

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique
Université Hassiba Benbouali de Chlef
Faculté de Génie Civil et d'Architecture
Département de Génie Civil



THÈSE

Présentée pour l'obtention du diplôme de

DOCTORAT EN SCIENCES

Spécialité : Génie Civil

Par

Zohra RENNAK

Thème

Propriétés physico-mécaniques des bétons à hautes performances à base de granulats recyclés

Soutenue le xx/xx/2025, devant le jury composé de :

BOUGARA Abdelkader	Professeur	Université Hassiba Benbouali de Chlef	Président
DEBIEB Farid	Professeur	Université Yahia Farès de Médéa	Examineur
BOUBEKEUR Toufik	Professeur	Université AB El Wancharissi de Tissemsilt	Examineur
ALI BENYAHIA Khodja	Professeur	Université Djillali Bounaama de Khemis Miliana	Examineur
HAMRAT Mostefa	Professeur	Université Hassiba Benbouali de Chlef	Rapporteur
BOULEKBACHE Bensaid	Professeur	Université Hassiba Benbouali de Chlef	Co-Rapporteur
CHEMROUK Mohamed	Professeur émérite	USTHB Alger	Invité

Remerciements

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à :

*Mon directeur de thèse, le professeur **HAMRAT Mostefa**, de l'Université de Chlef, qui, dont la compétence, l'expérience, la patience et les précieux conseils m'ont largement aidée, soutenue et orientée dans la réalisation de ce travail. Sa rigueur et sa bienveillance ont grandement contribué à l'aboutissement de cette recherche et à qui j'adresse mes sincères remerciements.*

*Mon co-directeur de thèse, le professeur **BOULEKBACHE Bensaid**, de l'Université de Chlef, pour son soutien et ses précieux conseils, qui m'ont été d'une importance majeure pour l'accomplissement de ce travail. Son accompagnement a enrichi ma réflexion, tant dans la partie expérimentale que dans la partie théorique, et m'a permis de progresser avec confiance. Je lui exprime toute ma gratitude.*

*Le professeur **BOUGARA Abdelkader** de l'Université de Chlef, pour l'honneur qu'il me fait en acceptant de présider le jury de soutenance.*

*Le professeur **DEBIEB Farid** de l'Université de Médéa, le professeur **BOUBEKEUR Toufik** de l'Université de Tissemsilt et le professeur **ALI BENYAHIA Khodja** de l'Université de Khemis Miliana, pour l'intérêt qu'ils ont porté à mon travail en acceptant d'en être les examinateurs.*

*Sans oublier d'exprimer ma sincère gratitude au docteur **BOUZIADI Farid**, de l'Université de Chlef, pour son soutien et ses conseils, qui m'ont été précieux et d'une grande valeur tout au long de cette expérience.*

*Un grand merci à ma meilleure amie, **JEBLI M.**, pour son écoute, ses conseils et son aide.*

Enfin je remercie tous ceux qui m'ont prêté aide et assistance pour l'achèvement de cette thèse.

Dédicace

A la mémoire de mon père,

A ma chère mère, source infinie d'amour, de tendresse et de soutien,

A mes frères et sœurs, compagnons de route et piliers de ma vie,

A mes amis, précieux éclats de lumière dans mon parcours.

Merci pour votre présence, vos encouragements, et votre confiance en moi.

Cette thèse est aussi la vôtre, car sans vous, le chemin aurait été bien plus ardu.

Avec toute ma gratitude et ma profonde reconnaissance.

تُجرى هذه الدراسة تحليلاً لتأثير الحصى الخشن المعاد تدويره (GR) على الخصائص الميكانيكية والانكماش للخرسانة عالية الأداء المحتوية على خبث الأفران (BHP) تحت تأثير ثلاث درجات حرارة للمعالجة. بالإضافة إلى ذلك، تمت مقارنة قيم الانكماش المقاسة مع القيم المتوقعة من خلال نماذج تنبؤية مختلفة Eurocode 2, ACI 209-2R, CEB-MC2010, AASHTO, GL2000. ولتنبؤ دقيق لكلٍ من الانكماش الداخلي والانكماش الناتج عن الجفاف للمقاطع الخرسانية من BHP التي تحتوي على نسب مختلفة من GR، تم معايرة نماذج Eurocode 2 و GL2000 باستخدام عوامل تصحيح جزئية، وذلك لمراعاة محتوى GR وتأثير درجة الحرارة. وتتناول الدراسة ثلاث درجات حرارة للمعالجة (20° م، 35° م، و 50° م) وخمس نسب للاستبدال بالحصى المعاد تدويره (0%، 25%، 50%، 75%، و 100%) كمتغيرات رئيسية.

تشير النتائج إلى أن مقاطع BHP-25/100 تُظهر زيادةً أكثر وضوحاً في المقاومة للضغط بين 28 و 90 يوماً مقارنةً بـ BHP-0 عند درجة حرارة 20° م، مع ارتفاع يتراوح بين 3% و 16%. وتتراوح مقاومة الانضغاط عند 90 يوماً لمقاطع BHP-0/100 بين 76 و 82 MPa.

عند درجات الحرارة للمعالجة المرتفعة (35° م و 50° م)، زادت تشوهات الانكماش الذاتي المقاسة في المقاطع BHP-0/100 بنسبة تتراوح بين 44% و 49% عند 35° م، و 83% إلى 103% عند 50° م مقارنةً بتلك المسجلة عند 20° م. علاوة على ذلك، لا يناسب أي من النماذج تنبؤ كلٍ من الانكماش الذاتي والانكماش الناتج عن الجفاف للمقاطع BHP-0/100، خاصةً تحت درجات حرارة العزل (35° م و 50° م). أما بالنسبة للنماذج المعدلة Eurocode 2 و GL2000، فهي تتبع علاقة خطية بين الانكماش الناتج عن الجفاف المتوقع والمُقاس عند 35° م، مع انحرافات قصوى بلغت $\pm 20\%$ و $\pm 10\%$ على التوالي، ومعاملات انتشار معيارية بلغت 0.13 و 0.18 على التوالي.

الكلمات المفتاحية: الخرسانة عالية الأداء؛ الحصى الخشن المعاد تدويره؛ الخصائص الميكانيكية؛ درجة حرارة المعالجة؛ الانكماش؛ عوامل المعايرة؛ النماذج التنبؤية.

Résumé

Cette étude examine l'impact des granulats grossiers recyclés (GR) sur les propriétés mécaniques et le retrait du béton à hautes performances contenant du laitier (BHP) soumis à trois températures de cure. En outre, les valeurs de retrait mesurées sont comparées aux valeurs prédites par différents modèles de prédiction (Eurocode 2, ACI 209-2R, CEB-MC2010, AASHTO et GL2000). Afin de prédire avec précision le retrait endogène et le retrait de séchage des mélanges de BHP contenant différents pourcentages de GR (BHP-0/100), les modèles Eurocode 2 et GL2000 ont été calibrés à l'aide de facteurs de correction partiels, afin de tenir compte de la teneur en GR et les effets de la température. L'étude porte sur trois températures de cure (20 °C, 35 °C et 50 °C) et cinq taux de substitution par des GR (0 %, 25 %, 50 %, 75 % et 100 %), comme variables clés.

Les résultats indiquent que les mélanges BHP-25/100 présentent un gain de résistance à la compression plus marqué entre 28 et 90 jours par rapport au BHP-0 à 20 °C, avec une augmentation de 3 % à 16 %. La résistance à la compression à 90 jours des mélanges BHP-0/100 varie de 76 à 82 MPa.

A des températures de cure élevées de 35 °C et 50 °C, les déformations de retrait endogène mesurées dans les mélanges BHP-0/100 ont augmenté respectivement de 44 % à 49 % et de 83 % à 103 % par rapport à celles observées à 20 °C. Par ailleurs, aucun des modèles n'est approprié pour prédire à la fois le retrait endogène et le retrait de séchage des mélanges BHP-0/100, en particulier aux températures de cure de 35 °C et 50 °C. Les modèles Eurocode 2 et GL2000 calibrés suivent une relation linéaire entre le retrait de séchage prédit et mesuré à 35 °C, avec des écarts maximaux respectifs de ± 20 % et ± 10 %, et des écarts types de 0.18 et 0.13.

Mots-clés : Béton à hautes performances ; Granulats grossiers recyclés ; Propriétés mécaniques ; Température de cure ; Retrait ; Facteurs de calibration ; Modèles prédictifs.

Abstract

This study investigates the impact of recycled coarse aggregates (RCA) on the mechanical properties and shrinkage of slag-blended high-performance concrete (HPC) subjected to three curing temperatures. In addition, the measured shrinkage values are compared with those predicted by various prediction models (Eurocode 2, ACI 209-2R, CEB-MC2010, AASHTO, and the GL2000 model). To accurately predict the autogenous and drying shrinkage of HPCS mixtures containing different percentages of RCA (HPC-0/100), the Eurocode 2 and GL2000 models were calibrated using partial correction factors to account for the RCA content and temperature effects. The study focuses on three curing temperatures (20 °C, 35 °C, and 50 °C) and five replacement levels of RCA (0%, 25%, 50%, 75%, and 100%) as key variables.

The results indicate that HPC-25/100 mixtures exhibit a more significant compressive strength gain between 28 and 90 days compared to HPCS-0 at 20 °C, with an increase ranging from 3% to 16%. The 90-day compressive strength of HPC-0/100 mixtures ranges from 76 to 82 MPa.

At elevated curing temperatures of 35 °C and 50 °C, the measured autogenous shrinkage strains in the BHP-0/100 mixtures increased by 44% to 49% and 83% to 103%, respectively, compared to those observed at 20 °C. Furthermore, none of the models is suitable for predicting both autogenous and drying shrinkage of the HPCS-0/100 mixtures, particularly at curing temperatures of 35 °C and 50 °C. The calibrated Eurocode 2 and GL2000 models exhibit a linear relationship between predicted and measured drying shrinkage at 35 °C, with respective maximum deviations of $\pm 20\%$ and $\pm 10\%$, and standard deviations of 0.18 and 0.13.

Keywords: High-performance concrete; Recycled coarse aggregate; Mechanical properties; Curing temperature; Shrinkage; Calibration factors; Predictive models.

Table des matières

ملخص	iv
Résumé.....	v
Abstract.....	vi
Liste des figures	ix
Liste des tableaux.....	xi
Liste des abréviations.....	xii
Introduction générale	2
Chapitre 1 : Caractéristiques des granulats de béton recyclé.....	7
1.1. Introduction.....	7
1.2. Classification de la qualité des granulats recyclés.....	8
1.3. Composition et propriétés chimiques des GR.....	9
1.4. Caractéristiques physiques des granulats recyclés.....	12
1.4.1. Effet du procédé de production sur la qualité des granulats recyclés.....	13
1.4.2. Effet de la résistance du béton parent sur la qualité des granulats recyclés.....	15
1.5. Caractéristiques mécaniques des granulats recyclés.....	16
Chapitre 2 : Propriétés des BHP à base de granulats recyclés.....	20
2.1. Introduction.....	20
2.2. Sources des granulats recyclés pour la production de BHP.....	20
2.3. Formes des granulats recyclés adaptés au BHP.....	21
2.4. Caractérisation des granulats recyclés utilisés dans le BHP.....	22
2.5. Effet de la granulométrie des GR sur les performances du BHP.....	22
2.6. Impact des granulats recyclés sur la maniabilité du BHP.....	23
2.7. Effets de granulats recyclés sur la densité et l'absorption d'eau du BHP.....	25
2.8. Microstructure de BHP avec granulats recyclés	26
2.9. Effets de GR sur les performances mécaniques des BHP.....	27
2.9.1. Résistance à la compression	28
2.9.2. Résistance à la traction par flexion.....	30
2.9.3. Résistance à la traction par fendage.....	30
2.9.4. Module d'élasticité.....	30
2.10. Evaluation du retrait du BHP incorporant des granulats recyclés	33
2.10.1. Retrait endogène du béton à hautes performances	33
2.10.2. Retrait de séchage du béton à hautes performances.....	35
2.10.3. Retrait total du béton à hautes performances	38
2.11. Domaines d'application des BHP avec GR	40
2.12. Conclusion	41
Chapitre 3 : Matériaux et méthodologie expérimentale	43
3.1. Introduction.....	43
3.2. Matériaux utilisés.....	43
3.2.1. Ciment	44
3.2.2. Laitier des hauts fourneaux.....	44
3.2.3. Superplastifiant	45

3.2.4. <i>Sable</i>	45
3.2.5. <i>Granulats</i>	45
3.3. Formulation des bétons à hautes performances	50
3.4. Essais sur BHP-0/100 à l'état frais	52
3.4.1. <i>Maniabilité</i>	52
3.4.2. <i>Masse volumique</i>	53
3.5. Essais sur BHP-0/100 à l'état durci	53
3.5.1. <i>Masse volumique</i>	53
3.5.2. <i>Essais mécaniques</i>	53
3.5.3. <i>Essai d'auscultation dynamique par ultrasons</i>	55
3.5.4. <i>Microstructure des BHP-0/100</i>	55
3.5.5. <i>Mesure du retrait des BHP-0/100</i>	56
Chapitre 04 : Propriétés mécaniques et microstructure des BHP à base de GR	61
4.1. Introduction.....	61
4.2. Caractérisation à l'état frais des BHP	61
4.2.1. <i>Affaissement des BHP</i>	61
4.2.2. <i>Masse volumique des BHP</i>	62
4.3. Caractérisation à l'état durci des BHP	63
4.3.1. <i>Masse volumique</i>	63
4.3.2. <i>Résistance à la compression</i>	64
4.3.3. <i>Résistance à la traction par flexion</i>	67
4.3.4. <i>Module d'élasticité</i>	68
4.3.5. <i>Vitesse des ondes ultrasoniques</i>	69
4.3.6. <i>Microstructure des mélanges BHP</i>	70
4.4. Conclusion	73
Chapitre 5 : Retrait des BHP à base de granulats recyclés	76
5.1. Introduction.....	76
5.2. Retrait endogène	76
5.3. Retrait de séchage	78
5.4. Retrait total	80
5.5. Comparaison des résultats expérimentaux aux modèles de prédiction.....	81
5.6. Ajustement des modèles de prédiction du retrait.....	85
5.6.1. <i>Paramètres d'ajustement</i>	85
5.6.2. <i>Précision des modèles ajustés</i>	87
5.7. Conclusion	89
Conclusion générale.....	92
Références bibliographiques.....	96

Liste des figures

Figure 1. 1. Types de granulat en fonction du mortier attaché [26]	9
Figure 1. 2. Type de ZTIs dans le BGR [53].....	10
Figure 1. 3. Caractéristiques physiques des granulats recyclés et des granulats naturels [26].	12
Figure 1. 4. Corrélation entre le mortier attaché, l'absorption d'eau et la densité sèche des granulats recyclés [43].	13
Figure 1. 5. Effet de la résistance à la compression du béton parent sur les caractéristiques physiques des granulats recyclés (a) [71]; (b) [72]; (c) [73]; (d) [46].....	15
Figure 1. 6. Relation entre la teneur en mortier attaché et l'abrasion de Los Angeles [3].....	17
Figure 1. 7. Résultats d'essais d'abrasion de Los Angeles [82].....	18
Figure 1. 8. Résultats expérimentaux d'essais Micro Deval [82].....	18
Figure 2. 1. Essais frais de mélanges avec différents E/C et types de granulats [97].....	25
Figure 2. 2. Images MEB de BGR et BGRR. BGR : béton avec granulats recyclés ; BGRR : béton avec granulats recyclés réutilisés [118].....	27
Figure 2. 3. Différence d'emboîtement entre le ciment et (a) GR (b) Gravier concassé [89]..	29
Figure 2. 4. Résistance à la compression des BHP sous différentes températures [137].	30
Figure 2. 5. Variation du module d'élasticité des BHP [141].	31
Figure 2. 6. Module d'élasticité en fonction du taux de remplacement des granulats [142]. ..	31
Figure 2. 7. Retrait endogène des mélanges [155].....	34
Figure 2. 8. Retrait endogène du béton à granulats naturels et à granulats recyclés [14].....	34
Figure 2. 9. Influence du taux de GR sur le retrait endogène du béton [21].	35
Figure 2. 10. Retrait de séchage du béton à granulats naturels et des bétons à granulats recyclés contenant respectivement (a) GR100, (b) GR60 et (c) GR40 [14].	37
Figure 2. 11. Retrait de séchage des mélanges [155].	38
Figure 2. 12. Retrait total des mélanges à base de GR [155].....	39
Figure 2. 13. Retrait total du béton pour différents rapports eau/ciment [131].....	39
Figure 3. 1. Granulats utilisés.	46
Figure 3. 2. Procédé de production des granulats recyclés.	47
Figure 3. 3. Analyse granulométrique des granulats utilisés.	48
Figure 3. 4. Décollement du mortier attaché par traitement thermique.	48
Figure 3. 5. Absorption d'eau des granulats grossiers.	49
Figure 3. 6. Conservation des spécimens d'épreuve.....	52
Figure 3. 7. Essai d'affaissement au cône d'Abrams.	52
Figure 3. 8. Mesure de la masse volumique du BHP frais.	53
Figure 3. 9. Dispositif de mesure du module d'élasticité.	54
Figure 3. 10. Surfaçage au soufre des éprouvettes cylindriques.....	54
Figure 3. 11. Dispositif de mesure de la vitesse d'impulsion ultrasonore	55

Figure 3. 12. Vue du dispositif d'essai au MEB.....	56
Figure 3. 13. Procédé de préparation des éprouvettes pour les essais de retrait.....	57
Figure 3. 14. Mesure des retraits endogène et total à 20 °C, 35 °C et 50 °C.	58
Figure 3. 15. Organigramme de mesure des retraits endogène et total.	58
Figure 4. 1. Masse volumique à l'état frais des mélanges BHP-0/100.....	63
Figure 4. 2. Effet des GR sur la masse volumique à l'état durci des BHP-0/100.	64
Figure 4. 3. Résistance à la compression des différents mélanges BHP-0/100.....	65
Figure 4. 4. Résistance à la traction par flexion des différents mélanges.....	67
Figure 4. 5. Module d'élasticité des différents mélanges BHP-0/100.....	68
Figure 4. 6. Vitesse des ondes ultrasoniques des mélanges BHP-0/100 à 28 jours.....	69
Figure 4. 7. Observation des défauts dans la microstructure des mélanges BHP à 20 °C.....	70
Figure 4. 8. Analyse des défauts microstructuraux des mélanges BHP-0/50/100 à 50 °C.....	72
Figure 5. 1. Retrait endogène des mélanges BHP-0/100 à différentes températures de cure..	78
Figure 5. 2. Retrait de séchage des mélanges BHP-0/100 à différentes températures de cure.	79
Figure 5. 3. Retrait total des mélanges BHP-0/100 à différentes températures de cure.	80
Figure 5. 4. Comparaison entre les déformations expérimentales de retrait endogène et celles prédites par l'Eurocode 2 et CEB-MC2010.	82
Figure 5. 5. Comparaison entre les déformations de retrait de séchage expérimentales et celles prédites par l'Eurocode 2, CEB-MC2010, GL2000 et AASHTO.....	83
Figure 5. 6. Comparaison entre les déformations de retrait total expérimentales et celles prédites par les modèles de l'Eurocode 2, CEB-MC2010 et ACI 209-2R.....	84
Figure 5. 7. Comparaison entre les déformations de retrait endogène expérimentales et celles prédites par le modèle calibré de l'Eurocode 2.	88
Figure 5. 8. Comparaison entre les déformations de retrait de séchage expérimentales et celles prédites par les modèles Eurocode 2 et GL2000 calibrés.	89

Liste des tableaux

Tableau 1. 1. Classification de la qualité des granulats grossiers recyclés.	9
Tableau 1. 2. Modes de production et caractéristiques physiques des GR produits [69].....	14
Tableau 2. 1. Résultats de la densité des particules et de l'absorption d'eau [108].	25
Tableau 2. 2 : Synthèse des études antérieures sur les performances mécaniques des BHP avec GR à 28 jpurs.	32
Tableau 3. 1. Composition chimique et minéralogique du ciment utilisé.	44
Tableau 3. 2. Composition chimique (%) du laitier.	45
Tableau 3. 3. Caractéristiques physico-chimiques du superplastifiant MEDAFLOW RE 25	45
Tableau 3. 4. Propriétés physico- mécaniques du sable et des granulats utilisés.	50
Tableau 3. 5. Composition des différents BHP-0/100 (kg/m^3).....	51
Tableau 4. 1. Affaissement des mélanges BHP-0/100.	62
Tableau 4. 2. Résistance à la compression (MPa) des mélanges testés.....	65
Tableau 5. 1. Modèles de prédiction quantitative du retrait.	81
Tableau 5. 2. Facteurs de calibration pour les mélanges BHP-0/100.....	87

Liste des abréviations

C&D	Construction et Démolition
GR	Granulats grossiers Recyclés
GN	Granulats grossiers Naturels
BO	Béton Ordinaire
BP	Béton Parent
BGN	Béton de Granulats Naturels
BGR	Béton de Granulats Recyclés
BHP	Béton à Hautes Performances
BHP	Béton à Hautes Performances avec Laitier
BHP-GR	Béton à Hautes Performances avec Granulats grossiers Recyclés
BHP-GR	Béton à Hautes Performances à base de laitier avec Granulats grossiers Recyclés
BHP-0	Béton de Référence
ZTI	Zone de Transition Interfaciale
MEB	Microscope Electronique à Balayage
MA	Mortier Attaché
CH	Hydroxyde de Calcium (Portlandite) $\text{Ca}(\text{OH})_2$
C-S-H	Hydrates de Silicate de Calcium
E/C	Rapport Eau/Ciment
E/L	Rapport Eau/Liant
LA	Los Angeles
MDE	Micro Deval
BC	Béton Conventionnel
Ca/Si	Rapport Calcium/Silicium
DRX	Diffraction des Rayons X
COV	Coefficients de Variation
ET	Écart-type

Introduction générale

Introduction générale

L'industrie de la construction, en raison de sa forte demande en béton, a conduit à une surexploitation progressive des ressources naturelles telles que le gravier et le sable alluvionnaire, engendrant une pénurie croissante de ces matériaux essentiels. Les estimations indiquent que la production mondiale de ces ressources devrait atteindre environ 60 milliards de tonnes d'ici 2030 [1, 2], ce qui entraînerait des émissions de CO₂ avoisinant les 6 milliards de tonnes. L'extraction intensive constitue une problématique environnementale majeure, menaçant la pérennité des écosystèmes et accentuant les impacts liés au changement climatique. Parallèlement, l'expansion urbaine rapide et les événements tels que les séismes, et autres catastrophes naturels, ainsi que les travaux de rénovation routière et les déchets issus des laboratoires, ont généré une accumulation massive de déchets de construction et de démolition (C&D). Dans les pays développés, ces déchets représentent en moyenne 30 à 40 % des déchets solides urbains, ce qui pose un défi considérable en matière de gestion et de valorisation des déchets de chantier. L'accumulation des déchets C&D entraîne d'importantes répercussions écologiques et environnementales, telles que la pollution de l'environnement et la saturation progressive des décharges existantes.

Au cours des dernières années, de nombreux chercheurs ont effectué des travaux approfondis pour fabriquer de nouveau béton, connu sous le nom de béton à granulats recyclés (BGR), qui possède des propriétés mécaniques équivalentes à celles du béton à base de granulats naturels (BGN). Les propriétés du BGR peuvent être améliorées en augmentant la teneur en ciment, en abaissant le rapport effectif eau/ciment (E/C) et en ajustant de matériaux cimentaires supplémentaires. D'autres chercheurs ont mis au point des méthodes de mélange avancées pour améliorer les zones de transition interfaciales (ZTI), en utilisant la méthode de double mélange, la méthode de triple mélange optimisé et l'approche de mélange de mortier [3, 4].

Le béton à hautes performances (BHP) est largement adopté dans le domaine des constructions techniques, en raison de ses remarquables performances mécaniques et de sa grande durabilité, contribuant à la longévité des ouvrages en béton armé. Cependant, l'un des inconvénients du BHP est son coût plus élevé par rapport aux autres types de béton, en raison

de la quantité plus élevée de ciment et de la qualité de granulats grossiers naturels (GN), qui affecte directement les performances du béton. Le GN représente l'ossature du béton et occupe environ 65 à 75 % de son volume [5, 6].

L'utilisation du BHP avec des granulats grossiers recyclés (GR) dans des applications structurelles en béton est un domaine de recherche prometteur. Cependant, cela nécessite une compréhension approfondie des propriétés techniques de ce nouveau béton à haute performance avec granulats grossiers recyclés (BHP-GR). Dans ce BHP-GR, le GR est un matériau hétérogène, composé de granulats grossiers naturels (GN) et de mortier attaché. La quantité de mortier résiduel peut varier entre 20 % et 60 % du volume de GN, et selon la taille du GN [7, 8].

Cependant, peu d'études [9-13] ont examiné l'utilisation des GR dans le BHP. Les résultats expérimentaux de ces recherches ont montré que les propriétés mécaniques du BHP-GR peuvent soit diminuer, soit s'améliorer. Il est également à noter que les propriétés à court et à long terme du BHP-GR sont fortement liées à la fois à la qualité et à la quantité des GR [9, 14, 15]. Par ailleurs, les propriétés mécaniques du BHP-GR sont fortement influencées par les températures de cure. En particulier, à des températures de cure plus élevées, la libération prématurée de l'eau interne de cure contenue dans les BGR perturbe l'hydratation, réduisant ainsi les performances du béton [16].

Le BHP se distingue par une plus grande quantité de liant et un faible rapport eau/liant ($E/L < 0.4$), ce qui entraîne un retrait endogène élevé et des contraintes internes plus importantes à un âge précoce [17, 18]. L'impact des GR sur le retrait du BHP n'est pas encore bien compris, en raison de la qualité du mortier résiduel. Les GR ont une nature rhéologique différente de celle des GN. Par conséquent, le BHP-GR subit un retrait important dû à l'augmentation à la fois de la pâte de ciment ancienne et nouvelle [19, 20] ainsi qu'à sa microstructure dense [21]. De plus, leur absorption d'eau plus élevée et leur moindre rigidité pourraient également amplifier ce retrait. En effet, le BHP est très sensible au retrait endogène comme au retrait de séchage, en raison de sa microstructure compacte. Certainement, le retrait de séchage et le retrait endogène font partie des phénomènes physiques les plus complexes et restent insuffisamment compris, en particulier dans le cas du BHP-GR.

La littérature actuelle présente peu de recherches sur l'influence des GR sur le comportement du BHP, en particulier sur ses performances à long terme sous différentes températures de cure. Ainsi, la communauté scientifique doit mieux comprendre et prédire

avec précision le retrait du BHP contenant une plus grande proportion de GR, en tenant compte de l'effet des températures élevées. Dans de nombreuses régions du globe, les températures estivales diurnes peuvent dépasser 45 °C. Ces températures élevées pourraient affecter l'efficacité à long terme des méthodes de cure interne et, par conséquent, la robustesse du BHP.

Une revue de la littérature montre que les articles existants ne couvrent pas certains sujets importants, comme les différents types de retrait ou les modèles qui prennent en compte les taux variés de GR et leurs impacts environnementaux, essentiels pour la production et l'utilisation du BHP. En outre, ces revues se concentrent souvent sur un seul facteur clé : soit le taux de remplacement par des GR, soit les températures de cure élevées, sans étudier leurs effets combinés. Plusieurs modèles existent pour prédire le retrait de dessiccation (séchage) et le retrait endogène, mais ils ignorent souvent l'impact précis de la température et la forte proportion de GR, ce qui rend leurs prévisions moins fiables.

Pour combler la lacune de recherche identifiée ci-dessus, la présente étude vise à évaluer le comportement complexe du béton à hautes performances à base de laitier (BHP) fabriqué avec divers taux de substitution en GR (BHP-GR). D'abord, elle se concentre sur les propriétés mécaniques des BHP-GR, notamment la résistance à la compression, la résistance à la traction par flexion et le module d'élasticité. La microscopie électronique à balayage (MEB) est utilisée pour analyser l'effet des différentes températures de cure sur la microstructure des BHP-GR, en particulier la distribution des pores et la formation de microfissures. Ensuite, le retrait des BHP-GR est évalué à des températures de cure ambiante (20 °C) et élevées (35 °C et 50 °C). Enfin, un objectif clé de cette étude est de mettre en évidence les écarts entre les valeurs mesurées et celles prédites par différents modèles (Eurocode 2, ACI 209-2R, CEB-MC2010, AASHTO et GL2000). Pour améliorer la précision et réduire la variabilité, les modèles Eurocode 2 et GL2000 sont affinés par l'application de coefficients de correction partiels.

Ainsi, cette thèse va donc être présentée en trois grandes parties:

La première partie comprend une revue de la littérature, divisée en deux chapitres. Le premier chapitre traite les caractéristiques des granulats grossiers recyclés (GR) d'une manière générale. Le deuxième chapitre examine les propriétés des bétons à hautes performances à base de GR (BHP-GR).

La deuxième partie de cette thèse est relative à l'étude expérimentale et structurée en deux chapitres. Le troisième chapitre décrit les différents matériaux utilisés dans la confection

des BHP contenant des GR (BHP-GR), ainsi que les protocoles d'essai appliqués conformément aux normes internationales en vigueur. Le quatrième chapitre est dédié à l'analyse et à l'interprétation des résultats expérimentaux obtenus. Il vise également à évaluer l'impact des GR sur les propriétés physico-mécaniques et la microstructure des BHP-GR.

La troisième partie de cette thèse est focalisée à l'analyse théorique et comprend le chapitre cinq. Ce chapitre explore les écarts entre les résultats expérimentaux et les prédictions des principaux modèles existants relatifs au retrait endogène, retrait de séchage et retrait total, sous différentes températures de cure. Afin d'ajuster et d'améliorer la précision des modèles Eurocode 2 et GL2000, des coefficients partiels de correction ont été introduits.

