ± 0.01
- Teneur en chlore < 0.1 g/l
- Extrait sec 30%

Les renseignements donnés dans cette notice sont basés sur notre connaissance et notre expérience à ce jour. Il est recommandé de procéder à des essais de convenance pour déterminer la fourchette d'utilisation tenant compte des conditions réelles de chantier.



Zone Industrielle Oued Smar - BP85 Oued Smar - 16270 Alger
Tél : (213) 021 51 66 81 & 82
Fax : (213) 021 51 64 22 & 021 51 65 23
www.granitex.dz - E-mail: granitex@granitex.dz



NOTICE TECHNIQUE

2 1 1 9

MEDAFLOW 30

MODE D'EMPLOI

Le MEDAFLOW 30 ne doit pas être ajouté directement dans l'eau de gâchage, mais après un temps préalable de malaxage et après que 50 à 70% de l'eau de gâchage ait été ajoutée.

Le MEDAFLOW 30 peut être aussi ajouté directement dans le camion malaxeur (toupie), et après introduction de la dose convenable, le malaxeur devra tourner à grande vitesse pendant 2 à 3 minutes après l'introduction du superplastifiant ;

Il est conseillé d'ajouter le MEDAFLOW 30 à un béton qui ne soit pas trop ferme

DOSAGE

Plage de dosage recommandée :
0,5 à 2,0 % du poids de ciment soit 0,46 à 1,85 litre pour 100 Kg de ciment.

Le dosage optimal doit être déterminé sur chantier en fonction du type de béton et des effets recherchés.

CONDITIONNEMENT ET STOCKAGE

Le MEDAFLOW 30 est conditionné en bidons de 10Kg, fûts de 210 Kg et 240 Kg, cubitenaire 1100Kg.

Délai de conservation :

Une année dans son emballage d'origine, à l'abri du gel et de la chaleur (5°C < T < 35°C).
Lors d'une exposition du produit au soleil, sa couleur est sujette à changer de ton.

PRÉCAUTIONS D'EMPLOI

Manipulation non dangereuse.

Se référer à la Fiche de Données de Sécurité disponible sur : www.granitex-dz.com

Les renseignements donnés dans cette notice sont basés sur notre connaissance et notre expérience à ce jour. Il est recommandé de procéder à des essais de convenance pour déterminer la fourchette d'utilisation tenant compte des conditions réelles de chantier.



Zone Industrielle Oued Smar - BP85 Oued Smar - 16270 Alger
Tél : (213) 021 51 66 81 & 82
Fax : (213) 021 51 64 22 & 021 51 65 23
www.granitex.dz - E-mail: granitex@granitex.dz



ANNEXE D

FICHE TECHNIQUE DU CIMENT



SPA BISKRIA CIMENT



FICHE TECHNIQUE

CEM I 42.5R CIMENT PORTLAND

Ciment portland, pour les bétons hautes performances et a une résistance rapide à court terme, destiné aux domaines où les délais de décoffrage sont courts, il est recommandé particulièrement pour le bétonnage par temps froid.

CEM I 42.5R:

Conforme à la norme Algérienne (NA442-2013).



DOMAINES D'APPLICATION

Un ciment pour tous vos travaux de constructions de haute résistance a jeune âge, il est aussi recommandé pour les utilisations suivantes:

- ▶ Produits en bétons qui demandent un durcissement rapide.
- ▶ Le bétonnage dans des coffrages coulissant, surtout en période hivernale.
- ▶ Béton résistant au gel en présence de sels de déverglaçage.
- ▶ Tabliers de ponts.
- ▶ Béton pompé.
- ▶ Béton projeté



CARACTÉRISTIQUES TECHNIQUES

Analyses chimiques (‰)	Valeur	Résistance à la compression	Valeur
Perte au feu	26 – 37	2 jours (MPa)	20 – 29
Teneur en sulfates (SO ₃)	2.2 – 2.8	28 jours (MPa)	42.5 – 52.5
Teneur en Oxyde de Magnésium (MgO)	1.7 – 2.8		
Teneur en Chlorures (Cl ⁻)	0.03 – 0.07		
Composition Potentielle du Clinker (Selon Bogue) (‰)	Valeur		
C ₂ S	56 – 66		