Enfin, une conclusion générale vient clore cette thèse en synthétisant les principaux résultats obtenus au cours de l'étude.

Chapitre 1 :
Caractéristiques des granulats de béton recyclé

Chapitre 1 : Caractéristiques des granulats de béton recyclé

1.1. Introduction

Des matériaux comme le béton, l'acier, la brique, la pierre, le verre, le bois, etc., sont nécessaires pour tout projet de construction. Néanmoins, le béton est toujours le principal matériau de construction utilisé dans les secteurs de la construction. Le béton doit être en mesure d'économiser des ressources, et de protéger l'environnement. Pour ce faire, l'utilisation des déchets de béton dans les nouveaux bétons doit être priorisée. Les granulats sont l'un des principaux ingrédients utilisés dans la production du béton. Le BGR, principalement fabriqué à partir de matériaux recyclés tels que les déchets C&D, constitue une alternative durable au BGN.

Les GR sont produits par le concassage du béton d'origine ; ces granulats peuvent être des granulats fins ou grossiers recyclés. Les granulats fins recyclés sont parfois appelés granulés de béton concassés. Les granulats de béton recyclés peuvent être désignés comme des GR [22].

Les GR sont constitués d'une combinaison étroite de GN et d'un mortier attaché [23]. Selon Silva et al. [24], les GR peuvent également comporter des substances impures (bitume, métaux, plastique, plâtre, sol, bois, etc.) qui se trouvent dans les déchets C&D. Ainsi, les GR présentent une plus grande diversité que les GN. De plus, par leur composition particulière, ils ont des caractéristiques qui sont très différentes de celles des GN.

La recherche sur ce sujet est cruciale, car la quantité de déchets utilisés dans le béton augmente régulièrement en raison de l'urbanisation et de la croissance démographique. Comme ils sont plus faciles à obtenir et moins coûteux que les granulats naturels, les granulats recyclés ont fait l'objet de nombreuses études et analyses. Afin de favoriser le recyclage des déchets de C&D, il est essentiel que les granulats de béton recyclé (GR) obtenus soient de bonne qualité.

Dans ce chapitre, nous examinons la composition et les caractéristiques physico-mécaniques des GR. Dans chaque cas, les caractéristiques des GR, en comparaison avec les GN, sont précisées et différentes méthodes expérimentales spécifiquement conçues pour leur mesure sont exposées.

1.2. Classification de la qualité des granulats recyclés

Il est primordial de déterminer la classe de qualité des GR dans la confection des BGR. D'après Martin-Morales et al. [25], la densité et l'absorption d'eau sont les paramètres les plus essentiels définis dans diverses normes pour évaluer la qualité des GR. La teneur en chlorure, le contenu organique et les essais de réactivité alcalin-silice sont également définis dans les normes, mais il est très rare de trouver des documents de recherche spécifiant tous ces résultats d'essai. Dans le but d'établir un système de connaissances plus solide sur la corrélation entre les différentes propriétés du GR et le BGR correspondant, il serait nécessaire de préciser les résultats des différents tests pour les propriétés du GR dans la littérature [26].

Selon certains travaux, le GR obtenu à partir de béton à haute résistance est considéré comme de haute qualité. Cependant, étant donné qu'une usine de recyclage collecte et traite des déchets de béton provenant de différentes sources, il peut être inefficace d'un point de vue pratique de classer la qualité des GR en fonction de la résistance du béton parent [26]. En outre, la quantité de mortier collé est fréquemment évoquée comme indicateur de la qualité du GR et il est observé dans la littérature une corrélation significative entre la quantité de mortier attaché (MA) et les caractéristiques du BGR [27, 28].

Toutefois, Kim [26] propose que la quantité de mortier collé ne doit servir que comme un indicateur secondaire et non comme un indicateur principal pour évaluer la qualité de GR, pour les raisons suivantes : (1) de nombreuses méthodes ont été suggérées pour évaluer la teneur en mortier attaché [29-31], mais il n'existe pas de méthode standardisée à l'échelle internationale ; (2) les méthodes proposées ne permettent pas l'élimination complète du mortier attaché [32-34] ; (3) les résultats des tests de mesure de la teneur en mortier attaché utilisant différentes méthodes proposées pour le même granulat ne sont pas similaires [35]; (4) après la fin de certaines des méthodes proposées, des dommages au granulat d'origine de GR ont été rapportés [20, 36]. Ainsi, ces raisons Kim [26], classe la qualité des GR en quatre catégories en fonction de la densité et de l'absorption d'eau sur une période de 24 heures. Les normes japonaises (JIS) sont utilisées pour le GR de qualité supérieure [37], la qualité moyenne [38] et les GR de faible qualité [38]. Les GR qui ne répondent pas aux critères de la catégorie de faible qualité spécifiée par la norme sont considérés comme de qualité non standard. Le tableau 1.1 présente les exigences correspondant à chaque classe de granulats recyclés.

Tableau 1. 1. Classification de la qualité des granulats grossiers recyclés.

	Haute qualité	Moyenne qualité	Faible qualité	Qualité non standard
Référence	[37]	[38]	[38]	/
Densité sèche au four (g/cm ³)	≥ 2.5	≥ 2.3	/	/
Absorption d'eau (%)	≤ 3.0	≤ 5.0	≤ 7.0	≥ 7,0
Applicabilité [39]	Tous les éléments	Tapis, pile, etc.	Utilisation temporaire uniquement	/

1.3. Composition et propriétés chimiques des GR

Généralement, les GR contiennent du ciment ou d'ancien mortier de diverses sources collé à leurs surfaces. Le GR peut être divisé en "granulat fixé au mortier" et "granulat couvert de mortier", comme le montre la figure 1.1. La forme et le degré du mortier attaché au granulat d'origine affectent négativement les propriétés mécaniques du béton. Le mortier attaché peut augmenter sa désintégration mécanique et réduire la résistance des granulats en raison de ses caractéristiques inhérentes. Il est important de noter que la qualité des propriétés des GR dépend de la quantité et de la qualité du vieux mortier attaché à la surface du granulat [40].

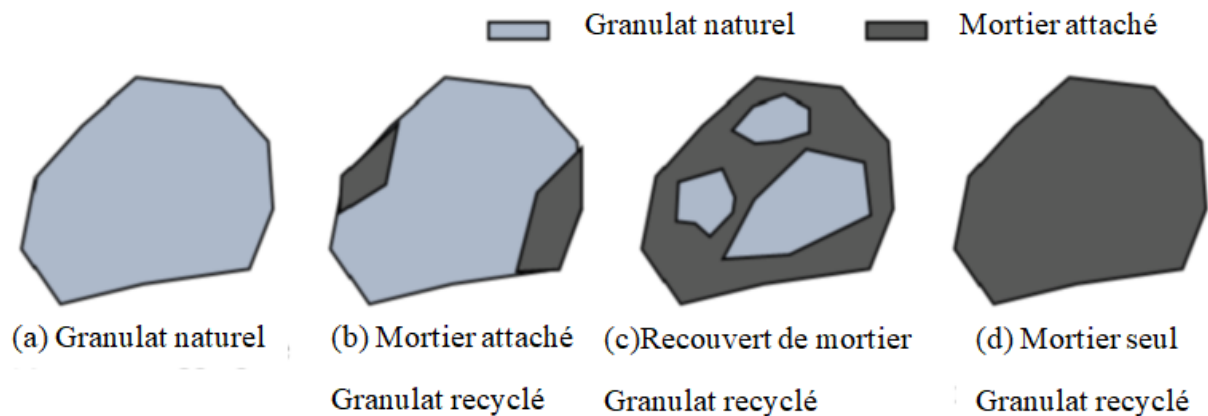


Figure 1. 1. Types de granulat en fonction du mortier attaché [26]

La zone de transition interfaciale (ZTI) entre le granulat et la matrice de pâte de ciment peut avoir une épaisseur allant de 20 µm à 100 µm [41-43]. La formation d'une structure squelettique plus poreuse dans la ZTI est due à la tendance des cristaux de CH à former une couche d'orientation préférée, tandis que le rapport local de ciment à haute teneur en eau

enrichit considérablement les cristaux de CH et d'ettringite de grande taille dans la ZTI [44]. Par ailleurs, la porosité élevée de la ZTI constitue un moyen de transport des ions nuisibles, ce qui entraîne la formation et la propagation fréquente de microfissures dans cette zone [45, 46].

De ce fait, la ZTI est la partie la moins solide du béton [47, 48], car l'espace extérieur peut être facilement altéré, ce qui a un impact important sur les caractéristiques mécaniques et la durabilité du béton [49, 50]. Les propriétés de GR peuvent avoir un impact significatif sur la ZTI. Comparé au granulat naturel, des mortiers anciens sont fixés à une partie de la surface de GR, ce qui crée trois types de ZTI dans le BGR [51, 52]. Les différents types de ZTI incluent l'ancien granulat et la pâte nouvelle de ZTI (ZTI1), l'ancienne pâte et la nouvelle pâte de ZTI (ZTI2) et l'ancien granulat et la pâte vieille de ZTI (ZTI 3).

Les ZTI dans le BGR sont illustrés dans la figure 1.2. La ZTI 3 est une ZTI en béton original, situé à l'intérieur du BGR, qui n'est pas facile à renforcer. Ainsi, la majorité des approches pour améliorer BGR sont améliorées en utilisant la ZTI1 et la ZTI2 [53].

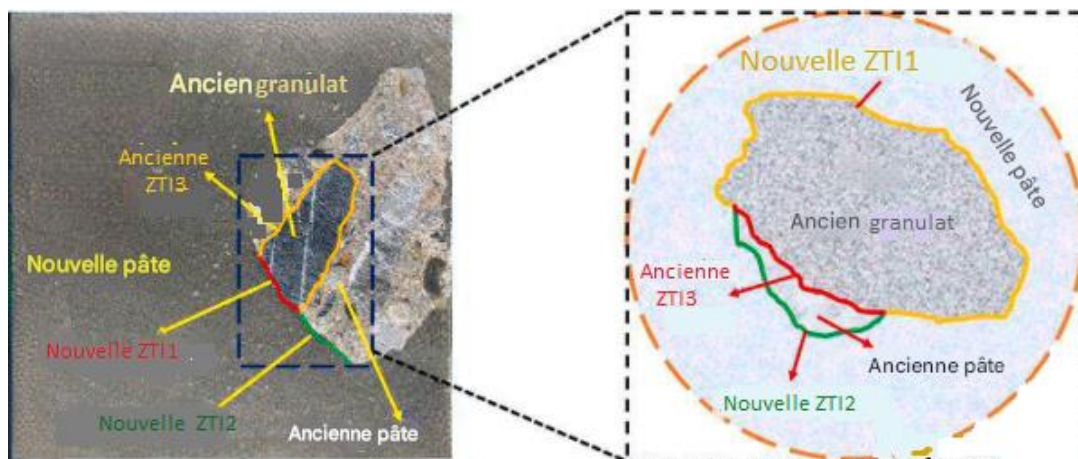


Figure 1. 2. Type de ZTIs dans le BGR [53].

D'après plusieurs études, il a été prouvé que la présence de mortier résiduel attaché au granulat de béton recyclé constitue l'un des principaux défis qui ont un impact négatif sur les caractéristiques et les performances du granulat. Il est donc essentiel de mesurer précisément la quantité de mortier attaché.

Différentes méthodes sont suggérées dans la littérature pour évaluer en laboratoire la teneur en mortier attaché. Elles utilisent des techniques thermomécaniques, chimiques ou visuelles, voire l'association de plusieurs d'entre elles. Les méthodes proposées se concentrent principalement sur la mesure de la teneur en mortier attaché.

Abbas et al. [29] ont suggéré une méthode pour évaluer la quantité de mortier attaché présent sur la surface d'un granulats de béton recyclé. La méthode consiste en une combinaison de contraintes mécaniques et chimiques qui dégradent le mortier fixé et rompent la connexion entre le mortier et granulats vierge. Les contraintes mécaniques sont obtenues en faisant geler et dégeler les granulats de béton recyclé, tandis que la dégradation chimique est réalisée en les exposants à une solution de sulfate de sodium. Le granulats obtenu après séchage au four est pesé (masse M_1) et immergé dans une solution de sulfate de sodium, puis subit sept cycles de congélation et de dégel. Les GR sont lavés à l'aide d'un tamis de 5 mm, séchés au four et pesés à nouveau (masse M_2). La quantité de mortier attaché est déterminée en utilisant la formule suivante :

$$\text{Quantité de mortier attaché (\%)} = \frac{M_1 - M_2}{M_1} \times 100 \quad (1.1)$$

D'autres méthodes basées sur le traitement thermique ont été proposées par des chercheurs [1, 3, 29, 54, 55]. Des granulats de béton recyclé-séchés au four (masse M_1) sont immergés dans l'eau pendant 2 heures pour la saturation, puis chauffés à 500 °C pendant 2 h et immédiatement trempés dans l'eau (20 °C) pour provoquer une expansion soudaine par choc thermique entraînant un décollement et fissures dans le mortier attaché. Le mortier restant sur la surface de granulats pourrait être enlevé par des techniques de frottement ou par un marteau en caoutchouc. Après l'enlèvement du mortier, le granulats recyclé nettoyé est séché à 100 °C pour atteindre une masse constante (M_2). La teneur en mortier attaché est calculée à l'aide de l'équation (1.1).

De nombreuses recherches ont démontré que le taux de mortier attaché diminue lorsque la taille des granulats augmente [3, 56, 57]. De plus, la répartition du mortier attaché en fonction des types de GR est fortement influencée par la méthode de concassage. Nagataki et al. [58] ont examiné l'impact de la technique de concassage sur la concentration en magnésium des gravillons de BGR. La teneur en mortier attaché de GR provenant de bétons de bonne, moyenne et moindre qualité (fraction 5/20 mm) est de 52.3 %, 55 % et 52.3 % respectivement lorsque le concassage primaire est réalisé avec un concasseur à mâchoires ou à percussion. Pour un deuxième concassage (concassage secondaire) avec divers types de concasseurs, la teneur en MA augmente de 30.2 %, 32.4 % et 32.3 % respectivement. Ainsi, les concassages réguliers réduisent la concentration en mortier attaché des granulats grossiers de BGR, mais augmentent en même temps la quantité de fines de BGR.

1.4. Caractéristiques physiques des granulats recyclés

Les propriétés du béton à base de GR sont influencées par les caractéristiques physiques des GRs. La porosité, l'absorption d'eau et la densité sont les principales caractéristiques physiques des GRs, qui sont influencées par les propriétés du béton parent [22]. Les normes spécifiques aux granulats naturels, telles que la NF EN 1097-6 [59] et ASTM C127 [60], sont également utilisées pour caractériser les GRs.

La principale caractéristique du GR est qu'il est constitué d'un granulat d'origine recouvert de mortier attaché, contrairement au GN. En raison de la présence de ce mortier, la porosité du GR, mesurée par porosimétrie à intrusion de mercure, a été estimée environ 6,5 fois supérieure à celle du GN [61], ce qui fait que le GR se distingue du GN. La mesure de l'absorption d'eau évalue la quantité d'eau qui peut entrer dans cette porosité en fonction de la masse sèche du granulat. La mesure de la masse d'eau absorbée se fait en comparant la masse à l'état saturé surface sèche avec la masse sèche [62, 63].

Kim [5] a constaté que la densité et le taux d'absorption d'eau des GN varient respectivement de 2.6 à 2.7 % et de 0.5 à 1.8 %, tandis que ceux des GR varient respectivement de 2.1 à 2.58 % et de 2 à 10 %. Il a montré que la quantité de mortier attaché augmente avec l'absorption d'eau et diminue avec la densité. Dans l'ensemble, le coefficient de détermination (R^2) entre la densité et la quantité de mortier attaché n'est pas élevé. La relation entre l'absorption d'eau, la densité et la teneur en mortier attaché des GR et des GN est illustrée à la figure 1.3.

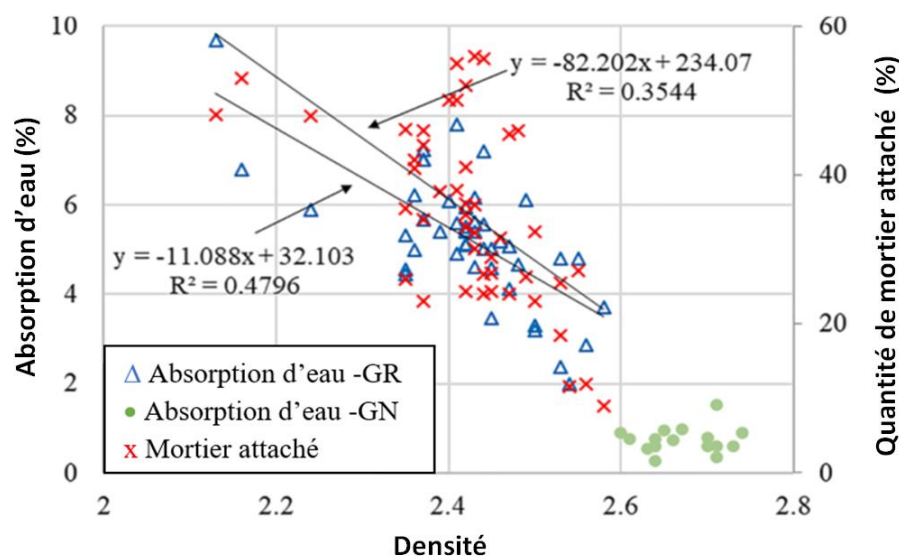


Figure 1. 3. Caractéristiques physiques des granulats recyclés et des granulats naturels [26].

Il n'y a pas de méthode standardisée pour déterminer le contenu du mortier attaché et que l'efficacité d'enlèvement du mortier des méthodes présentées est différente. Selon Akbarnezhad et al. [43], les caractéristiques du GR obtenu à partir de la même source de béton ont révélé une corrélation très forte entre le mortier attaché, l'absorption d'eau et la densité. Chacune des corrélations avait une valeur R^2 supérieure à 0.98 (Figure 1.4).

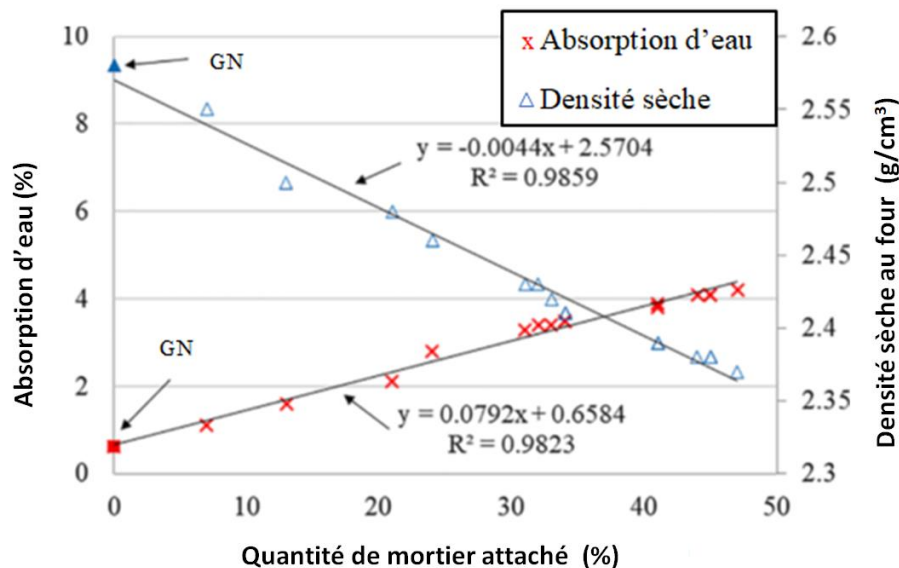


Figure 1. 4. Corrélation entre le mortier attaché, l'absorption d'eau et la densité sèche des granulats recyclés [43].

1.4.1. Effet du procédé de production sur la qualité des granulats recyclés

La qualité du GR est directement influencée par les équipements, le nombre de broyages et les technologies utilisées pour la production de GR à partir des déchets de béton [64, 65]. Il semble que le concassage multiple est la méthode la plus couramment employée dans la fabrication de GR. En règle générale, plus le nombre de broyages est élevé, plus la densité du GR est élevée et plus l'absorption d'eau diminue [66].

Choi et al. [67] ont démontré qu'il est possible de fabriquer du GR en masse avec une fraction de 5 mm à 10 mm, ce qui répond aux exigences de qualité supérieure, en le broyant trois fois à l'aide d'un concasseur à cône. En augmentant le nombre de broyages, il est possible d'améliorer la qualité du GR, mais cela peut diminuer le taux de récupération du GR.

Les propriétés des GR montrent que le niveau de traitement et la qualité du béton parent jouent un rôle important sur les caractéristiques des granulats recyclés. Un traitement supplémentaire et un béton parent de meilleures qualités permettent d'obtenir des GR de bonne qualité.

Les taux de récupération des granulats grossiers et fins recyclés varient considérablement en fonction du niveau de traitement. En utilisant uniquement des broyeurs à mâchoires et à percussion (Niveau 1) sans traitement supplémentaire, le taux de récupération des granulats grossiers recyclés est de 60 %, ce qui signifie une production de 400 kg de fines de béton concassé par tonne de béton parent. Alors que le traitement supplémentaire a permis d'obtenir des GR de bonne qualité avec une faible quantité de mortier attaché, le taux de récupération de la fraction grossière a diminué jusqu'à 35 %.

Il est également suggéré d'utiliser différentes méthodes pour améliorer la qualité du GR en éliminant le mortier attaché. La méthode du chauffage et de la rectification a été utilisée par Koshiro et al. [68] pour obtenir les GR de bonne qualité. La masse de béton est déposée dans un four rotatif à une température de 250 °C, puis traitée à deux reprises sur deux broyeurs rotatifs inclinés reliés en série, puis séparée par taille. Une densité sèche de 2.59 g/cm³ et un taux d'absorption d'eau de 1.38 % ont été obtenus par cette méthode.

En broyant le GR dans une solution d'acide sulfurique, Kim et al. [7] ont réussi à améliorer sa qualité. Les différentes techniques de production du GR ainsi que les caractéristiques physiques des GR obtenues par chaque méthode, étudiées par Hideo et al. [54], sont présentées dans le tableau 1.2. Les méthodes ont été appliquées sur les mêmes échantillons de béton. Selon ce tableau 1.2, la qualité des GR est influencée par le processus de production ; toutefois, ces GR peuvent être fabriqués à l'aide de différentes technologies.

Tableau 1. 2. Modes de production et caractéristiques physiques des GR produits [69].

Méthode	Description	Densité sèche au four (g/cm ³)	Absorption d'eau (%)
Chaleur et frottement	Les débris de béton sont placés dans un four rotatif à contre-courant et chauffés à environ 300 °C pour affaiblir la pâte de mortier, puis mis à la terre par un broyeur à marteaux horizontal uniaxial.	2.56	1.91
Broyage rotatif excentrique	Les déchets de béton sont introduits par l'espace entre les cylindres extérieur et intérieur, tournés et broyés à grande vitesse pour éliminer le mortier.	2.59	1.83
Rectification de vis	Les gravats de béton sont placés dans un récipient cylindrique rotatif avec un axe horizontal et un cône de décharge, et comprimés et écrasés par une vis rotative.	2.54	2.26
Broyeur à tambour rotatif	Les débris de béton sont introduits dans une cuve cylindrique rotative avec des rouleaux rotatifs et des broyeurs à tambour, et écrasés par les rouleaux à pression contrôlée.	2.59	1.36
Granulats naturels	/	2.62	0.72

1.4.2. Effet de la résistance du béton parent sur la qualité des granulats recyclés

La qualité du GR est influencée par de nombreux paramètres, notamment la résistance du béton parent (BP). Selon Katz [70], le principal facteur affectant les propriétés du BGR semble être la différence entre la qualité des matrices cimentaires nouvelles et anciennes liées au GR. Les caractéristiques physiques des GR produits à partir de bétons parents sont corrélées à la résistance en compression de ces derniers, comme illustré sur la figure 1.5.

En utilisant du GN dont les propriétés physiques connues, telles que la densité et l'absorption d'eau, Gholampour et al. [71] ont fabriqué des bétons dont les résistances à la compression atteignaient 20 MPa, 40 MPa et 110 MPa. Ces bétons ont ensuite été concassés pour obtenir des GR. Les valeurs de densité et d'absorption d'eau mesurées sur le GR obtenu à partir du béton parent de 20 MPa ont permis de le classer comme GR de faible qualité (GRF), avec une densité de 2.16 g/cm³ et une absorption d'eau de 6.8 %. Le GR issu du béton de 40 MPa présentait une densité de 2.24 g/cm³ et une absorption d'eau de 5.9 %, ce qui correspond à la catégorie GRF. En revanche, le GR obtenu à partir du béton de 110 MPa a montré une densité de 2.36 g/cm³ et une absorption d'eau de 5 % ; il a donc été classé comme GR de moyenne qualité (GRM).

Liu et al. [72] ont réalisé la production de trois bétons parents avec les résistances à la compression de 35 MPa, 47 MPa et 57 MPa en utilisant le même GN. L'écrasement des BGN a permis d'obtenir trois GR et leurs caractéristiques physiques ont été analysées. En comparaison avec la résistance à la compression de 35 MPa et celle obtenue avec le BGN, la densité des GRs obtenues avec 47 MPa et 57 MPa était en hausse de 1.6 % et 2.4 %, tandis que l'absorption d'eau était en baisse de 12 % et 28 % [46, 73] (Figure 1.5).

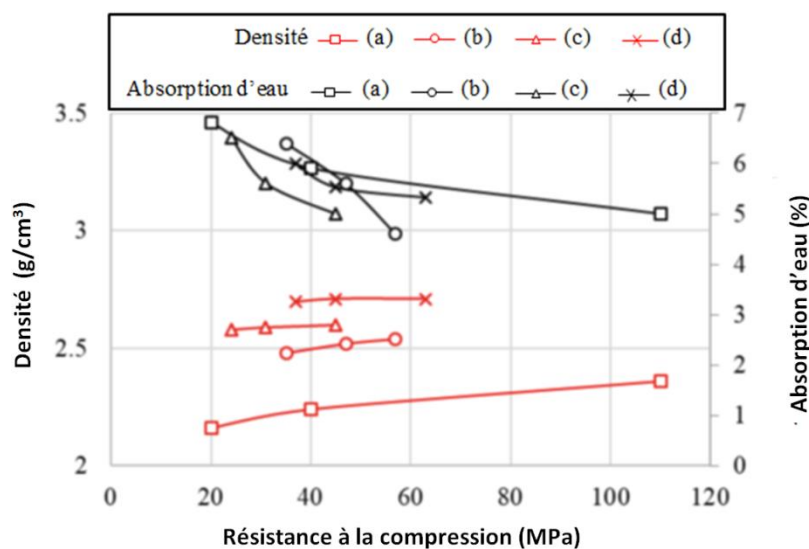


Figure 1. 5. Effet de la résistance à la compression du béton parent sur les caractéristiques physiques des granulats recyclés (a) [71]; (b) [72]; (c) [73]; (d) [46].

La qualité des GR est étroitement liée à celle du béton parent dont ils sont issus. Lorsque la même méthode de broyage est appliquée, le GR obtenu à partir d'un béton à haute résistance présente une meilleure qualité que celui issu d'un béton à faible résistance. Cette différence peut s'expliquer par la faible proportion de rapport eau/ciment (E/C) utilisée dans la fabrication des bétons à haute résistance. La réduction du rapport E/C entraîne une diminution de la porosité capillaire de la pâte de ciment [74], ainsi qu'une densification de la microstructure des composites cimentaires [75, 76].

Il convient de souligner que toutes les études mentionnées précédemment ont été menées en utilisant le même granulat naturel (GN) pour produire les bétons parents, malgré les différences de résistance observées. Cela explique pourquoi il est impossible de comparer directement la corrélation entre les propriétés du béton parent et le GR si le béton parent est fabriqué avec des GN différents ou collecté à partir de différentes sources.

Chakradhara Rao [77] et Padmini et al. [78] ont rapporté que l'augmentation de la résistance du béton parent entraînait une diminution de la densité de GR et une augmentation de l'absorption d'eau. Dans le béton à faible résistance, où la force de liaison entre la pâte de mortier et le granulat d'origine est relativement faible par rapport au béton à haute résistance, la plupart du mortier attaché est séparé de granulat d'origine lors du concassage.

1.5. Caractéristiques mécaniques des granulats recyclés

Les propriétés mécaniques du béton sont influencées par celles des granulats. D'après la littérature disponible, les GR présentent généralement des performances mécaniques inférieures à celles des GN. Cela se traduit notamment par des valeurs plus élevées aux essais Los Angeles et Micro-Deval.

La dureté des granulats est définie comme résistance à l'usure, généralement mesurée par la machine d'essai d'abrasion de Los Angeles. La résistance à l'abrasion de Los Angeles (LA) représente la proportion de poids perdu après l'usure des granulats. Verian et al. [79] ont indiqué que la valeur de LA des GN variait entre 11 % et 38,9 %, tandis que celle des GR se situait entre 20 % et 51,5 %. Les principales causes de ces variations sont la qualité des matériaux d'origine (résistance du béton initial), le procédé de recyclage, ainsi que la teneur en mortier attaché [46].

D'après la norme européenne EN-12620 [80], les résultats de LA des GR ont été obtenus dans les catégories allant de LA25 à LA50 (Figure 1.6). L'essai d'abrasion de Los Angeles consiste à pulvériser l'intégralité du mortier de GR, à l'exception de l'abrasion subie

par le GN [3]. C'est pourquoi les deux caractéristiques devraient être associées. Par conséquent, Juan et al. [3] ont démontré que lorsque la teneur en mortier attaché est élevée, la valeur du coefficient LA augmente également, bien qu'il ne soit possible d'observer qu'une tendance entre ces deux propriétés. Selon la norme espagnole EHE-08 [81] relative au béton structural, il est recommandé que le coefficient LA soit inférieur à 40 %. Cette limite devrait être respectée pour tous les échantillons dont la teneur en mortier est inférieure à 44 %, comme illustré dans la figure 1.6.

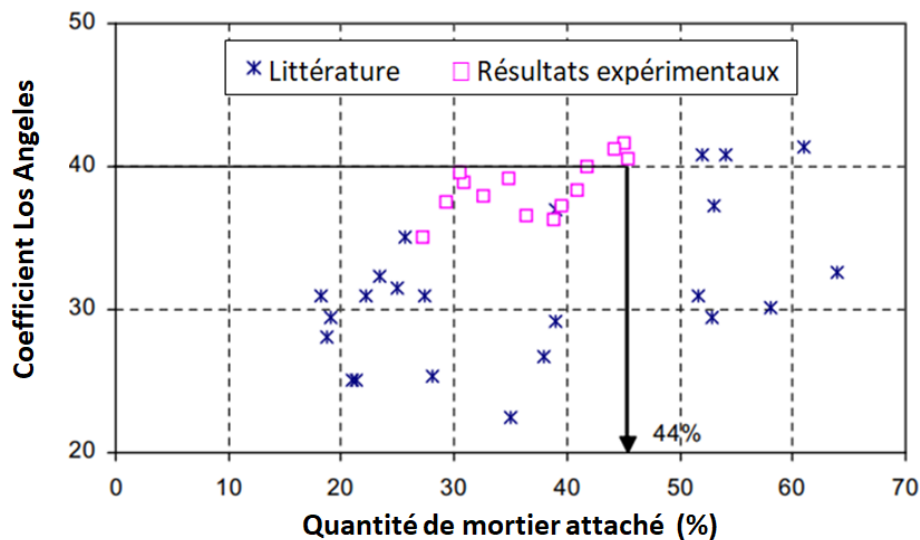


Figure 1. 6. Relation entre la teneur en mortier attaché et l'abrasion de Los Angeles [3].

Pour évaluer les propriétés mécaniques des GN et GR et afin de déterminer leur résistance à la fragmentation et pour vérifier leur résistance à l'usure, Omary et al. [82] ont remarqué que le coefficient LA de GR est significativement plus élevé que celui de GN avec le rapport $\frac{LA_{GR}}{LA_{GN}} \approx 2$ (Figure 1.7(a)). Ils ont aussi constaté que la masse M3 retenue sur le tamis de 63 μm , ainsi que la masse des fines M4, sont plus élevées pour les GR que pour les GN. Cela est probablement dû à la présence de mortier attaché dans les GR, moins résistante à la fragmentation (Figure 1.7(b)). En outre, ils ont noté qu'une augmentation du coefficient d'absorption entraîne une hausse du coefficient LA. Par ailleurs, à mesure que la porosité augmente, la densité diminue, ce qui conduit également à une augmentation du coefficient de Los Angeles.

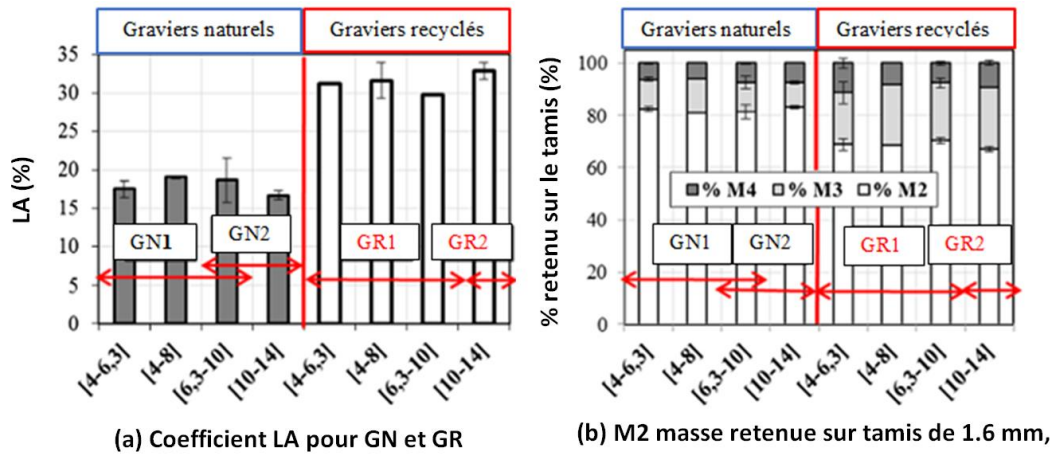


Figure 1. 7. Résultats d'essais d'abrasion de Los Angeles [82].

D'autre part, Omary et al. [82] ont réalisé des essais Micro-Deval des GN et GR. Leurs résultats ont montré que le coefficient Micro-Deval (MDE) des GR est légèrement élevé que celui des GN, avec un rapport $\left(\frac{MDE_{GR}}{MDE_{GN}} \approx 1.3\right)$ pour la fraction 10/14 mm. Les fractions 4/6 mm et 6.3/10 mm ont également été étudiées afin d'obtenir des valeurs de MDE conformes aux normes européennes ($MDE \leq 20$ pour un béton de classe de résistance $f_{ck} \geq 36$ MPa (Figure 1.8(a)).

Par ailleurs, la résistance à l'usure des GN est influencée par la taille des granulats. Une diminution est observée, sauf pour la fraction 6.3/10 mm. Un tel effet n'a pas été constaté pour les GR, en raison de la présence d'une pâte de ciment recouvrant les GN, conférant une imperméabilité uniforme. De plus, les GR produisent une quantité plus importante de fines, un phénomène attribué au mortier attaché, moins résistante à l'usure que les matériaux rocheux (Figure 1.8(b)).

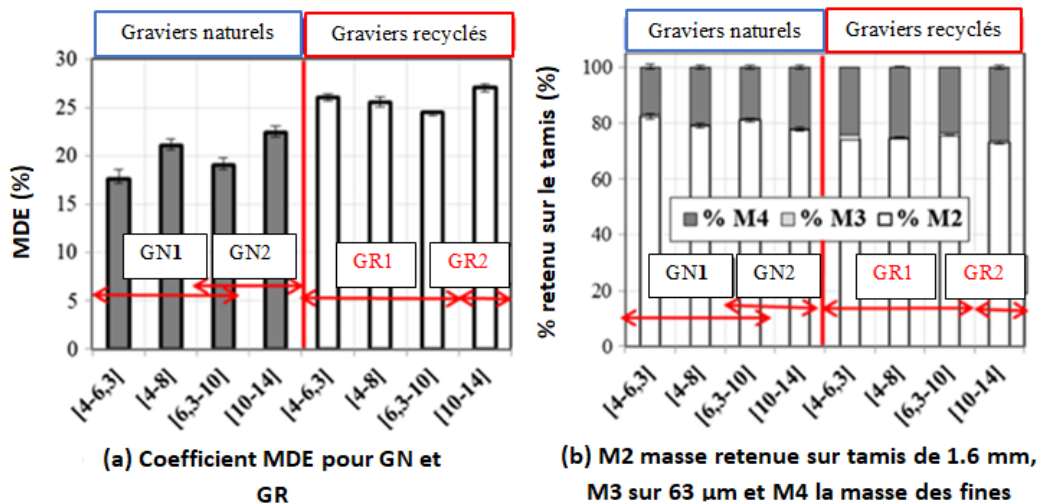


Figure 1. 8. Résultats expérimentaux d'essais Micro Deval [82].

Chapitre 2 :
Propriétés des BHP à base de
granulats recyclés

Chapitre 2 : Propriétés des BHP à base de granulats recyclés

2.1. Introduction

Dans ce chapitre, nous examinons l'utilisation des GR dans la fabrication du béton, en particulier à partir de déchets de construction. L'accent est mis sur la possibilité d'intégrer les GR dans le BHP. En s'appuyant sur des travaux antérieurs, ce chapitre présente les caractéristiques physico-mécaniques du BHP fabriqué à l'aide des GR. Par ailleurs, ce chapitre traite également la microstructure et le retrait de ce type de béton.

Le BHP est reconnu pour offrir une excellente ouvrabilité et des propriétés mécaniques supérieures à celles du béton ordinaire (BO) [83]. De nombreux types de déchets ont déjà montré leur efficacité dans la fabrication de béton ordinaire, voire de BHP. Cependant, peu d'études ont exploré l'utilisation de GR dans le BHP, en raison de leurs défauts intrinsèques. Malgré cela, leur intégration reste importante, car le BHP est de plus en plus utilisé à l'échelle mondiale. En outre, l'utilisation de GR pourrait encourager l'industrie du béton à adopter plus largement une démarche de développement durable [84].

L'utilisation de GR dans le BHP, sans une sélection rigoureuse de leur origine, une formulation adaptée ou l'utilisation d'ajouts minéraux appropriés, peut entraîner une augmentation du retrait, ainsi qu'une baisse des performances mécaniques, notamment de la résistance à la compression et du module d'élasticité [12, 85]. Comme les granulats représentent environ 75 %, il est essentiel de tenir compte des propriétés des GR, car elles influencent fortement les performances globales du BHP.

2.2. Sources des granulats recyclés pour la production de BHP

Les propriétés d'un BO dépendent en grande partie de celles de la matière première minérale utilisée. De manière analogue, les caractéristiques des GR sont étroitement liées à la nature et à la qualité des matériaux ou bétons recyclés dont ils sont issus. Il en découle que le choix des sources de GR destinés à la formulation de BHP doit faire l'objet d'une sélection rigoureuse afin de répondre aux exigences élevées de ce type de béton.

La littérature scientifique identifie le GBR comme l'une des formes les plus couramment utilisées de GR dans la fabrication du béton [83-85]. Oke et al. [86] ont souligné que les principales sources de GR sont le verre recyclé et le béton concassé provenant

d'anciens ouvrages. D'autres matériaux, comme la fibre de verre et les cendres de charbon granulées, ont aussi été testés, mais leur efficacité reste limitée.

En plus des structures démolies, les sources de GBR comprennent le béton excédentaire des chantiers et les éprouvettes broyées issues des essais en laboratoire [87]. Plus généralement, les sources possibles de GR sont :

- (a) les déchets de C&D provenant des travaux, rénovations, démolitions, déboisements ou catastrophes naturelles ;
- (b) les laitiers résiduels de la production de fer et d'acier ;
- (c) les déblais d'excavation ;
- (d) les rebuts de fabrication d'éléments préfabriqués, entre autres.

Il est impératif que les GR destinés à la fabrication de BHP soient exempts de substances nocives ou de débris. Idéalement, ils devraient provenir de sources dont l'historique est connu, comme les déchets issus de la démolition de BHP précédemment mis en œuvre.

2.3. Formes des granulats recyclés adaptés au BHP

Après la démolition des structures en béton, les GR présentent généralement des formes irrégulières et des dimensions variables. Chaque particule peut adopter une morphologie arrondie, carrée, triangulaire ou allongée [86]. Cette diversité de formes s'explique principalement par la présence de l'ancien mortier attaché à la surface des granulats, ce qui crée une distinction fondamentale entre les GR et les GN [87].

Les GR peuvent être classés en granulats fins ou grossiers et leur aptitude à être utilisés dans des BHP peut être évaluée à travers plusieurs paramètres : la masse volumique apparente, la densité relative, la valeur de MDE, la valeur de LA, le module d'élasticité, la porosité, le taux d'absorption et la teneur en humidité [88]. Par ailleurs, il a été observé que la texture relativement rugueuse de la surface des GR favorise la formation d'une ZTI plus solide avec la matrice cimentaire, ce qui contribue à améliorer la résistance en traction du béton [89]. Il a également été rapporté que des GR présentant un facteur de forme élevé sont propices à l'amélioration de la résistance mécanique du béton.

2.4. Caractérisation des granulats recyclés utilisés dans le BHP

Les caractéristiques des granulats influencent fortement les performances des bétons, en particulier dans le cas d'un BHP. L'étude de Babu et al. [90] a analysé l'influence de différentes propriétés des GR sur le comportement du BHP, notamment la friabilité, l'allongement, la masse volumique apparente et la teneur en mortier attaché. Les GR étudiés présentaient une friabilité de 15.65 %, un indice d'éclatement de 23.15 %, une masse volumique apparente de 1580 kg/m³ et une densité de 2.60. Cependant, un traitement des GR réalisé avec la machine d'abrasion Los Angeles a permis de réduire les indices de friabilité et d'éclatement, tout en augmentant la masse volumique et la densité, ce qui a significativement amélioré les performances mécaniques du BHP.

Il est important de noter que, par rapport aux GN, les GR ont généralement une densité plus faible et une absorption d'eau plus élevée. Pedro et al. [91] ont évalué plusieurs propriétés des GR destinés aux BHP, notamment l'absorption d'eau, la densité, l'indice de forme et la résistance à la fragmentation (essai Los Angeles). Les GR utilisés dans différentes formulations de BHP présentaient une densité supérieure à 2200 kg/m³ et une absorption d'eau inférieure à 7 %, conformes aux normes européennes. L'indice de forme (13.9 %) et l'usure Los Angeles (33 %) des GR étaient légèrement supérieurs à ceux des GN de référence, mais restaient acceptables pour le BHP [91]. Des caractéristiques similaires ont été rapportées par Andreu et al. [12]. Bien que les GN présentent généralement une densité plus élevée et une absorption d'eau plus faible que les GR, certains GR affichaient une absorption inférieure à 7 %, respectant ainsi les exigences des normes techniques [59]. De plus, un indice Los Angeles inférieur à 30 % a été mesuré pour certains GR, témoignant d'une bonne résistance à l'abrasion. En ce qui concerne la friabilité, les GR issus de bétons d'origine ayant une résistance comprise entre 40 MPa et 100 MPa présentaient des indices variant de 9.49 % à 16.53 %, des valeurs comparables, voire inférieures, à celles de GN dolomitiques [12].

2.5. Effet de la granulométrie des GR sur les performances du BHP

La taille et la forme des GR dépendent principalement du type d'équipement de concassage utilisé et du nombre d'étapes de traitement dans l'unité de recyclage. En général, la production de GR se fait en deux étapes : le concassage primaire réalisé avec des concasseurs à mâchoires puis le concassage secondaire, effectué avec des concasseurs à cône ou à percussion. L'enchaînement de ces deux étapes permet de réduire davantage la taille des déchets C&D et d'obtenir des granulats aux formes plus régulières [91-94].

L'effet de la granulométrie des GR sur les performances du BHP n'a pas encore été largement exploré dans les études. La plupart des recherches se contentent de décrire la taille des granulats utilisés uniquement dans leurs essais. Toutefois, les données disponibles montrent que les GR employés dans le BHP présentent généralement une granulométrie comprise entre 2 mm et 12.5 mm, ce qui est comparable à celle des GN utilisés dont la taille nominale est souvent de 10 mm [12]. Par ailleurs, les GR ont tendance à avoir un facteur de forme plus élevé, ce qui favorise la résistance mécanique du béton. Une bonne répartition granulométrique permet aussi de réduire la quantité de ciment nécessaire pour atteindre la résistance voulue, tout en améliorant la résistance à la traction [89].

Un BHP a été formulé en utilisant des BGR de différentes fractions granulométriques : 2–4 mm (163.7 kg/m^3), 4–8 mm (327.3 kg/m^3) et 8–16 mm (654.7 kg/m^3), avec l'ajout de fumée de silice comme addition minérale. Ce béton a atteint des résistances à la compression de 49.6 MPa à 28 jours et 55.4 MPa à 90 jours [85]. Il a également été observé que la taille des particules influence les propriétés physiques des BGR. Les granulats de taille 10–20 mm présentent une densité relative saturée de 2410 kg/m^3 et une masse volumique apparente de 1210 kg/m^3 , des valeurs supérieures à celles des granulats de 5–10 mm, qui atteignent respectivement 2400 kg/m^3 et 1170 kg/m^3 . Par ailleurs, la quantité de mortier attaché aux particules est moindre pour les granulats de plus grande taille (9.3 % contre 11.5 % pour les plus petits).

D'autre part, Tijani et al. [95] ont utilisé des BGR bien classés, avec un bon coefficient d'uniformité de 2.3, composés principalement de particules comprises entre 2.36 mm et 10 mm. Le tamis de 5 mm a retenu 66.6 % de l'échantillon, ce qui indique que ces granulats respectent les critères granulométriques définis pour les granulats à taille unique.

2.6. Impact des granulats recyclés sur la maniabilité du BHP

La maniabilité du béton, en particulier celle du BHP suscite une attention croissante. En effet, la maniabilité peut influencer le transport, le pompage, la mise en place, voire les propriétés du béton durci. Il est donc essentiel d'étudier la maniabilité du BGR pour une utilisation dans les BHP. Cependant, comparativement aux propriétés mécaniques du béton recyclé, les recherches approfondies sur l'influence des caractéristiques des GR sur les propriétés à l'état frais demeurent limitées.

Silva et al. [96] ont analysé comment les propriétés du béton recyclé à l'état frais sont influencées par les caractéristiques des GR, notamment l'absorption d'eau, leur état d'humidité et leur teneur en impuretés. Ils ont constaté que les GR possèdent une forte absorption d'eau, ce qui a un impact négatif sur la maniabilité du béton frais. En effet, une partie d'eau destinée à assurer l'ouvrabilité du mélange est absorbée par les granulats, entraînant un béton ferme et difficile à mettre en œuvre.

Le taux d'absorption d'eau dépend de la taille des GR et de leur capacité d'absorption d'eau. Silva et al. [24] ont constaté que plus les particules sont de petite taille et poreuses, plus le taux d'absorption est faible. De plus, ils ont montré que certains granulats recyclés présentent une forte angularité et une surface rugueuse, ce qui accroît la friction intergranulaire et réduit la maniabilité du BGR [24].

Plusieurs solutions ont été proposées pour minimiser l'effet néfaste des GR sur l'ouvrabilité des BGR et empêcher l'absorption d'eau par les GR. Lavado et al. [97] et Etxeberria et al. [98] ont utilisé la méthode de compensation d'eau en ajoutant 80 % de l'eau totale absorbée par les GR comme une quantité d'eau supplémentaire à l'eau de malaxage, pour tenir compte de l'absorption des GR. D'autres chercheurs [98, 99] ont proposé la présaturation des granulats recyclés avant leur utilisation dans le malaxage. Silva et al. [96] ont recommandé l'utilisation de superplastifiant. Li et Zhou [100] ont suggéré le revêtement des GR par une poudre pouzzolanique, et enfin la méthode de malaxage en deux étapes proposée par Tam et al. [101].

Toutefois, des recherches ont révélé que le remplacement total des GN par des GR pouvait réduire l'affaissement d'environ 40 % [56, 57, 102, 103]. Les GR présentent une porosité plus élevée que celle des GN, ce qui démontre qu'une augmentation du rapport eau/ciment est nécessaire pour atteindre la maniabilité requise lors de la production du béton [104].

Lavado et al. [97] ont montré que l'incorporation de GR entraînait une perte de maniabilité du béton, quel que soit le rapport eau/ciment utilisé, comme l'illustre la figure 2.1. Ce comportement est principalement attribué à plusieurs facteurs liés aux caractéristiques des GR : forme (moins sphérique), granulométrie, ainsi que la texture de surface plus rugueuse, qui favorise l'absorption partielle de l'eau de gâchage et du superplastifiant [97, 105, 106].

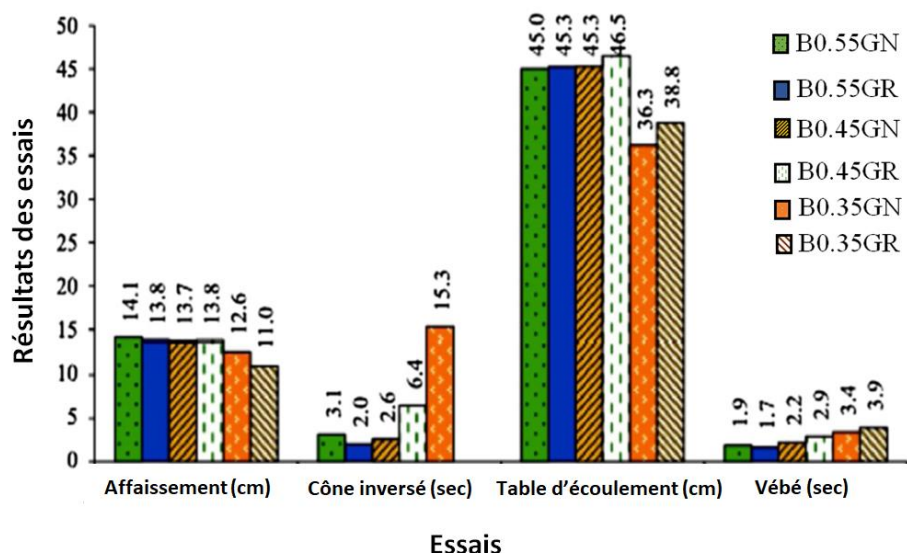


Figure 2. 1. Essais frais de mélanges avec différents E/C et types de granulats [97].

2.7. Effets de granulat recyclé sur la densité et l'absorption d'eau du BHP

Des recherches [22, 70, 78, 107] ont montré que la densité des GR, à l'état sec à l'air et à l'état saturé, se stabilise respectivement à 2158 kg/m³ et 2323 kg/m³. En comparaison, les densités correspondantes des GN sont de 2470 kg/m³ et 2505 kg/m³, soit des valeurs supérieures de 12.6 % et 7.3 % par rapport aux GR. Le tableau 2.1 présente la masse volumique apparente et l'absorption d'eau des GR. Cette différence s'explique notamment par la présence, en surface des GR, d'un mortier attaché, plus poreux et moins dense, ce qui contribue à la diminution de la masse volumique du BHP élaboré avec des GR.

Tableau 2. 1. Résultats de la densité des particules et de l'absorption d'eau [108].

	Sable	Granulat naturel	Granulat recyclé grossier
Densité sèche au four (kg/m ³)	2208	2470	2158
Densité des particules (surface saturée sèche) (kg/m ³)	2445	2505	2323
Absorption d'eau (%)	10.73	1.42	7.65

Borg et al. [109] ont constaté que la densité de GR mixte et de granulat mixte carbonaté oscillait entre 2090 kg/m³ et 2670 kg/m³, contre 2660 kg/m³ pour le GN. Toutefois, Tang et al. [110] ont comparé la densité du béton produit avec des GR de calibre nominal 10 mm à celle du béton fabriqué avec des GN de même taille. Leurs résultats ont montré que la densité du béton à base de GR est inférieure à celle du béton contenant des GN. Ces conclusions sont également en accord avec celles de Tayeh et al. [89], comme le montre le tableau 2.1.

Des études [94, 109, 110] ont démontré que les GR absorbent plus d'eau que les GN. Tang et al. [110] ont constaté que le béton fabriqué à partir de granite concassé et de GR présente une capacité d'absorption d'eau de 1.15 % et 7.75 % respectivement. Cette augmentation de l'absorption est attribuée à la présence de mortier attaché associé aux GR.

Nakhi et al. [111] ont également observé que l'absorption d'eau et le taux d'humidité augmentent lorsque la proportion de GN est remplacée par des GR. Cette augmentation est attribuée à la croissance du nombre de vides dans le mélange, ce qui affaiblit l'adhérence entre les particules de ciment et les GR. Selon cette étude, l'élévation de l'absorption d'eau est également liée à l'augmentation de la taille des GR.

À l'inverse, Sosa et al. [112] ont observé que l'absorption d'eau augmente avec la proportion de particules fines, inférieures à 75 μm . Cette tendance s'explique par la présence d'une plus grande quantité de pâte dans cette fraction, comparée aux particules plus grosses. Ils ont aussi montré que la qualité de la pâte adhérant aux GR influence davantage leur absorption d'eau que celle de la pâte elle-même. Les auteurs recommandent d'utiliser les GR en état saturé en surface sèche, surtout lorsque des adjuvants comme les réducteurs d'eau sont ajoutés, afin de préserver la consistance du BHP [112].

2.8. Microstructure de BHP avec granulats recyclés

Des études antérieures [113-115] ont démontré qu'une élévation de la température de durcissement accélère le processus d'hydratation du ciment. Cela entraîne une production accrue de produits d'hydratation au cours des premières étapes du durcissement, ce qui conduit à une microstructure du BHP plus dense. Cette densification de la microstructure favorise également une amélioration significative de la résistance du béton dès les premières phases de durcissement. Ce phénomène est principalement dû à la rapidité avec laquelle les réactions chimiques se produisent à des températures plus élevées, permettant une meilleure liaison entre les particules de ciment et une optimisation de la structure interne du matériau.

Xu et al. [16] ont étudié l'impact des granulats de céramique recyclés sur le durcissement du BHP. Le granulats grossier du BHP est partiellement remplacé par des GCR à des taux de 10 %, 20 % et 30 %, à différentes températures de durcissement (20 °C, 40 °C et 60 °C). Ils ont constaté que l'ajout de ces granulats, en tant que matériau de durcissement interne, permet de réduire les microfissures internes du BHP à toutes les températures de durcissement étudiées. Cependant, ils ont observé une augmentation du nombre de microfissures à des températures de durcissement plus élevées.

L'augmentation de la densité des BHP contenant des GR est due à la libération d'eau supplémentaire par ces granulats qui étaient préalablement saturés. Cette eau favorise la création d'une pâte cimentaire plus compacte en améliorant le degré d'hydratation, ce qui facilite une augmentation du remplissage des pores par les produits d'hydratation [116, 117]. Les BHP contenant des superplastifiants jouent un rôle d'optimisation de la microstructure, favorisant ainsi l'amélioration de la qualité de la ZTI. Cette amélioration se traduit par une diminution de la porosité au sein de la microstructure du BHP [90, 118, 119], comme l'illustre la figure 2.2.

Cette amélioration des performances s'explique par une meilleure adhérence à l'interface entre la pâte de ciment et les granulats, favorisant la formation de zones d'ancrage qui permettent une hydratation plus complète et plus homogène du ciment.

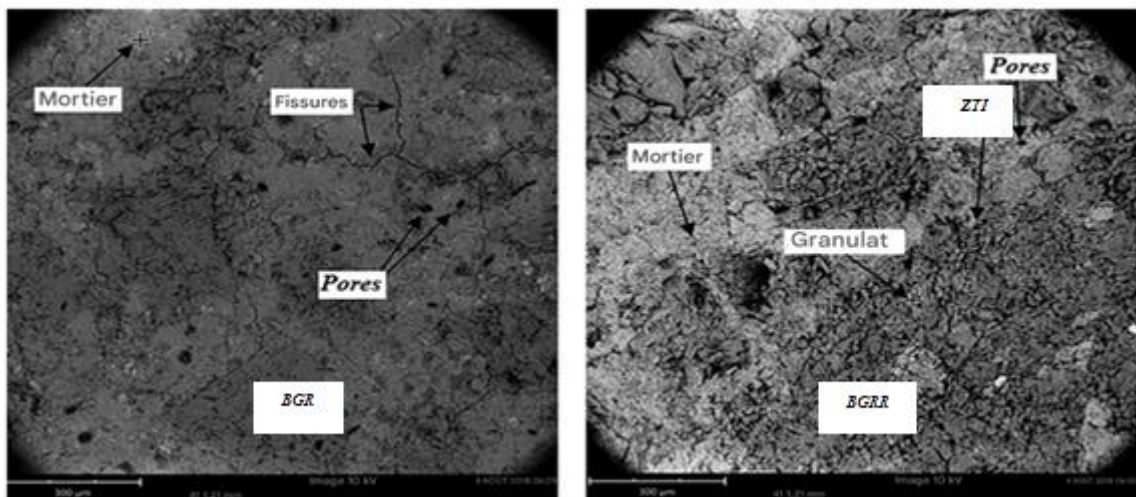


Figure 2. 2. Images MEB de BGR et BGRR. BGR : béton avec granulats recyclés ; BGRR : béton avec granulats recyclés réutilisés [118].

2.9. Effets de GR sur les performances mécaniques des BHP

Les propriétés des granulats ont un impact majeur sur les performances mécaniques des BHP. Parmi les propriétés influençant le comportement des GR-figurent leur forme, leur angularité et leur granulométrie [120-123]. Par ailleurs, la rugosité des GR joue un rôle essentiel en favorisant le développement d'une ZTI plus résistante avec la matrice cimentaire, ce qui contribue à améliorer la performance mécanique du béton. Plusieurs études [90, 91, 124-126] ont démontré qu'un facteur de forme élevé des granulats recyclés (GR) contribue à améliorer la résistance mécanique du béton. Ainsi, l'utilisation de GR, couplée à un ajustement adéquat de la granulométrie, permet de diminuer la teneur en ciment nécessaire

pour atteindre une résistance mécanique visée, tout en améliorant la résistance à la traction du béton [56, 86, 127, 128].

Les bétons contenant 100 % de GR issus de BHP ou 50 % de GR de qualité inférieure (jusqu'à 40 MPa) offrent des performances mécaniques comparables, voire supérieures, à celles des bétons avec GN. Ces résultats montrent que ces GR peuvent être intégrés efficacement dans la fabrication de BHP [14].

2.9.1. Résistance à la compression

Buddhe et al. [129] ont constaté que le BHP contenant des GR présente une résistance à la compression supérieure à celle du BHP à base de GN. Afroughsabet et al. [9] ont rapporté que les mélanges contenant 50 % de GR (GR80-50) et 100 % de GR (GR80-100) issus d'un béton d'origine de 80 MPa présentent des résistances à la compression supérieures de 3 % et 1 % respectivement, par rapport au béton à GN.

Cette amélioration est attribuée à plusieurs facteurs identifiés par Tayeh et al. [89] à savoir : (1) les propriétés physiques des GR favorisent une hydratation précoce, (2) la surface rugueuse des GR améliore l'adhérence entre les granulats et la pâte, (3) la conductivité accrue liée à une surface de contact plus importante entre les GR et le mortier, ce qui engendre une ZTI plus volumineuse et épaisse que celle des GN [130], et (4) l'ancienne pâte de ciment, qui avait la même résistance que la nouvelle matrice de mortier [14, 131].

Afroughsabet et al. [9] ont montré que la résistance à la compression des bétons avec 50 % et 100 % de GR représente respectivement 95 % et 91 % de celle du béton avec GN. En revanche, Adessina et al. [131] ont trouvé que la résistance à la compression diminue de 14 % pour le béton avec 60 % de GR et de 16 % pour le béton avec 100 % de GR à 28 jours, par rapport au béton GN.

Les GR contribuent à l'amélioration de la résistance à la compression du béton pour les raisons suivantes :

a) Amélioration de la résistance au début de l'hydratation

Les GR favorisent l'hydratation initiale du BHP grâce à leurs propriétés physiques. Toutefois, en raison du faible rapport eau/liant, l'hydratation ralentit à long terme, limitant les gains de résistance après 14 jours [83, 85, 127, 132, 133].

b) Haute rugosité de surface des granulats recyclés

Plusieurs études [127, 134, 135] ont établi un lien entre l'augmentation de la résistance du béton et la rugosité de surface des GR.

c) Conductivité hydraulique (perméabilité) du béton

La conductivité hydraulique du béton dépend de la géométrie et des propriétés de la ZTI, du mortier et des granulats [136]. Les GR présentent une plus grande surface de contact avec le mortier, ce qui augmente le volume et l'épaisseur de la ZTI. Cette particularité influence la perméabilité, notamment pour des teneurs élevées en GR [130], comme illustré dans la figure 2.3.

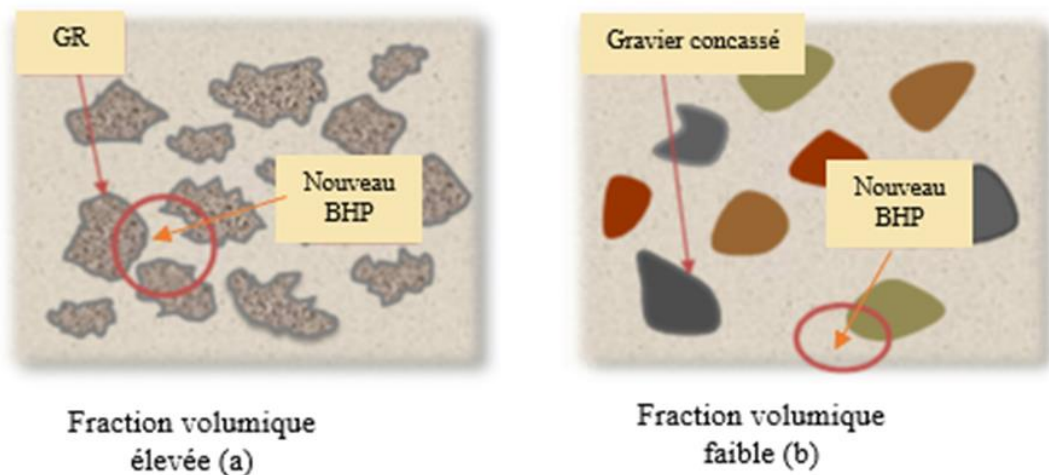


Figure 2. 3. Différence d'emboîtement entre le ciment et (a) GR (b) Gravier concassé [89].

d) Effet de la température de cure sur la résistance du BHP

Wang et al. [137] ont étudié l'effet de la température de cure sur la résistance du BHP. À 28 jours, une température de cure constante de 75 °C augmente la résistance à la compression de 29 % par rapport à une cure à 20 °C, et de 17.8 % sous température variable de 75 °C. Cette amélioration est due à l'accélération de l'hydratation, qui densifie la microstructure de la matrice (Figure 2.4).

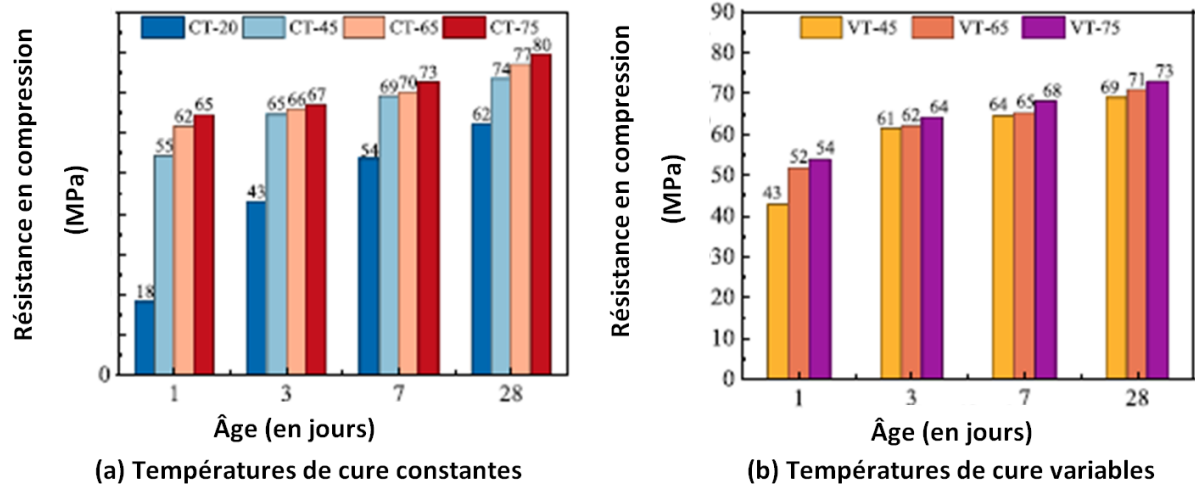


Figure 2. 4. Résistance à la compression des BHP sous différentes températures [137].

2.9.2. Résistance à la traction par flexion

Des études [12, 98, 134, 138] ont indiqué que les BHP préparés avec des GR ont atteint des valeurs de résistance en flexion supérieures ou similaires à celles des BHP fabriqués avec des GN.

2.9.3. Résistance à la traction par fendage

La résistance à la traction par fendage a connu une augmentation approximative de 11 % et 9.9 % respectivement pour des substitutions de 20 % et 50 % de GR [12, 98, 134]. Les mélanges de BHP contenant 100 % de GR ont présenté des résistances à la traction pratiquement identiques à celles du béton témoin. L'utilisation de 100 % de GR n'affecte pas significativement la résistance à la traction, ce qui corrobore l'hypothèse selon laquelle les surfaces rugueuses des GR favorisent une bonne interaction avec la pâte cimentaire. Cette amélioration de résistance peut être attribuée à une meilleure qualité de la ZTI ainsi qu'à la bonne qualité des GR [98, 132, 139, 140].

2.9.4. Module d'élasticité

L'augmentation de la teneur en GR dans le mélange s'accompagne d'une diminution du module d'élasticité [109, 141, 142], comme le montre les figures 2.5 et 2.6. Ces figures illustrent clairement une relation linéaire négative entre la proportion de GR et le module d'élasticité, quelle que soit la composition du mélange (GRM ou GRJ) et la présence ou non de MgO (Figure 2.10).

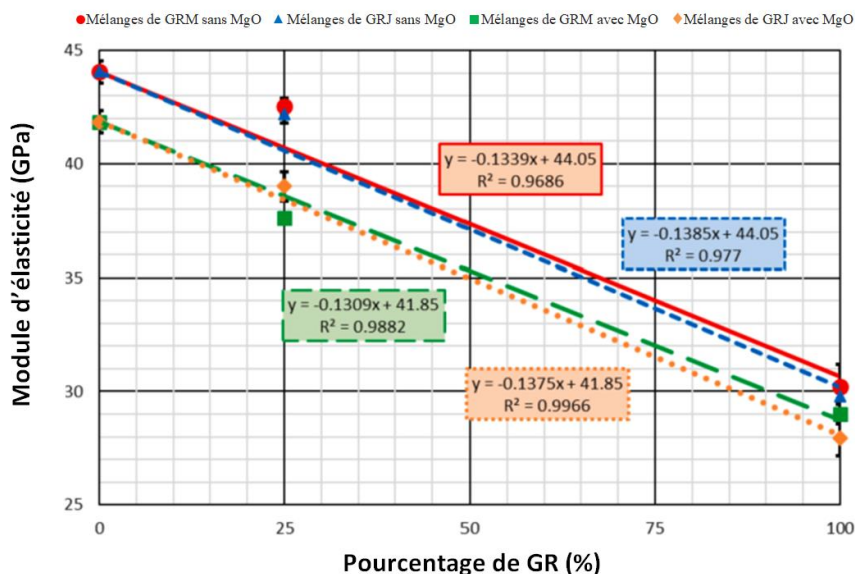


Figure 2. 5. Variation du module d'élasticité des BHP [141].

GRM : Granulat recyclé mature GRJ : Granulat recyclé jeune

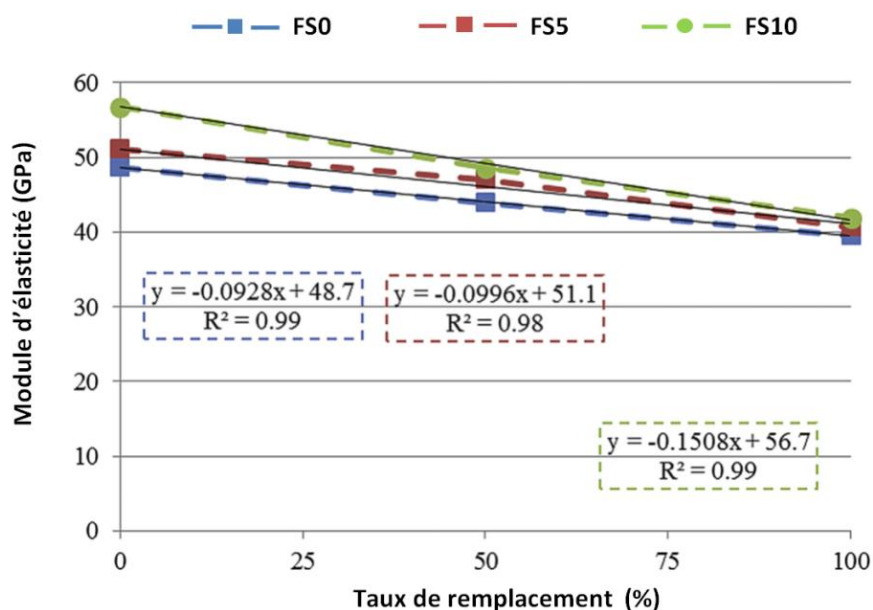


Figure 2. 6. Module d'élasticité en fonction du taux de remplacement des granulats [142].

Comparativement au béton normal, une diminution du module d'élasticité de 5 % et 9 % a été observée pour 50% et 100% de GR, respectivement [33]. Pour leur part, Ajdukiewicz et al. [85] ont observé une diminution du module d'élasticité comprise entre 20 % et 30 %, pour des taux de substitution en GR variant de 20 % à 100 %. Cette diminution du module d'élasticité est attribuée aux GR, dont la rigidité inférieure à celle des GN, affectant ainsi négativement le comportement élastique du matériau [143].

Le tableau 2.2 présente une synthèse des résultats issus de différentes études portant sur les performances mécaniques du BHP. Il met en évidence l'évolution de la résistance à la compression, de la résistance en traction par fendage, de la résistance à la flexion ainsi que du module d'élasticité, en fonction du taux de substitution des GR. Cette compilation permet d'illustrer l'impact du remplacement partiel ou total des granulats naturels par des GR sur le comportement mécanique global du BHP.

Tableau 2. 2 : Synthèse des études antérieures sur les performances mécaniques des BHP avec GR à 28 jpurs.

Auteur	Taux de GR (%)	Résistances du BHP-GR (MPa)			Module d'élasticité E_C (GPa)
		Compression	Fendage	Flexion	
Andreu et al. [12]	0	102	5.13	6.47	50.41
	20	102	6.32	7.98	47.79
	50	103	5.10	6.80	44.28
	100	100	5.88	6.33	40.09
Andreu et al. [14]	0	100	-	-	50.41
	20	104	-	-	47.79
	50	102	-	-	44.28
	100	91	-	-	40.09
Pedro et al. [91]	0	83	5.29	-	51.7
	50	79.6	4.19	-	41.8
	100	80.6	4.44	-	44.9
Pedro et al. [142]	0	102	5.33	-	56.7
	50	99	4.18	-	48.6
	100	100.4	4.36	-	53.8
Pedro et al. [117]	0	102	-	-	-
	100	97.3	-	-	-
Sadek et al. [144]	0	56	-	-	-
	25	55.4	-	-	-

2.10. Evaluation du retrait du BHP incorporant des granulats recyclés

Dans le langage technique, le terme "retrait" désigne couramment la "déformation due au retrait". Bien que ce phénomène physique soit tridimensionnel, il est souvent simplifié en une déformation uniaxiale. Cette approche reflète son impact dominant sur les éléments allongés comme les poutres ou les dalle [145].

Le retrait du béton se manifeste en deux phases principales : une phase précoce et une phase ultérieure. La phase précoce correspond aux premières 24 heures, période durant laquelle le béton est en cours de prise et amorce son durcissement. La phase ultérieure commence après ce délai initial de 24 heures. A ces deux étapes, plusieurs types de retrait peuvent se produire : le retrait endogène, le retrait de séchage et le retrait thermique. Parmi ces phénomènes physiques, il a été constaté que le retrait endogène provoque les plus importantes variations de volume dans les BHP dès les premiers âges, en comparaison aux autres types de retrait [146, 147].

2.10.1. Retrait endogène du béton à hautes performances

Le retrait endogène désigne la diminution de volume du béton en milieu scellé et isotherme, causée par l'hydratation du ciment qui consomme l'humidité interne. Ce phénomène résulte de la dépression capillaire générée lors de la formation des hydrates de silicate de calcium (C-S-H). Il est particulièrement prononcé dans les BHP, en raison de leur faible rapport eau/liant et de leur forte teneur en liant, ce qui accentue l'auto-dessiccation et les contraintes internes [148].

Certaines études [149, 150] ont montré que le retrait endogène du béton à GR est réduit de 65 à 80 % par rapport au béton à GN. Cette réduction est principalement due à l'effet de cure interne des GR, fortement lié à leurs propriétés [14, 151]. L'utilisation de GR issus de déchets C&D, tels que la céramique ou la maçonnerie, permet de réduire de manière significative le retrait endogène [148, 152-154].

Les BHP, caractérisés par un faible rapport eau/liant, présentent généralement un retrait endogène important [150]. Cependant, l'utilisation de GR a un effet bénéfique sur le retrait endogène des BGR. Par exemple, l'emploi de 100 % de GR a permis de réduire le retrait endogène d'un BHP d'environ 20 % à 90 jours par rapport au BHP témoin [18].

Revilla-Guesta et al. [155] ont montré que la maturité des GR influence fortement le retrait des BHP. L'ajout de 100 % de GR a permis de réduire le retrait endogène d'environ

20 %, grâce à leur plus grande capacité d'absorption d'eau comparée aux GN, comme l'illustre la figure 2.7.

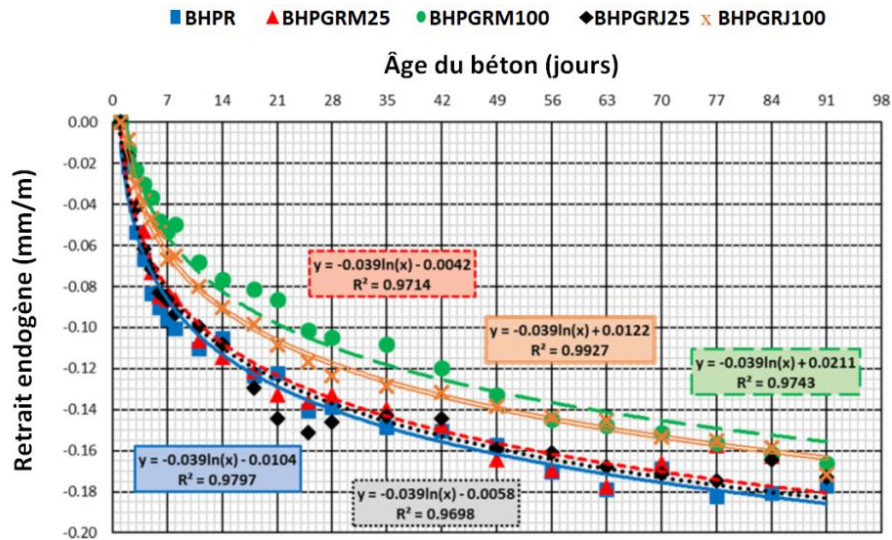


Figure 2. 7. Retrait endogène des mélanges [155].

Gonzalez-Corominas et al. [14] ont rapporté que le retrait endogène des bétons diminue à mesure que la qualité des GR se dégrade et que leur taux d'incorporation augmente, comme le montre la figure 2.8.

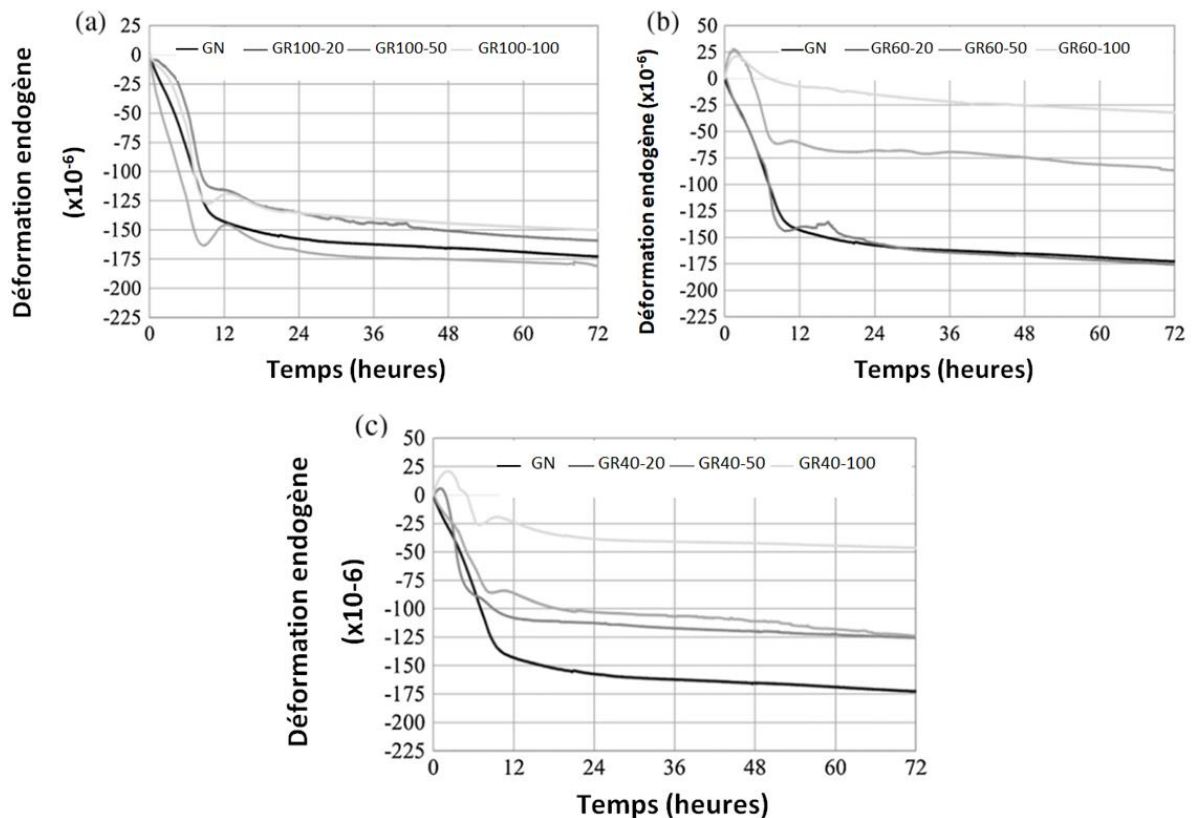


Figure 2. 8. Retrait endogène du béton à granulats naturels et à granulats recyclés [14].

Wang et al. [21] ont rapporté que le remplacement de 50 % des GN par des GR a permis de réduire le retrait endogène des bétons (GR-S42) de 21.5 %, 27.6 % et 31.3 % pour des rapports E/C de 0.30, 0.45 et 0.60, respectivement. Pour le taux de substitution à 100 % de GR, les réductions observées atteignent 56.3 %, 51.2% et 41.8% pour les mêmes rapports E/C, comme le témoigne la figure 2.9.

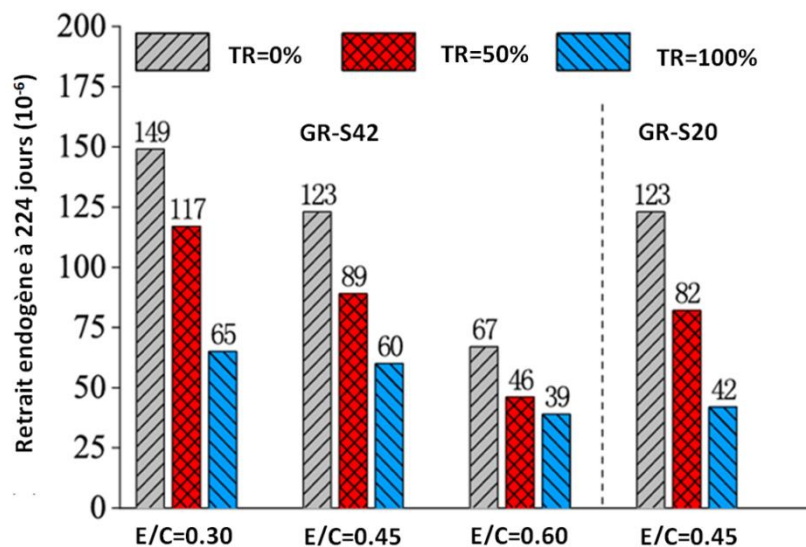


Figure 2. 9. Influence du taux de GR sur le retrait endogène du béton [21].

GR-S20 : GR d'un béton parent de 20 ans d'âge GR-S42 : GR d'un béton parent de 42 ans d'âge

Cette diminution du retrait endogène des bétons à base de GR est attribuée à leur forte porosité et à leur capacité d'absorption d'eau. Les GR emmagasinent de l'eau pendant le malaxage, qu'ils restituent ensuite lentement au béton. Ce mécanisme permet d'atténuer l'effet d'auto-dessiccation [150, 156].

Par ailleurs, Wang et al. [137] ont montré que le retrait endogène du BHP augmente significativement avec la température. Par rapport à 20 °C, il s'élève de 50.5 %, 64.8 % et 73.0 % à 45 °C, 65 °C et 75 °C, respectivement. Cette hausse est principalement due à l'accélération de l'hydratation du ciment et à la réduction de l'humidité interne.

2.10.2. *Retrait de séchage du béton à hautes performances*

Le retrait de séchage survient lorsque l'eau libre présente dans les pores capillaires s'évapore sous l'effet d'un environnement à faible humidité relative. Cette évaporation induit un gradient hygrométrique, provoquant un transfert d'eau des gels C-S-H vers les pores

capillaires, d'où elle finit par s'échapper [14]. Ce phénomène engendre des contraintes internes, une perte de masse, et conduit à une réduction du volume global du béton.

Le retrait de séchage est l'un des aspects les plus complexes et demeure encore insuffisamment compris, en particulier dans le cas des BHP contenant des GR.

Le retrait de séchage du béton à base de GR est fortement influencé par les propriétés de du mortier attaché [157]. Ce mortier augmente leur porosité, notamment en raison de pores inférieurs à 30 nm [158], ce qui explique pourquoi leur utilisation accroît le retrait de séchage du BGR du point de vue de la structure poreuse.

Par ailleurs, le mortier attaché accroît le volume total de la pâte cimentaire, élément principal responsable du retrait [159, 160]. Étant donné que les GR présentent généralement un module d'élasticité inférieur à celui des GN, ils diminuent la rigidité globale du béton, ce qui entraîne un retrait de séchage plus important [149, 161]. Plusieurs facteurs influencent les propriétés des GR, tels que le taux d'humidité, la composition, ainsi que le degré de maturité du béton d'origine. Ces paramètres ont un impact direct sur les performances mécaniques du béton recyclé, en particulier sur son comportement au retrait de séchage [149].

Bravo et al. [162] ont observé que la composition des GR influence davantage le retrait de séchage des BGR. De plus, les sources des GR provenant d'un béton parent avec différentes propriétés mécaniques (âges de durcissement, rapports eau/liant, etc.) ont un grand effet sur les propriétés du mortier attaché, ce qui influence la variation du retrait de séchage du BGR. En général, le BGR préparé avec des GR provenant de béton parent à haute résistance ou avec un rapport E/L plus faible présente un retrait de séchage faible, comparé au BGR préparé avec des GR provenant de béton parent de faible résistance ou avec un rapport E/L plus élevé [17, 41, 163, 164].

Silva et al. [165] ont constaté que le retrait de séchage du béton à base de GR est plus prononcé que celui du béton fabriqué avec des GN. Yang et al. [166] ont observé que lorsque le taux de substitution des GN par des GR est faible, ne dépassant pas 30 %, les valeurs de retrait de séchage sont comparables à celles des bétons à base de GN. Par ailleurs, les BHP intégrant des GR, quel que soit leur pourcentage d'incorporation, subissent un retrait de séchage plus important que ceux produits exclusivement avec des GN [17, 85, 167].

Gonzalez et Etxeberria [14] ont observé que les bétons GR60 et GR40 (GR de faible qualité) entraînent une augmentation significative du retrait de séchage, respectivement de 50 % à 113 % et de 57 % à 172 % (Figures 2.10(b) et (c)), alors que l'utilisation de GR de

bonne qualité (GR100) conduit à une augmentation de 55 % par rapport au BGN (Figure 2.10 (a)). Ils ont rapporté que le retrait de séchage des bétons GR40, quels que soient les taux d'incorporation (20 %, 50 %, ou 100 %), est plus élevé que celui observé pour les bétons à base de GR60 et GR100. Cela suggère que la qualité des GR, en particulier ceux de type GR40, joue un rôle déterminant, probablement en raison d'une plus grande porosité ou d'une proportion plus importante de mortier attaché, comme le montre la figure 2.10.

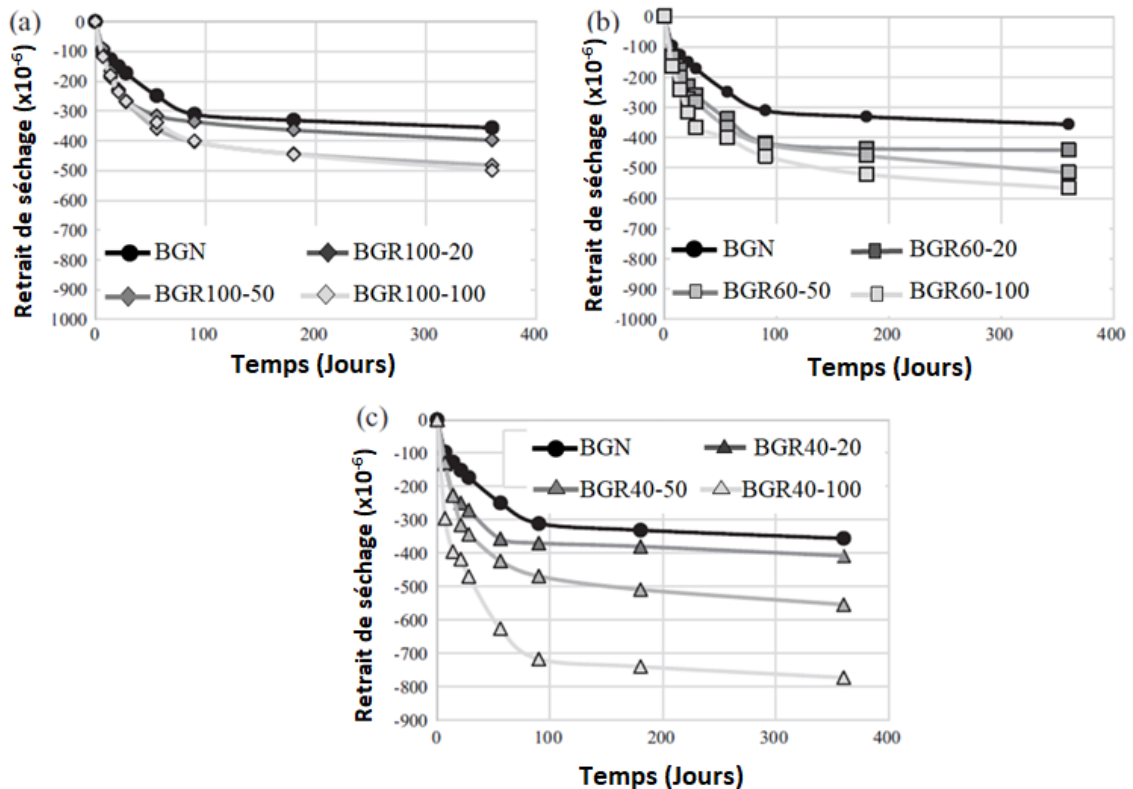


Figure 2. 10. Retrait de séchage du béton à granulats naturels et des bétons à granulats recyclés contenant respectivement (a) GR100, (b) GR60 et (c) GR40 [14].

Revilla-Guesta et al. [155] ont montré que le retrait de séchage des BHP contenant des GR augmente de 10 à 20 % par rapport à celui du BHP de référence, comme le montre la figure 2.11.

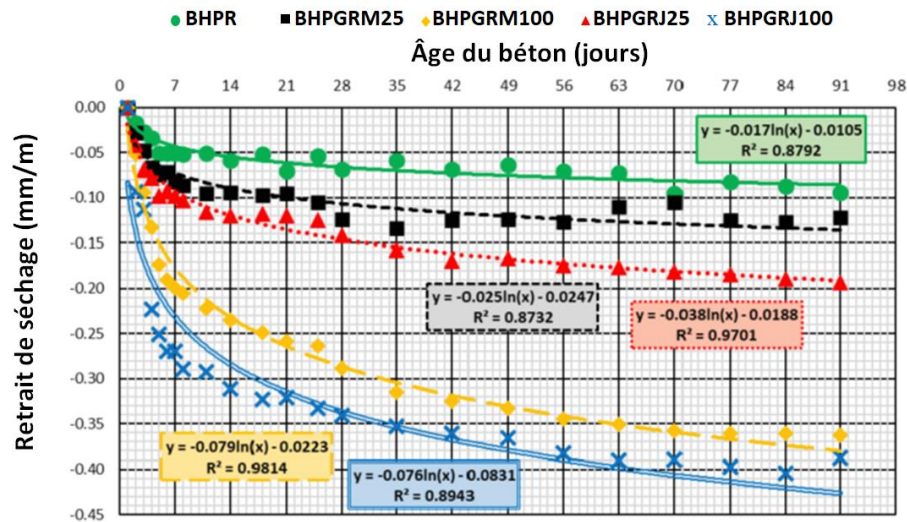


Figure 2. 11. Retrait de séchage des mélanges [155].

Le contenu en GR dans le béton à GR est l'un des principaux facteurs influençant la variation du retrait de séchage de ce béton, car il détermine la quantité de mortier attaché aux GRs [149]. À mesure que la proportion de GR augmente, le retrait de séchage du BGR augmente progressivement [149].

Lorsque le taux de GR grossier remplaçant le GN varie de 65 % à 100 %, le retrait de séchage du BGR augmente de 20 % à 75 % par rapport au BGN à 180 jours, [168, 169].

D'autre part, Domingo et al. [170] ont observé que le BGR contenant 20 % de GR présentait un retrait de séchage similaire à celui du BGN au jeune âge. En revanche, le retrait de séchage du BGR contenant 50 % de GR augmentait de 20 %, tandis que celui du BGR avec 100 % de GR augmentait de 70 % après 180 jours.

Selon Limbachiya et al. [159], lorsque la proportion de GR est inférieure à 30 %, son utilisation pour remplacer le GN n'a pas un impact significatif sur le retrait de séchage du BGR. En revanche, lorsque le contenu en GR dépasse 30 %, le retrait de séchage du BGR augmente de manière significative avec l'augmentation de la proportion de GR.

2.10.3 Retrait total du béton à hautes performances

Le retrait total du béton résulte de la combinaison de deux phénomènes principaux : retrait endogène et retrait de séchage.

Revilla-Guesta et al. [155] ont montré que l'incorporation de GR augmente le retrait total du béton, car l'accroissement du retrait de séchage compense largement la réduction du

retrait endogène. L'utilisation de nouveaux GR accentue davantage ce phénomène, bien que l'hydratation continue du ciment résiduel dans les GR atténue partiellement leur retrait propre et compense la baisse de rigidité du BHP. Cette contribution du ciment résiduel permet de limiter l'effet des GR sur le retrait total. Ainsi, le retrait total des mélanges avec GR jeunes peut être estimé en additionnant celui du BHP contenant des GR matures et une fraction du retrait du béton parent, pondérée par le pourcentage de GR ajoutés (Figure 2.12).

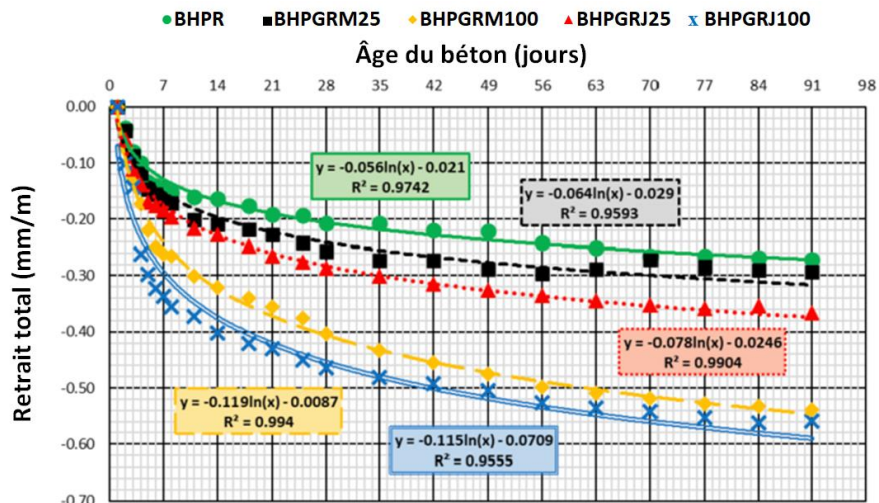


Figure 2. 12. Retrait total des mélanges à base de GR [155].

Adessina et al. [131] ont constaté que le béton B-100 (100% de GR) présente un retrait endogène inférieur à celui du béton B60 (60 % de GR), en raison de sa teneur plus élevée en GR. En revanche, le retrait de séchage du béton B-100 est plus prononcé, du fait de sa porosité plus importante par rapport à celle du B60. Ainsi, le béton B60 présente un retrait total légèrement inférieur à celui du béton B100, comme le montrent la figure 2.13.

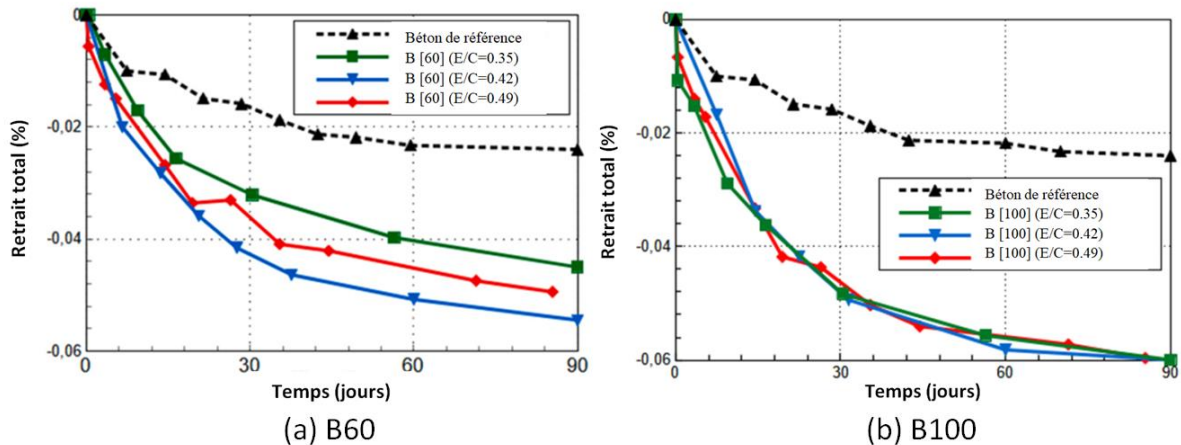


Figure 2. 13. Retrait total du béton pour différents rapports eau/ciment [131].

2.11. Domaines d'application des BHP avec GR

L'intégration des GR dans le BHP a suscité un intérêt croissant au cours des dernières décennies vu leur capacité à diminuer l'empreinte environnementale de la production du béton tout en conservant ou en améliorant les performances mécaniques et structurelles des matériaux. Plusieurs domaines d'application ont ainsi été identifiés à travers la littérature scientifique, mettant en lumière le potentiel du BHP à base de GR dans différents contextes d'ingénierie.

Ouvrages d'art : Les ponts étant fréquemment exposés à des environnements agressifs, leur durabilité et leur résistance mécanique sont des critères essentiels. Le recours au BHP pour ce type d'ouvrages s'est largement répandu entre 1967 et 1990 dans des pays tels que la France, le Japon, la Norvège et les États-Unis. Les portées de ces structures variaient entre 24 m et 425 m, avec des résistances à la compression comprises entre 30 MPa et 79 MPa [171].

Bâtiments de grande hauteur : Depuis 1965, le BHP a été largement utilisé pour la construction de gratte-ciels, notamment à Chicago, New York et Seattle. Ces bâtiments comportaient entre 15 et 79 étages et les bétons utilisés présentaient des résistances à la compression allant de 45 MPa à 115 MPa [171], répondant ainsi aux exigences de performance et de sécurité structurale dans le contexte urbain.

Infrastructures maritimes : Les structures extracôtières réalisées entre 1973 et 1999 ont démontré la viabilité du BHP dans des environnements marins particulièrement agressifs. Ces ouvrages affichaient des hauteurs variant de 16 m à 350 m, avec des résistances à la compression de l'ordre de 40 à 80 MPa [172]. La durabilité à long terme et la tenue mécanique du béton face aux attaques physico-chimiques marines y sont essentielles.

Constructions en zones froides : Le BHP intégrant des GR s'avère également pertinent pour les environnements soumis à des températures extrêmes. Il est notamment recommandé pour les régions froides, conformément aux travaux de Haitao et al. [173], qui soulignent ses performances satisfaisantes face aux cycles de gel/dégel.

Considérations environnementales : L'emploi des GR dans le BHP représente une alternative durable aux matériaux conventionnels, permettant une réduction notable de l'impact écologique lié à l'industrie du béton. Néanmoins, l'incorporation de GR peut affecter certaines propriétés à l'état frais ainsi que les caractéristiques physiques du béton. L'ajout d'ajouts minéraux s'est révélé être une solution efficace pour atténuer ces effets. De façon

globale, l'intégration des GR dans les formulations de BHP s'inscrit dans une dynamique de construction éco responsable et d'économie circulaire.

2.12. Conclusion

L'analyse approfondie de la littérature scientifique met en évidence le rôle essentiel des propriétés des GR sur les performances du béton qui en est issu. L'impact des GR sur les caractéristiques physico-mécaniques du béton recyclé (BGR) varie en fonction de nombreux paramètres liés à leur nature et à leur origine. À la lumière des éléments présentés dans la partie bibliographique, les conclusions détaillées ci-après peuvent être tirées :

- Plusieurs facteurs conditionnent les performances des GR, parmi lesquels la présence de mortier attaché, la résistance initiale du béton parent ainsi que les procédés de **démolition** et de traitement. Ces éléments altèrent notamment la porosité, la rugosité de surface et la compacité des particules
- La qualité des GR joue un rôle clé dans les propriétés physico-mécaniques du béton recyclé. Une bonne connaissance de leurs caractéristiques permet d'anticiper plus précisément sa résistance et son comportement à long terme.
- L'incorporation de GR entraîne une légère diminution de la densité du béton aussi bien à l'état frais qu'à l'état durci. L'analyse MEB prouve une microstructure plus hétérogène. La ZTI entre la pâte de ciment et les GR présente une porosité accrue et une adhérence potentiellement plus faible en raison de la présence de mortier attaché aux GR.
- L'intégration de GR dans les BHP induit des modifications remarquables dans leur comportement face au phénomène de retrait.

L'amélioration de la qualité des GR constitue une condition incontournable pour assurer la fiabilité et la performance du béton recyclé. Les recherches actuelles s'orientent vers le développement de procédés innovants et durables dans le but de généraliser l'usage des GR dans le secteur de la construction.

Dans ce contexte, la maîtrise du retrait des BHP à base de GR requiert une sélection rigoureuse des granulats et une formulation adaptée notamment en termes de rapport eau/liant, d'adjuvants et de traitement des GR. Une telle optimisation est essentielle pour assurer les performances du nouveau BHP contenant des GR, à court et à long terme.

***Chapitre 3 : Matériaux et
méthodologie expérimentale***

Chapitre 3 : Matériaux et méthodologie expérimentale

3.1. Introduction

Ce travail a été réalisé au sein du Laboratoire des Sciences des Matériaux et de l'Environnement (LSME) de l'Université Hassiba Benbouali de Chlef (Algérie).

Ce chapitre présente les matériaux utilisés dans la formulation des bétons à hautes performances contenant de laitier (BHP) intégrant des granulats recyclés (GR), désignés sous l'appellation BHP-GR. Cette formulation repose sur une sélection rigoureuse et une caractérisation précise de chacun de ses constituants. En effet, la performance du BHP-GR dépend étroitement des propriétés intrinsèques des matériaux employés, qu'il s'agisse des liants, du sable ou des granulats. Il est donc essentiel d'identifier et de comprendre en détail les caractéristiques physico-mécaniques de chaque composant, afin d'optimiser la composition des différents BHP-GR et de garantir à la fois leur maniabilité et leurs performances mécaniques.

La campagne expérimentale s'est déroulée en deux phases: une première consacrée à l'étude des propriétés à court terme (caractérisation mécanique), et une seconde dédiée à l'analyse du comportement à long terme (retrait) des bétons BHP-GR.

Ce chapitre présente également les moyens de caractérisation mécanique des BHP-GR, un aspect crucial dans la mesure où les propriétés mécaniques influencent directement le retrait de ces bétons. Ainsi, notre choix s'est porté sur la confection de cinq formulations de BHP-GR, désignées BHP-0, BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100, contenant respectivement 0 %, 25 %, 50 %, 75 % et 100 % de granulats recyclés (GR)

Dans ce chapitre, nous présentons le dispositif expérimental mis en place pour mesurer, d'une part, les retraits endogène et total, et d'autre part, pour analyser la microstructure des différents BHP-GR soumis à différentes températures de cure (20 °C, 35 °C et 50 °C).

3.2. Matériaux utilisés

Les caractéristiques chimiques et minéralogiques du ciment et du laitier utilisés ont été déterminées au sein du laboratoire privé du Groupe Industriel des Ciments d'Algérie, rattaché

au Centre d'Études et de Services Technologiques de l'Industrie des Matériaux de Construction (CETIM) de Boumerdès. Les résultats obtenus sont synthétisés dans les tableaux 3.1 et 3.2

3.2.1. Ciment

Le ciment utilisé est un ciment Portland de type CEM I 52.5, produit par la cimenterie d'Aïn El Kebira, à Sétif (Algérie), conforme à la norme EN 197-1 [174]. Sa composition, principalement constituée de clinker avec une teneur supérieure ou égale à 95 %, lui confère une cinétique d'hydratation rapide, favorisant la formation précoce d'une matrice cimentaire dense. Cette caractéristique est particulièrement bénéfique pour le développement rapide de hautes résistances mécaniques dès les premiers jours de cure, notamment dans les BHP. Le ciment CEM I 52.5 présente une densité de 3.22 et une surface spécifique d'environ 3858 cm²/g. Ses compositions chimique et minéralogique sont présentées dans le tableau 3.1.

Tableau 3. 1. Composition chimique et minéralogique du ciment utilisé.

Composition chimique (%)								
SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃	K ₂ O	Na ₂ O	PAF
20.84	4.27	3.24	60.34	1.51	2.00	0.30	0.10	1.39
Composition minéralogique (%)								
C ₃ S		C ₂ S		C ₃ A		C ₄ AF		
55		23		03		16		

3.2.2. Laitier des hauts fourneaux

Les additions minérales jouent un rôle essentiel dans la formulation des BHP, en améliorant leurs propriétés à court et à long terme. Dans cette étude, un seul type d'addition minérale a été utilisé : le laitier de haut fourneau, produit par le complexe sidérurgique d'El-Hadjar (Algérie), conforme à la norme EN 15167-1 [175].

Le laitier granulé de haut fourneau, une fois finement broyé, agit comme un filler en comblant les vides du squelette granulaire du ciment. Cet effet filler améliore la compacité du mélange, influençant les propriétés du béton. À l'état frais, il optimise la rhéologie et réduit la demande en eau. À l'état durci, il densifie la microstructure, augmentant la performance du BHP.

Le laitier de hauts fourneaux utilisé a une densité de 2.88 et une surface spécifique Blaine de 4800 cm²/g. Sa composition chimique est présentée dans le tableau 3.2.

Tableau 3. 2. Composition chimique (%) du laitier.

SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃	K ₂ O	Na ₂ O	PAF
38.20	6.54	1.86	42.20	4.70	0.54	0.72	0.25	1.03

3.2.3. Superplastifiant

Le superplastifiant utilisé est un haut réducteur d'eau de type MEDAFLOW RE 25, conforme à la norme EN 934-2 [176], fourni par la société GRANITEX d'Alger. Les caractéristiques physico-chimiques de cet adjuvant sont indiquées dans le tableau 3.3.

Tableau 3. 3. Caractéristiques physico-chimiques du superplastifiant MEDAFLOW RE 25

Nature	liquide
Couleur	Brun-clair
Densité	1.06 ± 0,01
pH	7
Teneur en chlore	≤ 0.1 g/l
Na ₂ O équivalent	< 1,0 %
Extrait sec	25%

3.2.4. Sable

Le sable employé est un sable d'oued de nature siliceuse, de classe granulaire 0/4 mm. Il présente une densité de 2.54, un équivalent sable de 88 % et un module de finesse de 2.76, ce qui en fait un sable grossier adapté à la formulation d'un BHP (Tableau 3.4).

3.2.5. Granulats

Les granulats grossiers utilisés se composent de deux types : un granulats grossier naturel (GN) et un granulats grossier recyclé (GR) (Figure 3.1). Le GN, d'origine calcaire, est issu de la carrière d'Aïn N'Sour (Aïn Defla) et appartient à la classe granulaire 5/14 mm.

Le GR est obtenu à partir d'échantillons de laboratoire, avec une granulométrie variant entre 5 et 14 mm. Ces GR proviennent d'un béton parent lui-même issu de blocs de BHP, préalablement fabriqués avec un dosage de 450 kg/m³ de ciment CEM I 52.5, 12 % de laitier en

substitution du ciment, et un rapport eau/ciment de 0.35. Ce BHP parent avait atteint une résistance à la compression de 75 MPa après 90 jours de cure.

Le processus de valorisation des GR débute par la fragmentation des blocs de BHP, issus d'éprouvettes de laboratoire, afin d'obtenir des morceaux de taille réduite. Ces fragments sont ensuite soumis à un concassage mécanique à l'aide d'un concasseur à mâchoires, permettant de produire des particules plus fines et de dimensions plus homogènes. La phase suivante consiste en une séparation granulométrique par tamisage, destinée à classer les granulats selon leur taille et à éliminer les particules trop fines ou inadaptées (Figure 3.2). À l'issue de ce procédé, on obtient des GR aptes à être utilisés comme substitut partiel ou total aux GN dans la formulation de nouveaux BHP. Ces GR contiennent en surface des fractions de mortier attaché.



(a) GN



(b) GR

Figure 3. 1. Granulats utilisés.



Figure 3. 2. Procédé de production des granulats recyclés.

Les courbes granulométriques du sable ainsi que des deux types de granulats (GN et GR), sont présentées dans la figure 3.3. Ces courbes ont été établies conformément à la norme EN 933-1 [177], relative à l'analyse granulométrique par tamisage. Les GR exhibent une granulométrie comparable à celle des GN, présentant une distribution des tailles de particules similaire. Il n'y a pas de différence notable entre ces deux types de matériaux en termes de leurs caractéristiques granulométriques, ce qui suggère une répartition dimensionnelle assez proches. Cette similitude dans la distribution des tailles des GR et GN peut faciliter leur substitution dans les applications de béton, sans compromettre les propriétés mécaniques ou la performance du BGR.

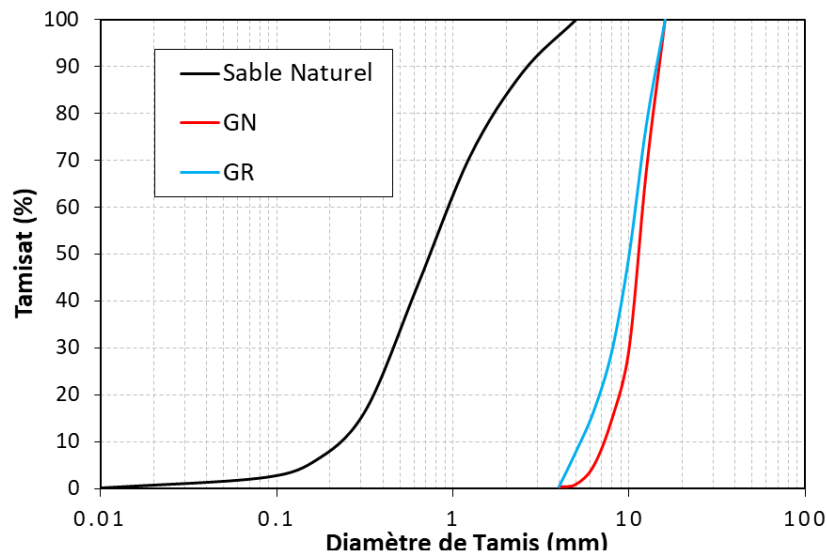


Figure 3. 3. Analyse granulométrique des granulats utilisés.

Par ailleurs, les propriétés du GR dépendent de la teneur en mortier attaché. Il est donc essentiel d'évaluer cette teneur avec précision. Selon la littérature, plusieurs techniques ont été proposées pour estimer la quantité de mortier attaché aux GN. La méthode thermique est sélectionnée parmi les techniques présentées dans la section 1.3.

L'échantillon est d'abord immergé dans l'eau pendant 2 heures pour assurer sa présaturation. Il est ensuite séché dans un four à 500 °C pendant 2 heures (Figure 3.4). Immédiatement après, l'échantillon est plongé dans de l'eau froide, provoquant un choc thermique qui facilite le décollement du mortier attaché. Une fine couche de mortier peut subsister ; elle est retirée manuellement à l'aide d'un marteau en caoutchouc.

Le traitement thermique appliqué aux GR a permis de mesurer une teneur en mortier attaché de 47 %, ce qui est conforme aux valeurs rapportées par Wang et al. [164].



Figure 3. 4. Décollement du mortier attaché par traitement thermique.

L'absorption d'eau des granulats a fait l'objet d'une analyse approfondie en raison de son rôle essentiel dans la formulation et le comportement du BHP-GR. Les courbes d'absorption d'eau des différents types de granulats sont présentées dans la figure 3.5, illustrant l'évolution de l'absorption en fonction du temps d'immersion. On observe que les GN montrent une absorption rapide au début, qui se stabilise rapidement autour de 0.9 %, indiquant une structure dense et peu poreuse. En revanche, les GR affichent un taux d'absorption d'eau relativement élevé, atteignant environ 3.5 %, une valeur cohérente avec les résultats rapportés par Sagoe-Crengs et al. [178] et González-Taboada et al. [179], qui indiquent que la capacité d'absorption d'eau des GR est supérieure à 3 %. Cette absorption des GR témoigne de la présence de porosités internes de résidus de mortier [88, 173].

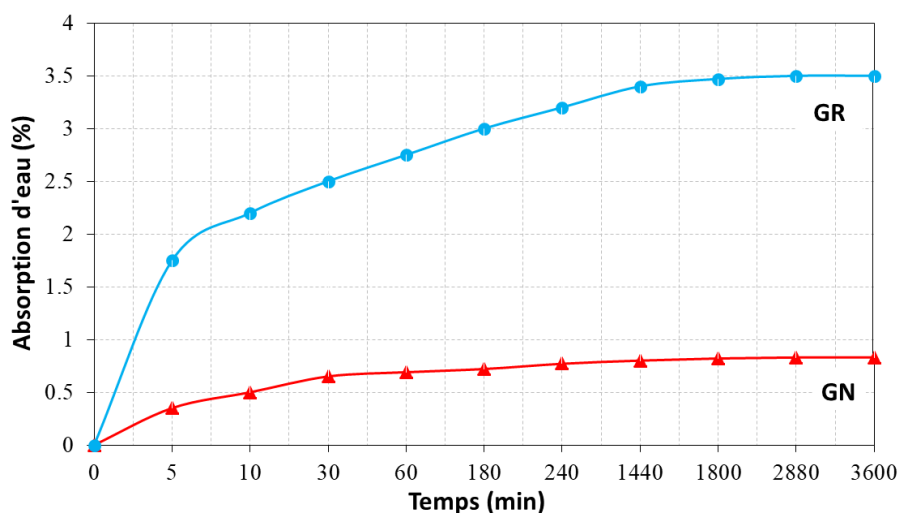


Figure 3. 5. Absorption d'eau des granulats grossiers.

Des essais de caractérisation ont été réalisés sur les GN et GR, afin d'évaluer leur résistance à l'usure. Pour ce faire, les indices Micro-Deval (MDE) et Los Angeles (LA) ont été mesurés. Les résultats indiquent une valeur de l'indice LA de 27 pour les GN et 31 pour les GR. Bien que le GR présente une résistance à l'abrasion légèrement inférieure, il reste dans les limites admissibles (20 et 40) pour une utilisation en béton structural. L'ensemble des résultats de caractérisation du sable et des granulats (GN et GR) est synthétisé dans le tableau 3.4.

Tableau 3. 4. Propriétés physico- mécaniques du sable et des granulats utilisés.

	Sable naturel	GN	GR
Classe granulaire	0/4	5/14	5/14
Masse volumique absolue (kg/m ³)	2540	2770	2505
Masse volumique apparente (kg/m ³)	1390	1480	1270
Absorption d'eau (%) après 24 h	1.52	0.90	3.50
Module de finesse	2.76	/	/
Equivalent de sable	88	/	/
Mortier attaché (%)	/	/	47
Indice Los-Angeles	/	27	31
Indice Micro-Deval		12	25
Fragmentation dynamique (%)	/	20	26

3.3. Formulation des bétons à hautes performances

La formulation des BHP repose sur la réduction maximale de la porosité capillaire dans le béton durci, un facteur déterminant pour atteindre des résistances mécaniques élevées [88].

La méthode de formulation adoptée pour les constituants entrant dans la composition des différents BHP-GR est celle développée par Aïtcin [180]. Cette méthode de formulation des BHP repose sur l'optimisation de la compacité du squelette granulaire afin de réduire les vides interstitiels. Elle privilégie un faible rapport E/L (inférieur à 0.40), rendu possible grâce à l'utilisation de superplastifiants performants et un dosage en ciment constant de 450 kg/m³ pour tous les mélanges. La formulation intègre également des fines minérales (comme la fumée de silice, laitier des hauts fourneaux, etc.) pour densifier la matrice. Un contrôle strict des matériaux est essentiel pour garantir la qualité du béton.

Cinq types de bétons à hautes performances contenant de laitier (BHP) ont été confectionnés: un BHP à base de granulats grossiers naturels (BHP-0), ainsi que quatre BHP contenant respectivement 25 %, 50 %, 75 % et 100 % de granulats recyclés (GR) (BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100). Tous ces mélanges présentent un rapport E/L constant égal à 0.35.

La réduction de la teneur en eau (rapport E/L = 0.35) a été rendue possible grâce à l'ajout d'un superplastifiant, dosé à 0.6 % de la masse de ciment. Afin de maîtriser cette variable hydrique et d'éviter une absorption excessive d'eau lors du malaxage, les GR ont été

préalablement saturés en eau pendant 24 heures. Ensuite, les GR ont été essuyés à l'aide d'un chiffon pour atteindre l'état de surface sèche saturée (SSS) avant leur incorporation dans le mélange, comme le recommandent Etxeberria et al. [98], Ferreira et al. [99], et Pickel et al. [181].

Une procédure de malaxage en deux étapes a été appliquée pour répondre aux exigences des BHP-GR. Cette méthode, validée par la littérature, vise à optimiser l'absorption d'eau des granulats et l'hydratation précoce du ciment [182].

La première étape du malaxage consiste à prétraiter les GR en les mélangeant avec le ciment et le laitier pendant une minute, afin d'assurer un enrobage initial. Ensuite, 50 % de l'eau de gâchage, préalablement mélangée à un tiers du superplastifiant, est ajoutée, suivie d'une minute supplémentaire de malaxage. Cette phase favorise la formation d'un film de pâte cimentaire qui recouvre uniformément les GR.

La seconde étape consiste à ajouter le sable, les granulats naturels, le reste de l'eau de gâchage et les deux tiers du superplastifiant, suivis de deux minutes de malaxage. Cette phase assure une dispersion homogène des composants et optimise la compacité du squelette granulaire. Elle garantit également une consistance fluide et stable, conforme aux exigences de maniabilité des BHP. Seuls les effets des granulats recyclés (GR) ont été étudiés.

Le tableau 3.5 récapitule les compositions des différents mélanges de BHP-0/100.

Tableau 3. 5. Composition des différents BHP-0/100 (kg/m³).

Matériaux	BHP-0	BHP-25	BHP-50	BHP-75	BHP-100
Ciment (CEM I 52.5)	450	450	450	450	450
GN (5/14)	960	720	480	240	/
GR(5/14)	/	240	480	720	960
Sable (0/4)	715	715	715	715	715
Laitier (12 %)	54	54	54	54	54
Superplastifiant (0.6 %)	2.7	2.7	2.7	2.7	2.7
Eau	176	176	176	176	176
Eau/Liant	0.35	0.35	0.35	0.35	0.35

Après 24 heures de décoffrage, tous les échantillons utilisés pour les essais mécaniques ont été immergés dans un bassin d'eau à 20 ± 2 °C (Figure 3.6), jusqu'au moment des essais. Ce protocole de cure est recommandé afin de garantir les performances optimales des BHP-0/100.



Figure 3. 6. Conservation des spécimens d'épreuve.

3.4. Essais sur BHP-0/100 à l'état frais

La caractérisation des BHP-0/100 à l'état frais a été réalisée à partir de la mesure de la maniabilité, évaluée par l'essai d'affaissement au cône d'Abrams, ainsi que de la masse volumique.

3.4.1. Maniabilité

La maniabilité des différents mélanges BHP-0/100 a été évaluée à l'aide de l'essai d'affaissement (Figure 3.7), conformément à la norme EN 12350-2[183].



Figure 3. 7. Essai d'affaissement au cône d'Abrams.

3.4.2. Masse volumique

L'essai de détermination de la masse volumique du béton frais a été réalisé à l'aide d'un récipient cylindrique (Figure 3.8), conformément à la norme EN 12350-6 [183].



Figure 3. 8. Mesure de la masse volumique du BHP frais.

3.5. Essais sur BHP-0/100 à l'état durci

3.5.1. Masse volumique

La masse volumique apparente des BHP-0/100 durci a été déterminée à l'âge de 28 jours, conformément à la norme EN 12390-7 [184]. Des éprouvettes cubiques de 100 mm de côté ont été utilisées dans cet essai.

3.5.2. Essais mécaniques

La résistance à la compression et la résistance à la traction par flexion ont été déterminées conformément aux normes EN 12390-3 [185] et EN 12390-5 [186], respectivement. Des éprouvettes cubiques de dimensions 100×100×100 mm ont été utilisées pour les essais de compression, tandis que des échantillons prismatiques de 70×70×280 mm ont servi à l'évaluation de la résistance à la traction par flexion. Chaque éprouvette est soumise à une charge appliquée à une vitesse constante de 0.5 MPa/s pour l'essai de compression et 0.05 MPa/s pour l'essai de flexion.

Le module d'élasticité (E_{cj}) a été mesuré à l'aide d'un essai de compression uniaxiale sur des échantillons cylindriques de 150×300 mm, en utilisant un extensomètre conformément à la norme EN 12390-13 [187] (Figure 3.9).

Les résistances à la compression et à la traction par flexion de chaque formulation de BHP ont été évaluées à 7, 28 et 90 jours de maturation. Tandis que le module d'élasticité a été mesuré à 28 et 90 jours. Trois échantillons ont été préparés pour chaque essai, en prenant leur moyenne arithmétique.



Figure 3. 9. Dispositif de mesure du module d'élasticité.

Un surfaçage au soufre a été appliqué aux deux extrémités des éprouvettes cylindriques afin d'assurer une planéité optimale des faces de contact lors des essais (Figure 3.10).



Figure 3. 10. Surfaçage au soufre des éprouvettes cylindriques.

3.5.3. Essai d'auscultation dynamique par ultrasons

La vitesse des ondes ultrasoniques est un indicateur non destructif permettant d'évaluer la qualité et l'homogénéité de la microstructure du béton.

L'essai consiste à mesurer la vitesse de propagation des ondes ultrasonores au sein d'une éprouvette en béton (Figure 3.11), selon la norme EN 12504-4 [188]. Cette détermination est réalisée sur des échantillons cubiques de dimensions 100×100×100 mm, permettant ainsi d'évaluer les propriétés internes du matériau, telles que sa compacité, son homogénéité et la présence éventuelle de discontinuités.

La vitesse de propagation des ondes ultrasonores V est calculée à partir de la relation suivante :

$$V = \frac{L}{t} \quad (3.1)$$

V : vitesse de propagation (m/s) ;

L : distance parcourue par l'onde, correspondant à la longueur de l'éprouvette (m);

t : temps nécessaire à l'onde pour traverser l'échantillon (s).

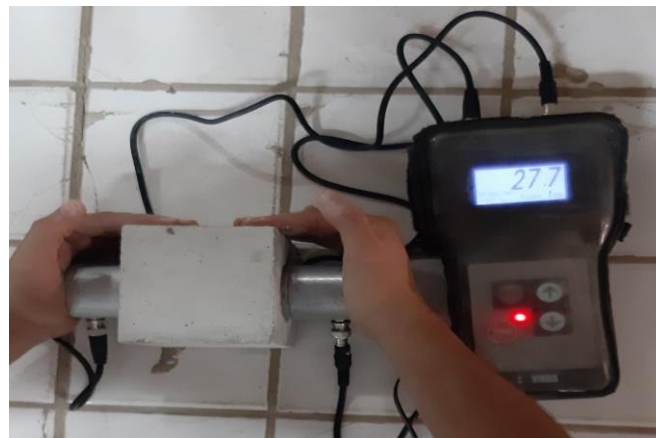


Figure 3. 11. Dispositif de mesure de la vitesse d'impulsion ultrasonore

3.5.4. Microstructure des BHP-0/100

La performance de chaque type de béton est étroitement liée à la microstructure de la matrice cimentaire, à l'interface entre la pâte de ciment et les granulats (zone de transition interfaciale), ainsi qu'à la nature et à la distribution des produits d'hydratation. Dans cette optique, l'étude de la microstructure des mélanges BHP-0/100 constitue une étape cruciale pour mieux comprendre la répartition et la taille des pores, des microfissures, ainsi que les caractéristiques des différentes ZTI.

La microstructure des différents mélanges a été étudiée par diffraction des rayons X (DRX) et par microscopie électronique à balayage (MEB). Les essais ont été réalisés au Laboratoire de Physique Fondamentale et Appliquée de l'Université Blida 1.

Cette dernière technique permet une visualisation précise des pores, des microfissures, des produits d'hydratation ainsi que des ZTI, conformément aux prescriptions de la norme ASTM C1723-16 [189]. Le DRX identifie différents éléments chimiques au sein de la matrice cimentaire, conformément à la norme ASTM C1365-06 [190].

Un échantillon cylindrique de 25 mm de diamètre et 20 mm de hauteur a été utilisé pour la procédure d'essai (Figure 3.12). Dans un premier temps, le spécimen a été nettoyé à l'acétone, puis soigneusement séché afin de garantir une observation nette sous fort grossissement. Une fois cette préparation terminée, l'échantillon a été monté sur une lame porte-échantillon, puis placé dans la chambre d'observation.

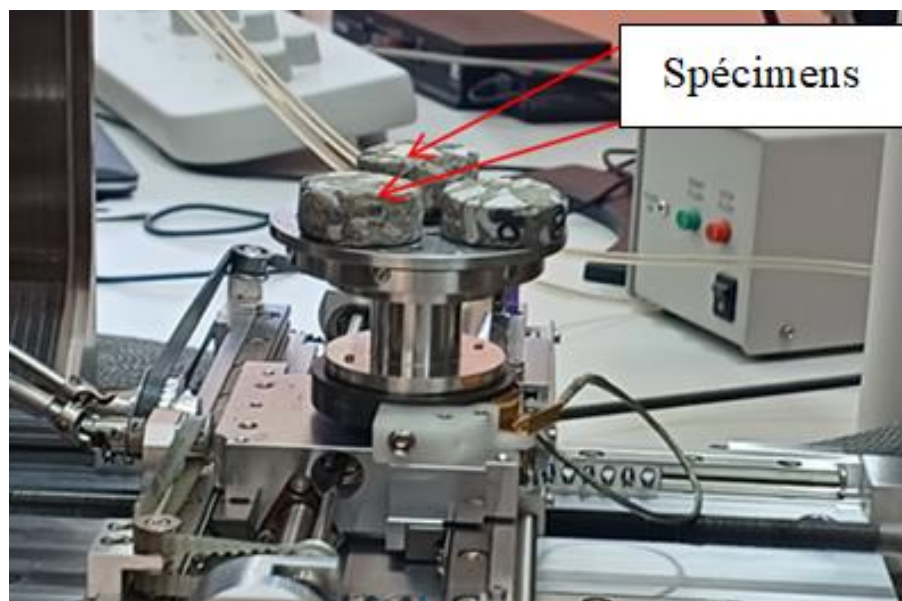


Figure 3. 12. Vue du dispositif d'essai au MEB.

3.5.5. Mesure du retrait des BHP-0/100

Le retrait endogène et le retrait total ont été déterminés conformément aux normes ASTM C1698 [191] et ASTM C157-17 [192], respectivement. Chaque échantillon (100×100×400 mm) a été équipé de deux plots en cuivre espacés de 300 mm (Figure 3.13).

Un processus de test rigoureux a été suivi pour mesurer le retrait endogène. Immédiatement après le coulage, tous les échantillons ont été recouverts d'un tissu épais et

humide afin de minimiser l'évaporation de l'eau. Ensuite, 24 heures après le coulage, les spécimens ont été entièrement enveloppés dans deux couches de papier aluminium, suivies de deux couches de film plastique (Figure 3.13), afin d'empêcher tout échange hygrométrique avec l'environnement extérieur, tout au long de l'essai.

De même, les échantillons prismatiques (100×100×400 mm) ont été initialement recouverts d'un tissu humide afin d'évaluer le retrait total. Vingt-quatre heures plus tard, les deux extrémités de ces spécimens ont été enduites d'une couche d'asphalte afin de limiter les échanges hydriques avec le milieu extérieur (Figure 3.13).

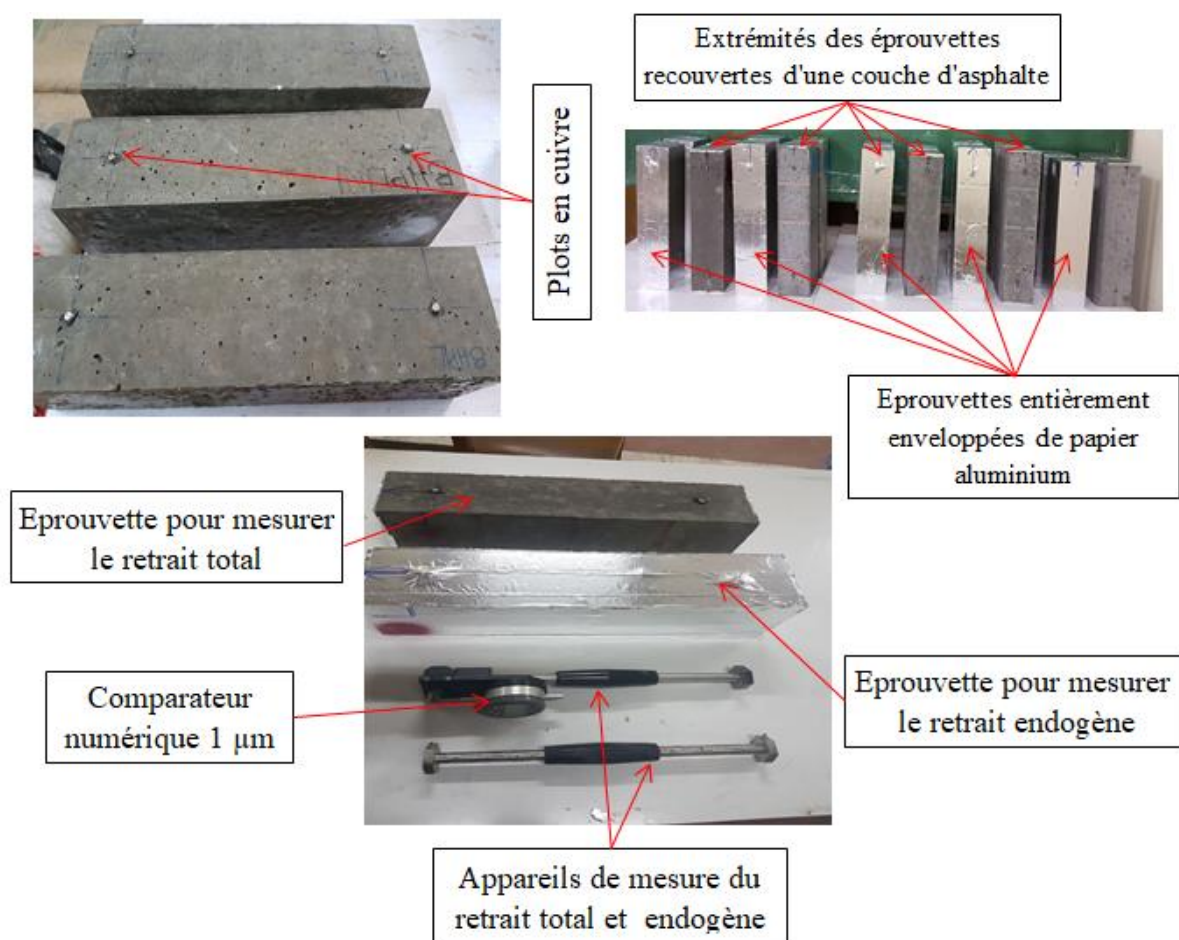


Figure 3. 13. Procédé de préparation des éprouvettes pour les essais de retrait.

Après démoulage et avant leur mise en conditions climatiques recommandées, la longueur initiale de chaque échantillon BHP-GR a été mesurée à l'aide d'un comparateur digital d'une précision de 1 µm.

Les éprouvettes de retrait endogène et de retrait total ont été placées dans une étuve à températures contrôlées (20 °C, 35 °C et 50 °C), avec une humidité relative de 50 % (Figure 3.14). Les deux types de retrait ont été mesurés à l'aide d'un comparateur digital d'une précision de 1 µm (Figure 3.14).



Figure 3. 14. Mesure des retraits endogène et total à 20 °C, 35 °C et 50 °C.

Les retraits endogène et total ont été mesurés selon cinq phases (Figure 3.15):

- Chaque jour pendant les sept premiers jours,
- Trois fois au cours de la deuxième semaine,
- Deux fois au cours de la troisième et quatrième semaine,
- Une fois par semaine jusqu'à 90 jours,
- Une fois par mois jusqu'à 360 jours.

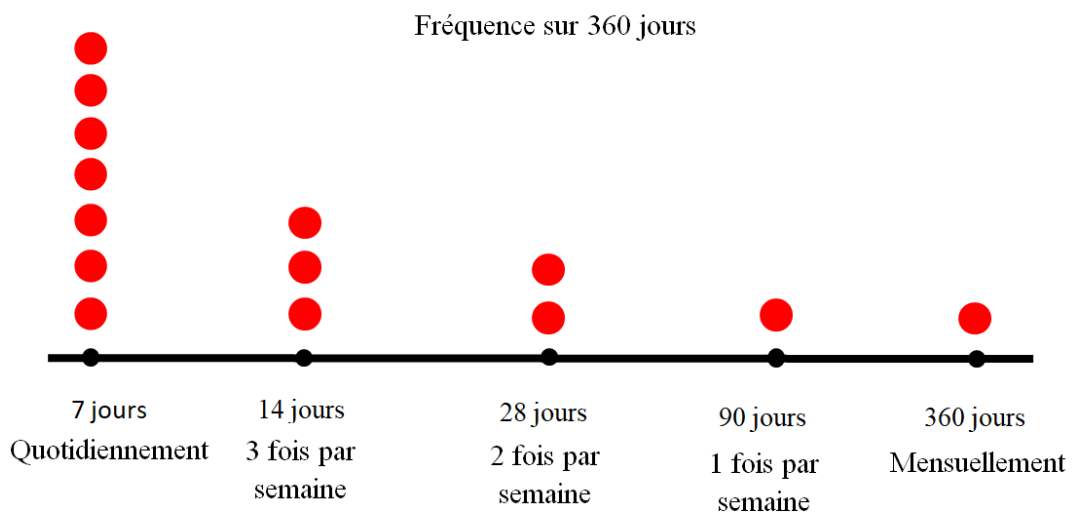


Figure 3. 15. Organigramme de mesure des retraits endogène et total.

Les déformations de retrait endogène et de retrait total sont déterminées à l'aide de l'équation (3.2):

$$\varepsilon = \frac{L_0 - L_t}{L_0} \quad (3.2)$$

L_0 : Longueur initiale de l'éprouvette ;

L_t : Longueur mesurée à un instant donné t.

Dans ce contexte, le retrait de séchage présente généralement une évolution similaire à celle du retrait total. Le retrait de séchage est déterminé comme la différence entre le retrait total et le retrait endogène [193].

Chapitre 04 :
Propriétés mécaniques et microstructure
des BHP à base de GR

Chapitre 04 : Propriétés mécaniques et microstructure des BHP à base de GR

4.1. Introduction

Le BHP est conçu pour offrir une maniabilité ainsi que des propriétés mécaniques supérieures à celles du BO. De nombreux déchets se sont avérés efficaces dans la fabrication du béton ordinaire, et même dans le BHP. Ceci dit, peu de tentatives ont été testées en utilisant des GR dans la production de BHP, et ce en raison des défauts inhérents à ces nouveaux types de granulats. Néanmoins, l'utilisation de GR dans la fabrication du BHP demeure nécessaire, compte tenu de l'essor mondial dans le recours à ce type de béton.

Par ailleurs, l'emploi de ce type de granulats pourrait, dans un avenir proche, encourager l'industrie du béton à adopter davantage les principes du développement durable. Ce chapitre examine donc les propriétés mécaniques du BHP contenant des GR. Étant donné que les propriétés de ces granulats diffèrent de celles des GN, leurs caractéristiques sont présentées dans le chapitre 3. Les propriétés du BHP contenant du laitier (BHP) à l'état frais et durci sont présentées, accompagnées d'une analyse de l'influence des GR sur la microstructure des mélanges de BHP soumis à des températures de cure de 20 °C, 35 °C et 50 °C.

4.2. Caractérisation à l'état frais des BHP

4.2.1. Affaissement des BHP

Le tableau 4.1 présente les résultats de l'affaissement des différents mélanges BHP-0/100. Ces résultats montrent que les formulations des BHP-0/100 vérifient bien le critère spécifique d'une qualification d'un BHP et conduisent donc bien à des nouveaux BHP à base de GR. Les résultats montrent également que l'utilisation du laitier augmente la fluidité du mélange, ce qui est probablement dû à la grande surface spécifique de cet ajout minéral. En revanche, l'utilisation d'un superplastifiant permet de réduire la quantité d'eau nécessaire pour obtenir une bonne ouvrabilité du béton. En plus, la quantité de GR utilisés, qui augmente le volume de pâte (ancienne et nouvelle), fournit ainsi une cure interne modérée. Par conséquent, l'effet combiné du superplastifiant, du laitier et des GR contribue à contrôler l'hydratation ainsi que la perte d'humidité au jeune âge du béton.

Tableau 4. 1. Affaissement des mélanges BHP-0/100.

	Affaissement (cm)
BHP-0	22.5
BHP-25	22.0
BHP-50	20.0
BHP -75	19.5
BHP-100	18.0

Les résultats du tableau 4.1 montrent que l'introduction de GR dans les mélanges BHP-0/100 entraîne une diminution progressive de l'affaissement. Cette baisse peut être attribuée aux propriétés spécifiques des GR. Premièrement, les GR présentent une capacité d'absorption d'eau relativement élevée (3.5 %), ce qui réduit la quantité d'eau libre dans le mélange. Deuxièmement, les GR ont des formes anguleuses et une texture plus irrégulière, ce qui accroît la friction interne du béton frais et réduit ainsi son ouvrabilité [142].

4.2.2. Masse volumique des BHP

Les résultats de la masse volumique à l'état frais, présentés dans la figure 4.1, révèlent une légère diminution progressive avec l'augmentation du taux de substitution des GN par des GR. Le mélange de référence (BHP-0) présente la masse volumique la plus élevée, tandis que le mélange BHP-100 enregistre la valeur la plus faible.

L'évolution de la masse volumique à l'état frais des mélanges BHP-0/100 suit une tendance linéaire décroissante en fonction du taux de substitution en GR. Cette diminution s'explique principalement par la densité plus faible des GR par rapport aux GN. De plus, l'incorporation de GR entraîne une augmentation de la teneur en air occlus dans le mélange, ce qui contribue également à la réduction de la masse volumique à l'état frais [46]. La combinaison de ces deux facteurs a conduit, pour le BHP-100, à une diminution de la masse volumique pouvant atteindre 5.66 % par rapport au mélange BHP-0.

Bien que l'on observe une diminution de la masse volumique à l'état frais des BHP-25/100, les valeurs mesurées demeurent conformes aux exigences des BHP et n'altèrent pas les conditions de mise en œuvre du matériau.

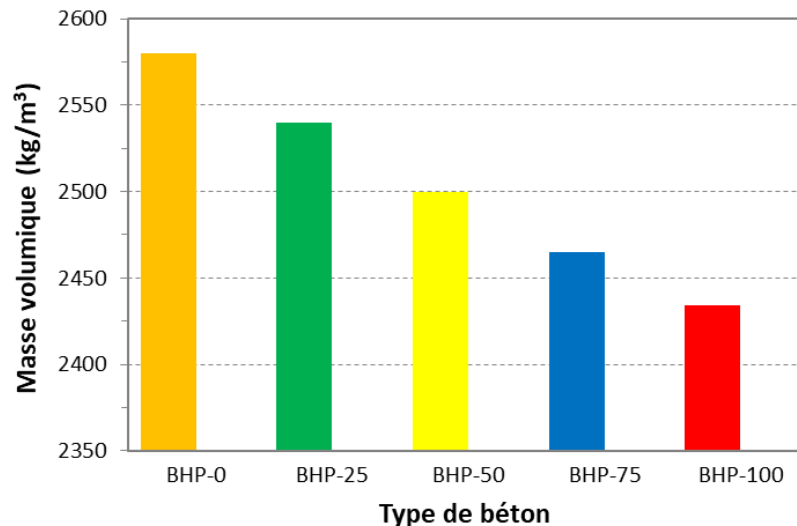


Figure 4. 1. Masse volumique à l'état frais des mélanges BHP-0/100.

4.3. Caractérisation à l'état durci des BHP

Premièrement, la présence de superplastifiants, de laitier et d'apports supplémentaires en eau contribue à prolonger le processus d'hydratation, qui s'étend de 7 à 90 jours pour l'ensemble des mélanges de béton à hautes performances (BHP). Deuxièmement, le laitier présente une activité hydraulique en présence de ciment, nonobstant d'une certaine activité pouzzolanique. Cette dernière permet au laitier de réagir chimiquement avec la chaux libre (hydroxyde de calcium: $\text{Ca}(\text{OH})_2$), produite lors de l'hydratation du ciment en présence d'eau, pour former des composés cimentaires secondaires, principalement du silicate de calcium hydraté (C-S-H). Ces deux effets majeurs contribuent au renforcement de la structure du BHP-GR, entraînant ainsi une augmentation de sa résistance.

4.3.1. Masse volumique

La figure 4.2 illustre l'évolution de la masse volumique des BHP-0/100, montrant que la densité de ces bétons diminue progressivement avec l'augmentation du taux de GR.

Comparativement au BHP-0, les réductions de densité enregistrées sont respectivement de 1.18 %, 2.16 %, 3.27 % et 4.33 % pour les BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100. Cette diminution de densité peut être attribuée d'une part à la densité intrinsèquement plus faible des GR par rapport aux GN [194], et d'autre part à l'augmentation de la teneur en eau et en air incorporés lors du malaxage, induite par la présence des GR [12]. En effet, La capacité d'absorption d'eau plus élevée des GR entraîne un relargage progressif de l'eau dans le mélange. Ce relargage différé favorise l'évaporation pendant le durcissement, ce qui accentue la perte de masse et conduit à une réduction plus marquée de la densité [195].

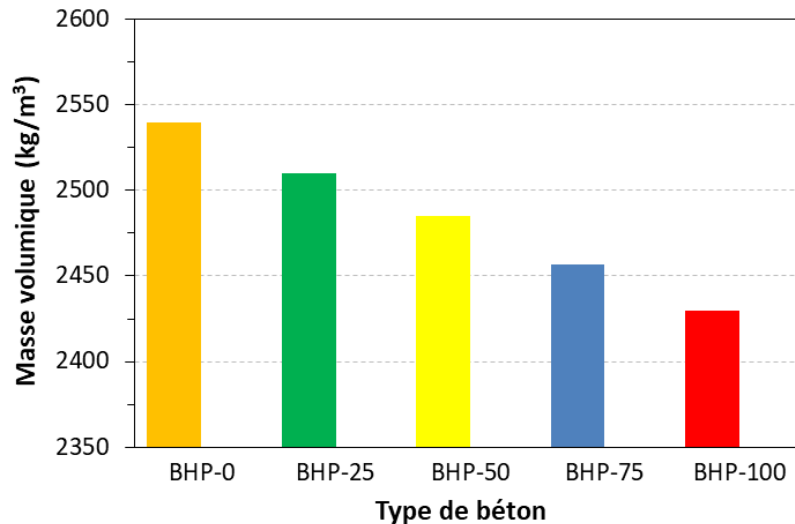


Figure 4. 2. Effet des GR sur la masse volumique à l'état durci des BHP-0/100.

4.3.2. Résistance à la compression

Les résultats expérimentaux indiquent une légère diminution de la résistance à la compression de tous les mélanges BHP-0/100 à 7 jours. Cependant, à 28 et 90 jours, la résistance dépasse significativement celles des mélanges BHP-0/100 à 7 jours (Figure 4.3). Cela suggère que le laitier peut initialement réduire la résistance, mais joue un rôle bénéfique dans le développement de la résistance à long terme, en raison de sa réactivité chimique et de la formation d'un gel C-S-H plus polymérisé, comme le prouvent Oinam et al. [196].

La résistance à la compression des mélanges BHP-25/100 a montré une augmentation plus importante entre 28 et 90 jours par rapport à celle du mélange BHP-0, comme l'illustre la figure 4.3. Par exemple, les résistances des mélanges BHP-0, BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100 ont augmenté respectivement de 4.3 %, 8.2 %, 15.9 %, 15.6 % et 2.5 %. C'est ainsi que, la résistance à la compression à 90 jours des mélanges BHP-25/100 varie de 76 à 82 MPa, tandis que celle du mélange BHP-0 était de 75 MPa. Cette légère augmentation est principalement due à la formation de C-S-H, issu de la réaction d'hydratation entre le ciment, l'eau et le laitier. De plus, le laitier comble les vides, y compris les fissures initialement présentes dans les GR et entre les grains de ciment, ce qui améliore l'ensemble des ZTI. Ce processus conduit à la densification de l'ancien et du nouveau mortier, comme l'ont confirmé des études antérieures [9, 17, 197, 198].

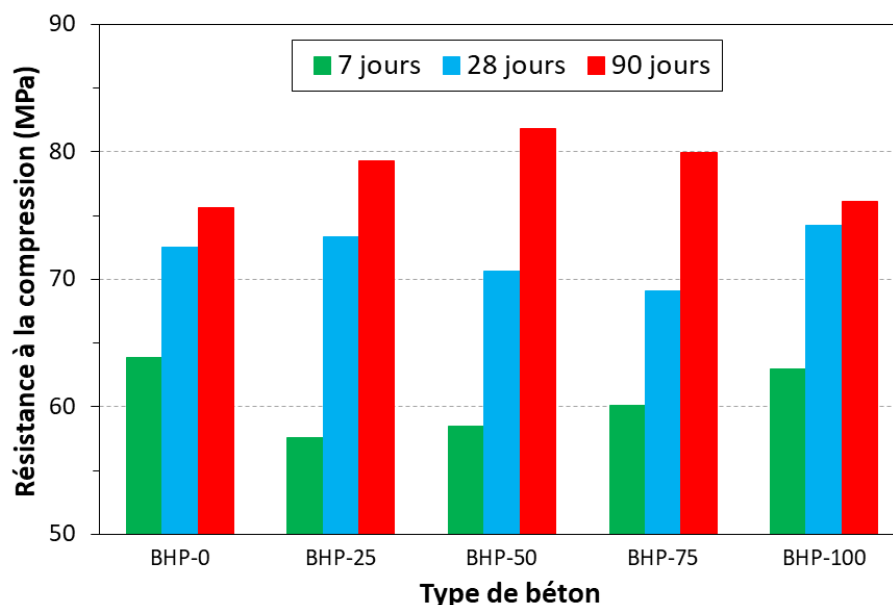


Figure 4. 3. Résistance à la compression des différents mélanges BHP-0/100.

D'un autre côté, les cinq mélanges BHP-0/100 ont été soumis à trois types de conditions de cure :

1. Emergence de l'éprouvette dans un bassin d'eau jusqu'au jour de l'essai (cure standard à 20 °C);
2. Enveloppement de l'éprouvette dans deux feuilles de papier aluminium et leur emplacement dans une étuve à 50 °C avec une humidité relative de 20 % (cure thermique scellée);
3. Mise à l'air chaud de l'éprouvette et emplacement dans une étuve à 50 °C avec une humidité relative de 20 % (cure à air chaud).

Le tableau 4.2 présente les résultats de résistance à la compression des cinq mélanges BHP-0/100 soumis aux trois différentes conditions de cure à 360 jours.

Tableau 4. 2. Résistance à la compression (MPa) des mélanges testés.

	BHP-0	BHP-25	BHP-50	BHP-75	BHP-100
Cure standard	77.5	81.4	83.7	81.5	78.2
Cure thermique scellée	32.2	31.7	31.0	30.8	30.3
Cure à air chaud	22.5	22.0	21.5	21.3	20.5

En analysant les données du tableau 4.2, on constate que:

- Les échantillons soumis à une cure standard (20 °C) présentent une résistance à la compression la plus élevée, avec 83.7 MPa pour le BHP-50 et 77.5 MPa pour le BHP-0. Ces résultats montrent que des conditions de cure optimales favorisent une hydratation efficace, entraînant une résistance accrue, ce qui est recommandé pour les différents types de BHP;
- La cure thermique scellée à 50 °C entraîne une réduction de la résistance à la compression d'environ 58 % par rapport à la cure standard à 20 °C, avec des valeurs moyennes autour de 30 MPa. La température plus élevée accélère le processus d'hydratation, mais peut entraîner des faiblesses microstructurales, telles qu'une porosité accrue. En effet, le BHP-0 présente une résistance de 32.2 MPa, tandis que le BHP-100 atteint 30.3 MPa (tableau 4.2), ce qui suggère que le remplacement par des granulats recyclés a un impact limité, voire négligeable sur la résistance à la compression des BHP-25/100 dans ces conditions;
- Les spécimens non scellés (non recouverts) et exposés à une température de 50 °C présentent la résistance à la compression la plus faible comparativement aux deux autres méthodes de cure. Cette diminution de résistance est attribuée à la combinaison de températures élevées et d'exposition environnementale, entraînant une perte excessive de l'humidité nécessaire à l'hydratation du ciment. La résistance à la compression du BHP-0 était de 22.5 MPa, tandis que celle du BHP-100 était de 20.5 MPa. Cela indique que des températures élevées sans rétention d'humidité suffisante ont un impact négatif sur l'hydratation et le développement de la résistance.

En résumé, les valeurs de résistance à la compression obtenues lors de cette étude indiquent qu'une augmentation des taux de substitution des GR de 25 % à 100 % entraîne une augmentation modérée de la résistance à la compression, ce qui constitue une recommandation principale lors de l'utilisation de GR pour la production de nouveaux BHP à une température ambiante (20 °C). Cependant, des températures de cure élevées (50 °C) ont un effet négatif sur la résistance à la compression des mélanges BHP-0/100. Cet effet est d'autant plus marqué pour les échantillons non recouverts, où l'évaporation de l'humidité affaiblit davantage la structure du béton. Bien que le remplacement par des GR influence la résistance, les conditions de cure exercent un impact bien plus positivement significatif sur les performances globales des BHP incorporant des GR.

4.3.3. Résistance à la traction par flexion

Comme indiqué à la figure 4.4, la résistance à la traction par flexion est davantage influencée à la fois par le taux de substitution des GR et par la durée de cure (de 7 à 90 jours). En effet, l'augmentation en pourcentage de la résistance à la traction par flexion des mélanges BHP-25/100 varie de 30 % à 43 %, tandis que le mélange BHP-0 présente une augmentation allant jusqu'à 43 %.

La résistance à la traction par flexion des mélanges BHP-0/100 diminue avec l'augmentation du taux de substitution par des GR (Figure 4.4), contrairement aux résultats rapportés par Afroughsabet et al. [9] et Gonzalez-Corominas et al. [199]. Par exemple, à 90 jours, les diminutions de résistance étaient de 8 %, 14 %, 20 % et 32 % pour les mélanges BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100, respectivement, par rapport au BHP-0.

Cette diminution peut s'expliquer par la légère différence de résistance entre l'ancienne pâte de ciment et la nouvelle pâte de ciment, ce qui influence les caractéristiques des différentes ZTI [197]. Les ZTI sont considérées comme des plans de faiblesse, en particulier sous sollicitation en flexion. De plus, l'ancien mortier, dont la résistance était proche de celle de la nouvelle pâte de ciment, favorise la propagation de fissures traversant à la fois la pâte de ciment et les granulats, ce qui conduit à une surface de rupture plus lisse. Ces plans de rupture plus lisses désactivent le mécanisme d'engrènement des granulats [200].

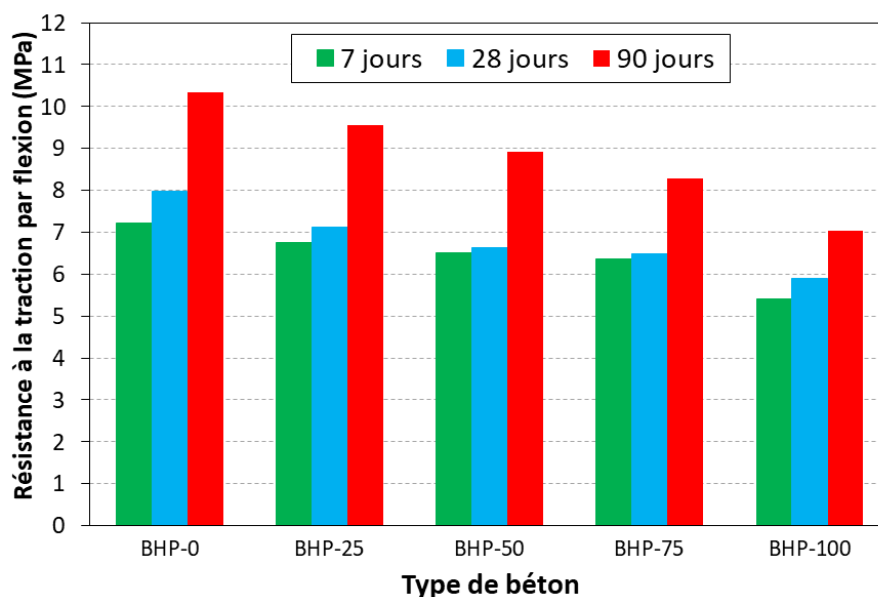


Figure 4. 4. Résistance à la traction par flexion des différents mélanges.

4.3.4. Module d'élasticité

Le module d'élasticité (E_c) de l'ensemble des mélanges de BHP n'augmente pas dans les mêmes proportions que la résistance à la compression, comme illustré à la figure 4.5. Malgré l'impact négatif des GR sur les BHP, les valeurs du module d'élasticité des mélanges BHP-25/100 se situent entre 33 et 36 GPa à 90 jours.

Comparativement au BHP-0 ($E_c = 36.6$ GPa), le module d'élasticité des mélanges BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100 a diminué respectivement de 3.6 %, 4.8 %, 9.4 % et 10.2 %. Ces résultats sont en accord avec ceux obtenus par d'autres chercheurs [14, 15, 49], et qui ont montré que ces réductions du module d'élasticité variaient de 4 % à 21 % lors du remplacement partiel ou total des GN par des GR. La diminution du module d'élasticité de tous les BHP-25/100 est attribuée à la rigidité plus faible des pâtes de ciment (anciennes et nouvelles), par rapport aux GN. Il en résulte une déformation différentielle plus faible entre le squelette granulaire et la matrice cimentaire, générant ainsi une interface granulats-matrice plus fragile. Selon Lydon et Balendran [201], le module d'élasticité du béton est fortement influencé par le module d'élasticité et la densité des GR. Le coefficient de Los Angeles des GR augmente de 15 % et leur densité diminue de 10 % par rapport aux GN. Ces modifications des propriétés des granulats GR contribuent également à la diminution modérée du module d'élasticité des mélanges BHP-25/100.

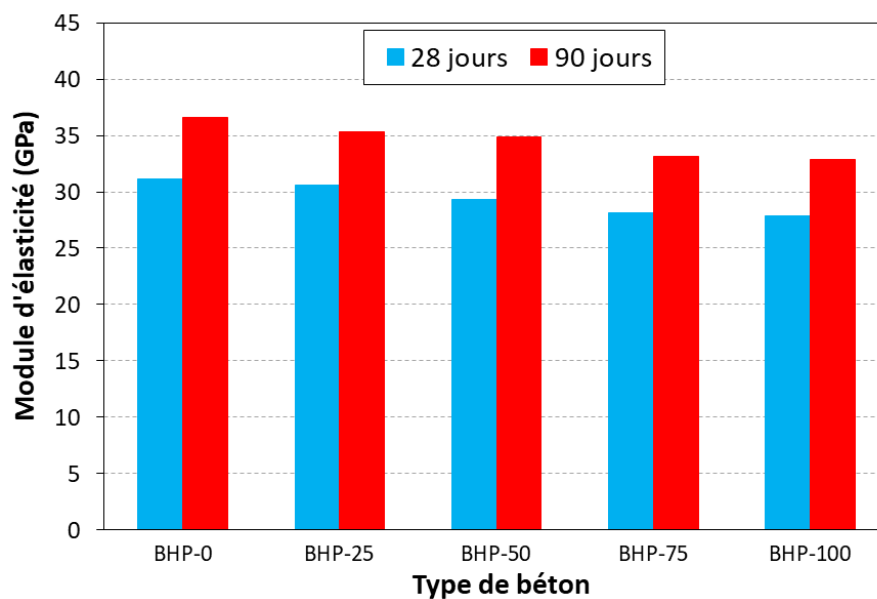


Figure 4. 5. Module d'élasticité des différents mélanges BHP-0/100.

4.3.5. Vitesse des ondes ultrasoniques

La variation des vitesses des ondes ultrasoniques est présentée dans la figure 4.6. Conformément à la classification établie par Malhotra [202], l'ensemble des vitesses des mélanges BHP-0/100 peut être classé dans la catégorie des matériaux de "bonne qualité". Les vitesses ultrasoniques mesurées pour les mélanges BHP-0/100 se situent dans l'intervalle de 4291 à 4587 m/s. Ces valeurs traduisent une structure interne homogène, exempte de vides ou de fissures significatives, ce qui indique que l'intégrité structurelle des BHP-0/100 n'est pas compromise.

À la lecture de la figure 4.6, on constate une diminution progressive de la vitesse des ondes ultrasoniques dans les mélanges de BHP, à mesure que le taux de substitution des GN par des GR augmente. Le mélange BHP-0 présente la valeur la plus élevée (4587 m/s), traduisant une structure dense, homogène et peu fissurée. À l'inverse, le mélange BHP-100 affiche la vitesse la plus faible (4291 m/s), ce qui suggère une structure plus hétérogène, avec une porosité modérée ou la présence de défauts internes, en lien avec les caractéristiques intrinsèques des GR.

Malgré cette baisse, les vitesses mesurées restent globalement élevées (> 4200 m/s), ce qui suggère que l'intégrité structurelle des BHP contenant des GR demeure acceptable. Ces résultats confirment la possibilité d'utiliser des GR dans la formulation de BHP, tout en maintenant une qualité structurelle satisfaisante à court terme.

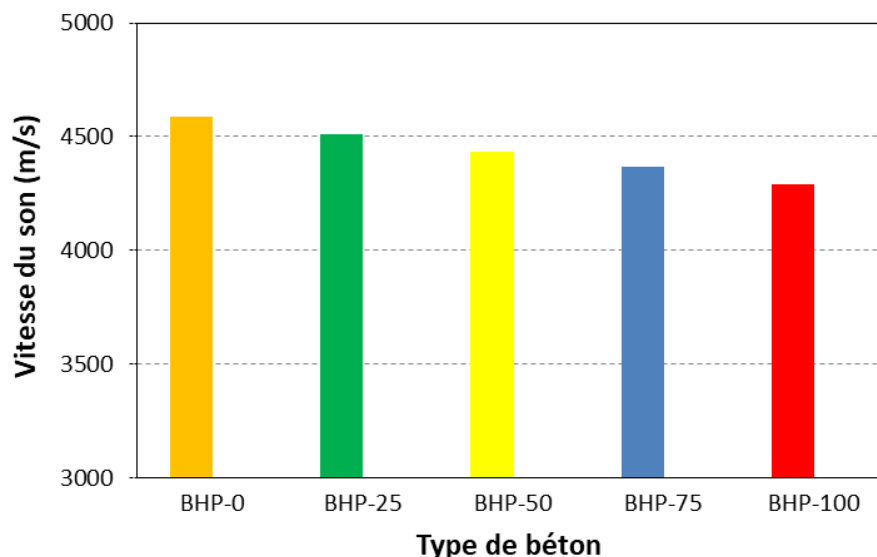


Figure 4. 6. Vitesse des ondes ultrasoniques des mélanges BHP-0/100 à 28 jours.

4.3.6. Microstructure des mélanges BHP

A 20 °C, le béton BHP-0 présente peu de pores et une fissure transgranulaire majeure, comme le montre la figure 4.7(a). Cependant, lorsque le BHP-0 est soumis à une température de cure de 50 °C, la pâte de ciment a révélé plusieurs pores et microfissures, comme illustré à la figure 4.8(d). Ce phénomène est attribué à la dilatation et à la contraction de la matrice cimentaire induites par la température, ainsi qu'à la perte d'humidité du béton.

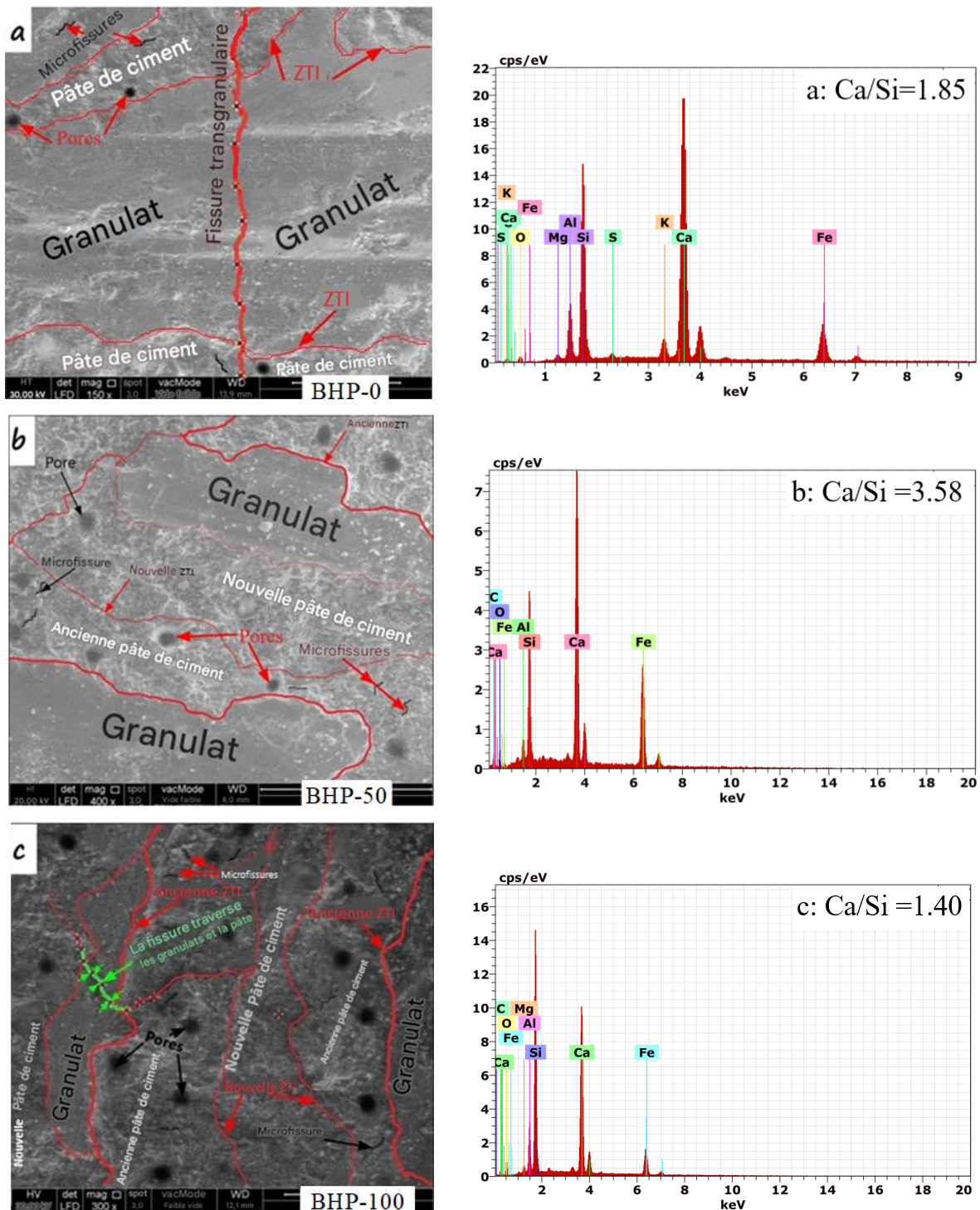


Figure 4. 7. Observation des défauts dans la microstructure des mélanges BHP à 20 °C.

L'ancienne pâte de ciment dans les mélanges BHP-50 et BHP-100 exhibe à la fois des pores et des microfissures, comme indiqué dans les figures 4.7(b) et 4.7(c). L'ancienne pâte aux GR peut présenter une porosité plus élevée que la nouvelle pâte de ciment, en raison d'une hydratation incomplète et de légers dommages survenus lors du concassage des GR. Ces pores et microfissures évoluent au sein de la microstructure des BHP contenant des GR lorsqu'ils sont soumis à des températures élevées.

Lorsque les mélanges BHP-50 et BHP-100 sont exposés à 50 °C, l'ancienne pâte peut réagir différemment, en raison des microfissures résiduelles et de microfissures issues du cycle de recyclage (Figure 4.8). Ceci entraîne l'ouverture des pores et la propagation de microfissures. De plus, les différences de dilatation thermique entre l'ancienne pâte et la nouvelle matrice génèrent des contraintes au niveau de la ZTI, accentuant la formation de pores et l'élargissement de la ZTI (Figures 4.8(e) et 4.8(f)). A 50 °C, l'ancienne pâte de ciment, la nouvelle matrice de ciment et les granulats se dilatent à des vitesses différentes, générant des contraintes internes qui favorisent la formation de pores et de microfissures.

Le spectre présente plusieurs pics caractéristiques correspondant aux éléments chimiques détectés dans chacun des mélanges (BHP-0, BHP-50, BHP-100), notamment le calcium (Ca), le silicium (Si), l'aluminium (Al), le fer (Fe), le magnésium (Mg), le soufre (S), l'oxygène (O) et le potassium (K), comme illustré dans les figures 4.7 et 4.8.

Les images des figures 4.7 et 4.8 montrent la distribution des éléments chimiques tels que le calcium, le silicium, l'oxygène et le carbone dans la matrice cimentaire pour les mélanges BHP-0, BHP-50, et BHP-100. Cela indique une formation notable de gel C-S-H, qui influence de manière significative les performances de la ZTI. A 20 °C, le rapport Ca/Si du mélange de référence BHP-0 a été déterminé à 1.85. Les rapports pour les mélanges BHP-50 et BHP-100 ont été respectivement de 3.58 et 1.40, comme le montre la figure 4.7. Ainsi, le rapport Ca/Si diminue avec l'augmentation de la teneur en GR, ce qui correspond à une réduction de la résistance à la compression. Par exemple, un rapport Ca/Si plus élevé de 3.58, tel qu'observé dans ce spectre (Figure 4.7(b)), correspond à une résistance à la compression élevée de 82 MPa pour le BHP-50, en raison d'une ZTI plus résistante. Cela concorde avec les résultats de Poon et Shui [127], qui indiquent que la ZTI du béton recyclé présente une porosité réduite lorsque la résistance du béton d'origine augmente. Cependant, ce rapport peut indiquer un potentiel pour une ZTI plus résistante, bien qu'un excès de calcium puisse entraîner la formation de cristaux plus volumineux, ce qui peut affaiblir cette zone (ZTI).

A 50 °C, les réactions d'hydratation sont accélérées, entraînant une augmentation de la teneur en calcium et une formation plus marquée des C-S-H. Les variations du rapport Ca/Si montrent la complexité de la formation des C-S-H dans les différentes matrices des mélanges. En effet, les rapports Ca/Si pour les mélanges BHP-0, BHP-50 et BHP-100 ont été respectivement à 3.54, 2.50 et 1.83, comme illustré à la figure 4.8. Un rapport Ca/Si plus élevé indique un environnement plus riche en calcium, généralement associé à une quantité importante des C-S-H. Cela peut contribuer à une performance meilleure de la ZTI. Cependant, bien que des températures de cure élevées puissent être bénéfiques, la plus faible teneur en calcium dans le BHP-100 peut limiter l'efficacité de la réaction pouzzolanique par rapport au BHP-50, en raison du taux plus élevé de substitution par des GR.

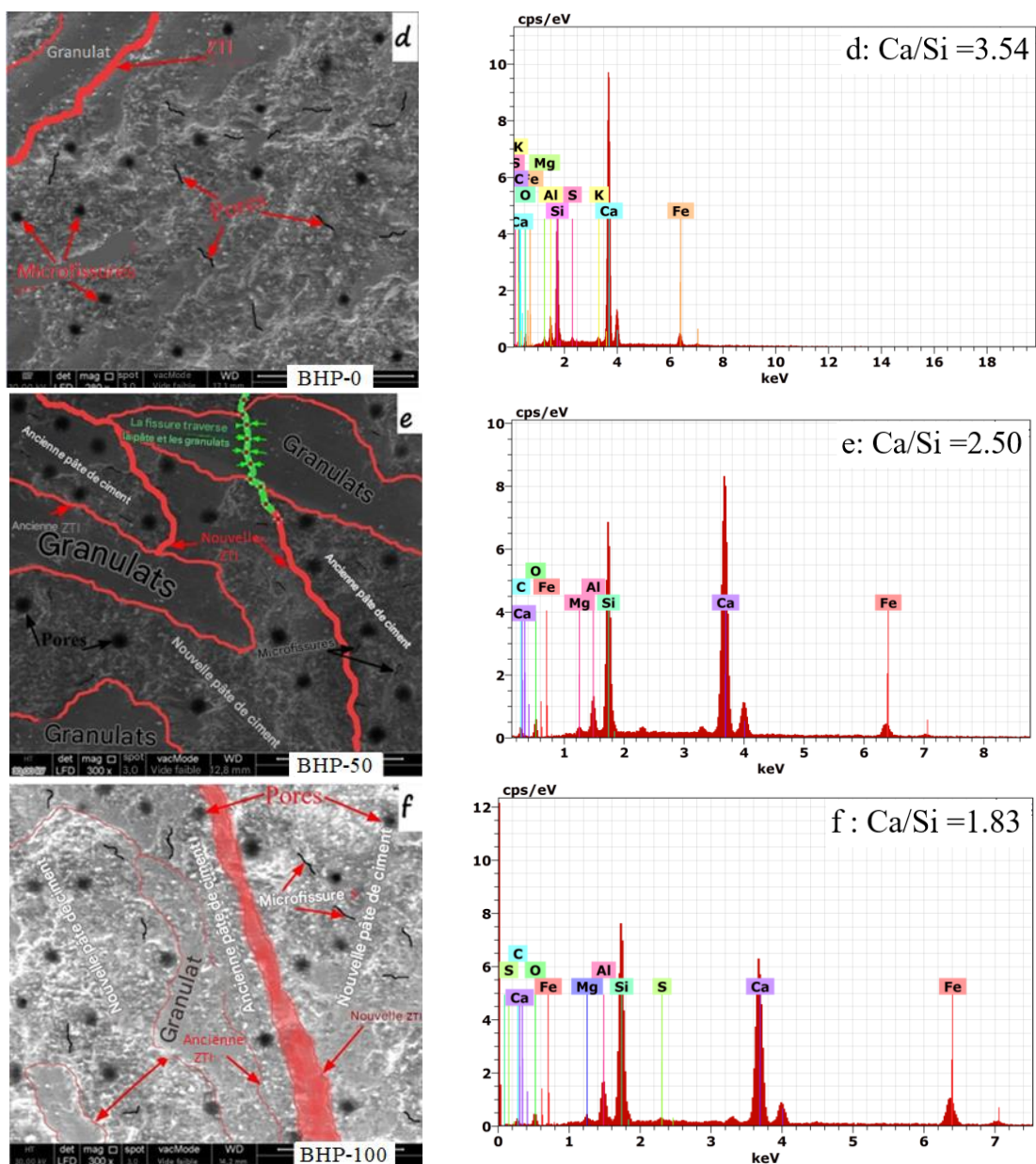


Figure 4. 8. Analyse des défauts microstructuraux des mélanges BHP-0/50/100 à 50 °C.

4.4. Conclusion

L'objectif de ce chapitre a été, conçu dans un premier temps, pour présenter les principales propriétés mécaniques qui peuvent identifier ce nouveau béton à BHP contenant des GR. Ces propriétés mécaniques sont: la résistance à la compression, résistance à la traction par flexion et le module d'élasticité. Dans un deuxième temps, la répartition des pores, des microfissures ainsi que des différentes ZTI a été analysée à l'aide du MEB. Les éléments chimiques présents dans la matrice cimentaire ont été identifiés par DRX. L'analyse des propriétés mécaniques ainsi que de la microstructure des différents BHP-0/100 a permis de dégager les principales conclusions suivantes:

1. La maniabilité des mélanges BHP-0/100 reste satisfaisante grâce à l'action du superplastifiant, bien que l'incorporation de GR réduise légèrement l'affaissement de ces mélanges ;
2. L'augmentation du taux de granulats recyclés (GR) entraîne une diminution progressive de la densité, tant à l'état frais qu'à l'état durci, cette baisse étant particulièrement marquée dans les mélanges à forte teneur en GR (BHP-100) ;
3. La vitesse des ondes ultrasonores diminue progressivement à mesure que le taux de GR augmente dans les mélanges de BHP. Le mélange BHP-0 présente la vitesse la plus élevée, avec 4587 m/s, tandis que le mélange BHP-100 enregistre la plus faible, à 4291 m/s ;
4. La résistance à la compression à 90 jours des mélanges BHP-25/100 varie de 76 à 82 MPa, tandis que celle du BHP-0 était de 76 MPa, dans des conditions de cure à 20 °C ;
5. Sous des conditions de cure scellée ou non couverte à 50 °C, la résistance à la compression est fortement réduite, atteignant à peine la moitié de celle observée pour les mélanges BHP-0/100 immergés dans l'eau à 20 °C ;
6. Les réductions de la résistance à la traction par flexion par rapport au mélange de BHP-0 étaient respectivement de 8 %, 14 %, 20 % et 32 % pour les mélanges des BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100 ;
7. Par rapport au BHP-0, le module d'élasticité des mélanges BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100 a diminué de 3.6 %, 4.8 %, 9.4 % et 10.2 %, respectivement ;
8. À 50 °C, la MEB révèle une augmentation significative des pores et microfissures dans les mélanges BHP-0, BHP-50 et BHP-100, due à la dilatation différenciée entre la nouvelle matrice cimentaire, l'ancienne pâte de ciment et les granulats ;
9. A 20 °C, l'analyse par DRX montre que l'augmentation des GR réduit le rapport Ca/Si, affaiblissant la résistance à la compression par dégradation de la ZTI. Un rapport Ca/Si

plus élevé favorise une ZTI plus forte, comme observé pour le mélange BHP-50 avec une résistance de 82 MPa ;

10. A 50 °C, l'accélération des réactions d'hydratation et pouzzolanique favorise une plus grande formation de C-S-H et augmente le rapport Ca/Si. Un rapport Ca/Si=3.54 élevé, comme dans BHP-0, est généralement associé à une ZTI plus performante. Toutefois, une substitution élevée par des GR, comme dans BHP-100, peut limiter cette efficacité en réduisant la teneur en calcium.

Chapitre 5 :

Retrait des BHP à base de granulats recyclés

Chapitre 5 : Retrait des BHP à base de granulats recyclés

5.1. Introduction

Le BHP est largement utilisé dans diverses constructions de génie civil, en raison de ses performances mécaniques et de la durabilité à long terme des éléments en béton armé. Cependant, un inconvénient du BHP est son retrait accru dès les premiers âges, en raison de son faible rapport eau/liant. Par ailleurs, l'utilisation des GR dans les projets de béton structurel est un domaine de recherche prometteur. Certes, la quantité de mortier attaché peut représenter de 20 % à 60 % du volume des GR, selon la taille des GN. L'utilisation de GR dans la fabrication de nouveaux BHP contenant du laitier (BHP) représente une orientation prioritaire pour les projets de recherche. Ainsi, le nouveau BHP à base de GR se caractérise par un volume accru de pâte de ciment (ancienne et nouvelle), qui constitue le principal siège des déformations volumétriques.

Pour répondre à cette problématique cruciale, ce chapitre vise à évaluer le comportement complexe du BHP fabriqué avec des GR. Il examine d'abord plus précisément l'impact de différents taux de substitution des GR sur le retrait du BHP exposé à température ambiante (20 °C) ainsi qu'à des températures de cure élevées (35 °C et 50 °C). Ensuite, un objectif majeur de ce chapitre est de mettre en évidence les écarts entre les valeurs mesurées du retrait et celles prédites par différents modèles. Enfin, et afin d'améliorer la précision des prévisions et de réduire ces écarts, les modèles Eurocode 2 et GL2000 sont ajustés à l'aide de coefficients de correction partiels.

5.2. Retrait endogène

La figure 5.1 montre le retrait des mélanges BHP-0/100 mesuré sur une période de 360 jours et exposés à des températures de cure élevées allant de 20 à 50 °C. Selon cette figure, le retrait de tous les mélanges BHP-0/100 évolue de manière hyperbolique avec la température de cure et quel que soit le taux de GR. Le taux d'augmentation du retrait endogène est inversement proportionnel au taux de substitution du GR. Cependant, il augmente lorsque la température de cure passe de 20 °C à 50 °C.

Lorsque la température est maintenue à 20 °C, le retrait endogène des mélanges BHP-25/100 diminue de manière significative avec l'augmentation de la quantité de GR, comme

illustré à la figure 5.1(a). Les déformations de retrait des mélanges BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100 ont diminué de 10 %, 14 %, 29 % et 33 %, respectivement par rapport au mélange de référence BHP-0 à 30 jours. Néanmoins, ces pourcentages de diminution étaient respectivement de 4 %, 6 %, 8 % et 10 %, à 360 jours. Le plus faible retrait endogène des mélanges BHP-25/100 est principalement attribué à la quantité de GR, qui augmente le volume de pâte (ancienne et nouvelle), fournissant ainsi une cure interne. Cet effet modéré de cure interne aide à contrôler la perte d'humidité interne et favorise un processus continu d'hydratation d'ajout minéraux du laitier, conformément aux observations de Zhutovsky et Kovler [153]. Dans ces conditions, la tension capillaire, qui constitue la principale cause de la réduction de volume de la matrice, a été notablement atténuée grâce au transfert de l'eau stockée dans les GR vers la nouvelle pâte cimentaire par action capillaire.

Lorsque les températures de cure augmentent à 35 °C et 50 °C, l'augmentation des déformations de retrait endogène pour les mélanges BHP-0/100 varie respectivement de 44 % à 49 % et de 83 % à 103 %, par rapport aux mélanges exposés à 20 °C (Figure 5.1).

L'augmentation du retrait endogène des BHP-0 lors de la cure à des températures élevées (35°C et 50°C) est liée à l'accélération du processus d'hydratation de la matrice cimentaire. Cette réaction rapide entraîne une perte d'eau plus rapide par succion ou évaporation, ce qui contribue à la formation de pores et de microfissures dans la couche superficielle, comme observé dans les défauts microstructuraux des mélanges BHP-0, BHP-25, et BHP-100 (Figure 4.8 (chapitre 04)). Ces effets favorisent la perte de masse et la réduction de volume du béton. Par conséquent, les anciennes comme les nouvelles pâtes cimentaires subissent un retrait volumique plus important. De plus, des températures plus élevées renforcent la réactivité initiale du laitier en favorisant la formation d'un gel C-S-H plus polymérisé, ce qui accroît le retrait endogène en raison d'une porosité capillaire réduite et d'une tension interne accrue, comme l'ont confirmé Oinam et al. [196].

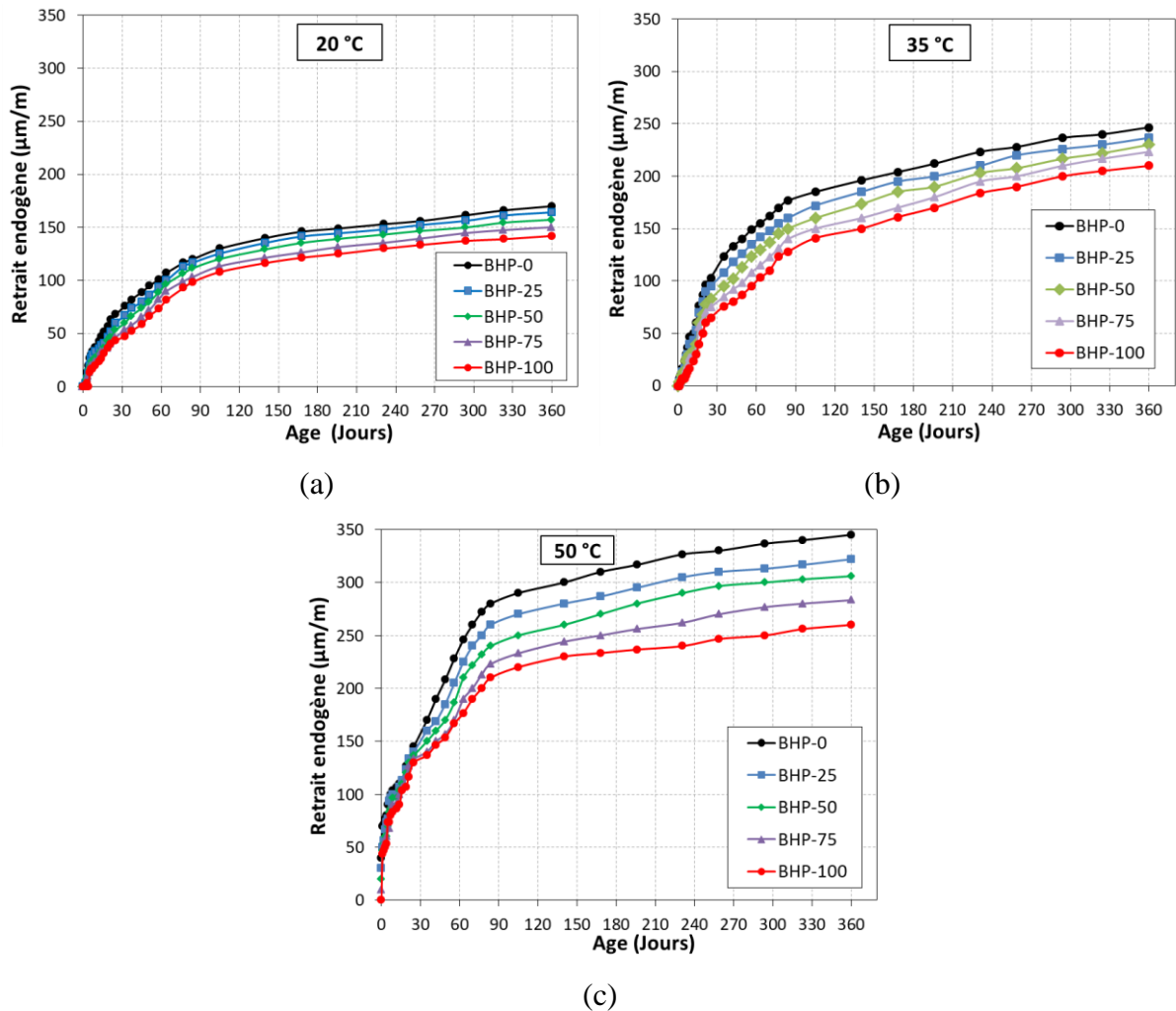


Figure 5. 1. Retrait endogène des mélanges BHP-0/100 à différentes températures de cure.

5.3. Retrait de séchage

L'augmentation du retrait de séchage des mélanges BHP-25/100 était plus marquée que la diminution du retrait endogène. Ainsi, il augmente considérablement à la fois avec le pourcentage de GR et la température de cure, comme le confirme la figure 5.2. Comparé au mélange BHP-0 durci à 20 °C, le retrait de séchage à 360 jours des mélanges BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100 a augmenté respectivement de 7 %, 13 %, 19 % et 28 %. Sous une température de 35 °C, les augmentations sont respectivement de 8 %, 17 %, 27 % et 39 %. Par conséquent, les valeurs de déformation des mélanges BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100 à 50 °C sont respectivement supérieures de 10 %, 16 %, 24 % et 33 % par rapport à celle du mélange BHP-0. De manière générale, à des températures de cure de 35 °C et 50 °C, le retrait de séchage des mélanges BHP-0/100 a augmenté respectivement de 3 % à 8 % et de 26 % à 32 %, comparé aux mélanges BHP-0/100 exposés à 20 °C, comme le montre la figure 5.2.

L'augmentation du retrait de séchage des mélanges BHP-25/100 est principalement due à un volume plus important de matrice cimentaire, ce qui génère davantage de chaleur lors de l'hydratation et favorise l'évaporation de l'eau. Cet effet est particulièrement prononcé en présence d'une teneur élevée en GR et sous des températures de cure élevées. Cette situation peut entraîner la formation de micropores interconnectés menant à la création de pores plus larges, comme l'ont confirmé Ba et al. [203]. Il en résulte une microstructure poreuse, dans laquelle la matrice est plus sujette à une déformabilité accrue.

Le retrait de séchage est fortement influencé par l'humidité relative. Une température de cure plus élevée entraîne une diminution plus rapide de l'humidité, provoquant une incompatibilité de dilatation thermique entre la pâte (qu'elle soit ancienne ou nouvelle) et les granulats. Ce phénomène est également accentué par la rigidité réduite des GR.

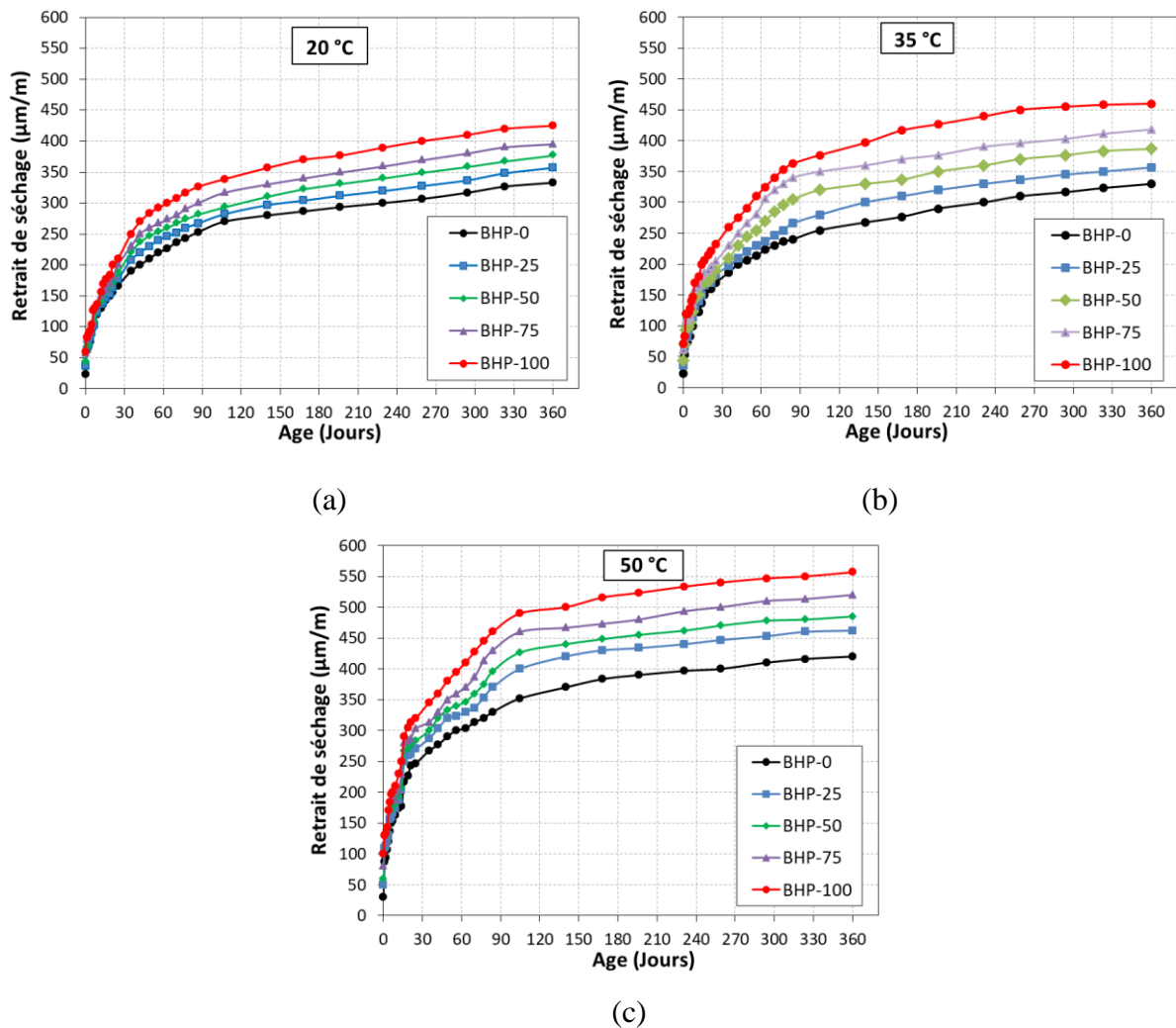


Figure 5. 2. Retrait de séchage des mélanges BHP-0/100 à différentes températures de cure.

5.4. Retrait total

Le retrait total dépend principalement du retrait au séchage, les deux phénomènes présentant généralement des tendances d'évolution similaires dans diverses formulations contenant des GR ou des GN. Ces comportements de retrait sont fortement influencés par l'humidité relative, qui diminue à des températures de cure élevées, entraînant une incompatibilité de dilatation thermique entre la pâte (ancienne ou nouvelle) et les granulats.

Ce phénomène est en outre aggravé par la moindre rigidité des GR. Dans ce contexte, le retrait total de tous les mélanges BHP-25/100 est supérieur à celui observé pour le BHP-0, son ampleur dépendant fortement des conditions de cure.

A 360 jours, les valeurs de déformation des mélanges BHP-0/100 à 35 °C et 50 °C sont respectivement supérieures de 15 % à 18 % et de 46 % à 53 % à celles mesurées à température ambiante (20 °C), comme le montre la figure 5.3.

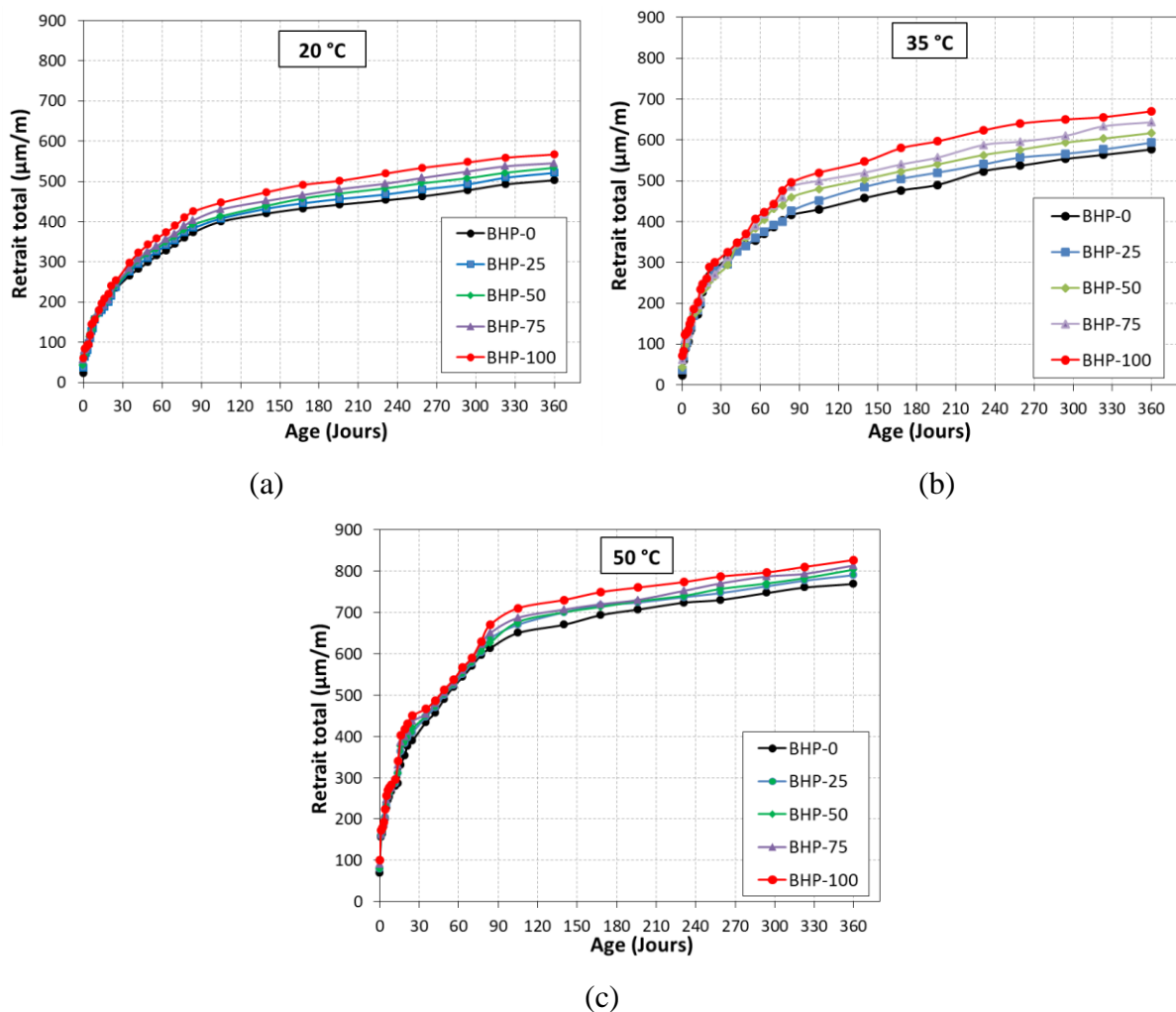


Figure 5. 3. Retrait total des mélanges BHP-0/100 à différentes températures de cure.

5.5. Comparaison des résultats expérimentaux aux modèles de prédiction

Cette section consiste à réaliser une analyse comparative entre les valeurs expérimentales et les différents modèles de prédiction du retrait des BHP à base de GR. Plusieurs modèles ont été proposés pour estimer le retrait des bétons. Ces modèles sont présentés dans le tableau 5.1.

L'application de ces principaux modèles de conception au BHP contenant divers taux de substitution de GR a révélé qu'ils ne sont pas appropriés pour prédire le retrait endogène, le retrait de séchage, et par conséquent le retrait total. En effet, les codes de conception surestiment le retrait endogène. Parmi eux, l'ACI 209-2R est le plus conservateur, surestimant de manière significative le retrait total.

Tableau 5. 1. Modèles de prédiction quantitative du retrait.

Modèle	Modèle de prédiction
Eurocode 2 [193]	<p>Retrait Endogène: $\varepsilon_{ca}(t) = \beta_{as}(t) \varepsilon_{ca}(\infty)$ $\beta_{as}(t) = 1 - \exp(-0.2t^{0.5})$ $\varepsilon_{ca}(\infty) = 2.5(f_{ck} - 10) \cdot 10^{-6}$</p> <p>Retrait de séchage: $\varepsilon_{cd}(t) = \beta_{ds}(t, t_s) \cdot \varepsilon_{cd0} \cdot k_h$ $\beta_{ds}(t, t_s) = ((t - t_s)) / ((t - t_s) + 0.04 \sqrt{h_0^3})$ $\beta_{RH} = 1.55[1 - (RH/100)^3]$ $\varepsilon_{cd,0} = 10^{-6} \cdot 0.85 \left[(220 + 110\alpha_{ds1}) \exp\left(-\alpha_{ds2} \frac{f_{cm}}{10}\right) \right] \beta_{RH}$</p>
CEB-MC2010 [204]	<p>Retrait Endogène: $\varepsilon_{cbs}(t) = \varepsilon_{cbs0}(f_{cm}) \beta_{bs}(t)$ $\varepsilon_{cbs0} = \alpha_{bs} \left[\frac{f_{cm}/10}{6+f_{cm}/10} \right]^{2.5} 10^{-6}$, $\beta_{bs}(t) = [1 - \exp(-0.2\sqrt{t})]$</p> <p>Retrait de séchage: $\varepsilon_{cds}(t, t_s) = \varepsilon_{cds0}(f_{cm}) \beta_{RH} \beta_{ds}(t - t_s)$ $\varepsilon_{cds0} = [(220 + 110\alpha_{ds1}) \exp(-\alpha_{ds2} f_{cm})] 10^{-6}$ $\beta_{RH} = 1.55[1 - (RH/100)^3]$ $\beta_{ds}(t - t_s) = \left[\frac{(t - t_s)}{0.035 \cdot h_0^2 + (t - t_s)} \right]^{0.5}$</p>
AASHTO LRFD [205]	<p>Retrait de séchage: $\varepsilon_{sh} = 0.48 \cdot 10^{-3} k_s k_{hs} k_f k_{td}$ $k_s = 1.45 - 0.13 \left(\frac{V}{S}\right)$, $k_{hs} = 2.0 - 0.01RH$, $k_f = 5/(1 + f_{cm})$ $k_{td} = (t) / (12 ((100 - 4f_{cm}) / (f_{cm} + 20))) + t$</p>
GL2000 [206]	<p>Retrait de séchage: $\varepsilon_{cas}(t) = \varepsilon_{shu} \beta(t, t_s) \beta(h)$ $\varepsilon_{shu} = 900 k \sqrt{30/f_{cm28}} \times 10^{-6}$ $\beta(t, t_s) = [(t - t_s) / ((t - t_s) + 0.12(V/S)^{0.5})]$ $\beta(h) = 1 - 1.18(RH)^4$</p>
ACI 209-2R [207]	<p>Retrait total: $\varepsilon_{sh}(t, t_s) = \frac{(t-t_s)^\alpha}{f+(t-t_s)^\alpha} \varepsilon_{shu}$ $f = 26 \cdot \exp(0.142 \cdot V/S)$, $\varepsilon_{shu} = 780 \cdot 10^{-6} \cdot \gamma_{sh,tc} \cdot \gamma_{sh,RH} \cdot \gamma_{sh,vs} \cdot \gamma_{sh,\psi} \cdot \gamma_{sh,c} \cdot \gamma_{sh,\alpha}$</p>
<p>t : âge du béton (jours), t_s : âge du béton au début du séchage, f_{ck} : résistance caractéristique à la compression h_e = 2Ac/u : Ac et u étant respectivement l'aire de la section transversale et le périmètre de la section exposée α_{as} / α_{ds1} / α_{ds2} : coefficients dépendant du type de ciment, f_{cm} : résistance moyenne à la compression (MPa) V/S : V est le volume de l'éprouvette (mm³) et S la surface de l'éprouvette (mm²) γ_{sh,RH} : paramètre dépendant de l'humidité relative (HR), k_h : coefficient sans dimension dépendant de l'épaisseur moyenne γ_{sh,ψ} : paramètre dépendant des granulats; γ_{sh,vs} : paramètre dépendant de h₀; γ_{sh,s} : paramètre dépendant de l'affaissement γ_{sh,tc}:paramètre dépendant de t_s; γ_{sh,c}:paramètre dépendant de la teneur en ciment ; γ_{sh,α}:paramètre dépendant de la teneur en air</p>	

La figure 5.4 montre que le modèle de l’Eurocode 2 surestime significativement le retrait endogène au jeune âge, et le sous-estime à un âge plus avancé. En revanche, le modèle CEB-MC2010 surestime la déformation de retrait à tous les âges. Selon les modèles de l’Eurocode 2 et du CEB-MC2010, les résultats sont plus proches de la ligne d’égalité à un âge plus avancé (c’est-à-dire à des déformations plus élevées). Le modèle de l’Eurocode 2 a donné une valeur moyenne de $V_{\text{test}}/V_{\text{pred}}$ de 0.72, avec un écart-type (ET) de 0.25. Le modèle CEB-MC2010 a présenté la valeur moyenne la plus basse, soit 0.64, ainsi que le plus faible écart-type, à 0.22. Cet écart entre les valeurs expérimentales et prédites révèle que ces modèles théoriques ne prennent pas efficacement en compte la teneur en GR, laquelle contribue à une humidité accrue. L’humidité interne du béton contenant des GR est un facteur déterminant dans le retrait endogène.

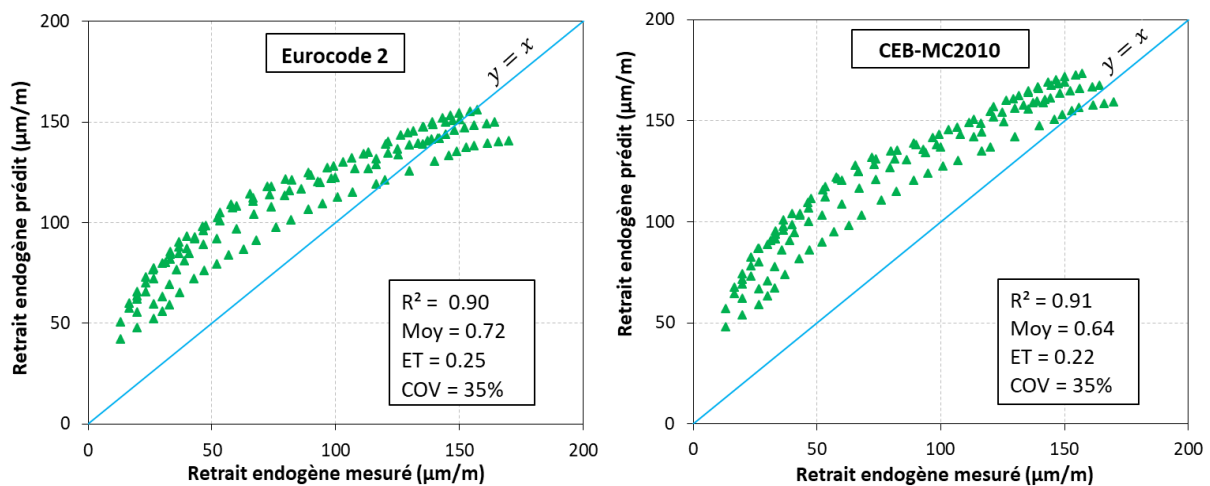


Figure 5. 4. Comparaison entre les déformations expérimentales de retrait endogène et celles prédites par l’Eurocode 2 et CEB-MC2010.

De plus, les valeurs estimées du retrait au séchage les plus proches des valeurs mesurées sont celles calculées à l’aide des modèles Eurocode 2 [193], CEB-MC2010 [204], AASHTO [205] et GL2000 [206], comme le montre la figure 5.5. En effet, le modèle GL2000 a généré des déformations cohérentes avec une valeur moyenne de 0.93 et un écart type (ET) de 0.16. De même, le modèle CEB-MC2010 décrit de manière cohérente le retrait de séchage des mélanges BHP-0/100, avec une valeur moyenne de 1.24 et un écart type (ET) de 0.21. En comparant les déformations obtenues par le modèle AASHTO à celles de l’Eurocode 2, ce dernier présente une valeur moyenne plus élevée de 1.30 contre 1.18, ainsi qu’une dispersion plus importante avec un écart type de 0.55 contre 0.33, comme l’illustre la figure 5.5.

Cette différence modérée entre le retrait expérimental et celui prédit révèle que les modèles théoriques utilisés ne prennent pas en compte certains facteurs essentiels, tels que la teneur résiduelle en mortier, le module d'élasticité du GR et la température. La déformation de retrait est approximativement proportionnelle à la teneur en eau stockée dans les GR. La résistance et la rigidité, en particulier le module d'élasticité des GR, sont responsables de la déformabilité du béton, notamment de son retrait. Par ailleurs, la maturité du béton est influencée par la température à laquelle il est exposé durant le processus de cure.

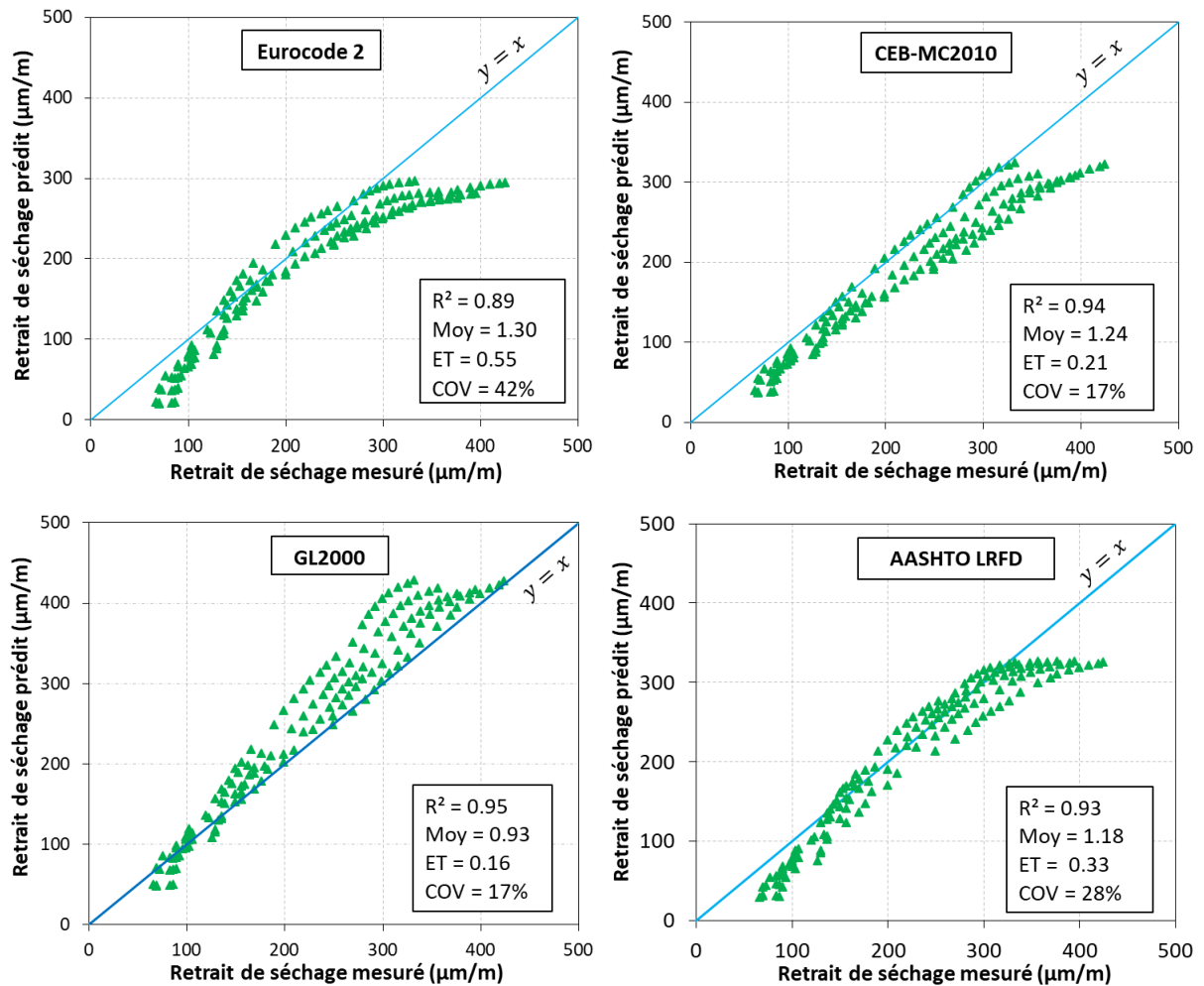


Figure 5. 5. Comparaison entre les déformations de retrait de séchage expérimentales et celles prédites par l’Eurocode 2, CEB-MC2010, GL2000 et AASHTO.

Comme illustré à la figure 5.6, les modèles Eurocode 2, ACI 209-2R et CEB-MC2010 tendent à fournir des prédictions légèrement plus précises du retrait total, avec des valeurs moyennes plus proches des données expérimentales et des coefficients de variation (COV) plus faibles. Les modèles Eurocode 2 et CEB-MC2010 ont respectivement donné des valeurs

moyennes de 1.00 et 0.96, avec des COV de 13 % et 10 %. En revanche, le modèle ACI 209-2R est le seul à surestimer significativement le retrait total des mélanges BHP-0/100, comme en témoigne sa valeur moyenne relativement faible (0.88) et son coefficient de variation (COV) le plus élevé, atteignant 38 %.

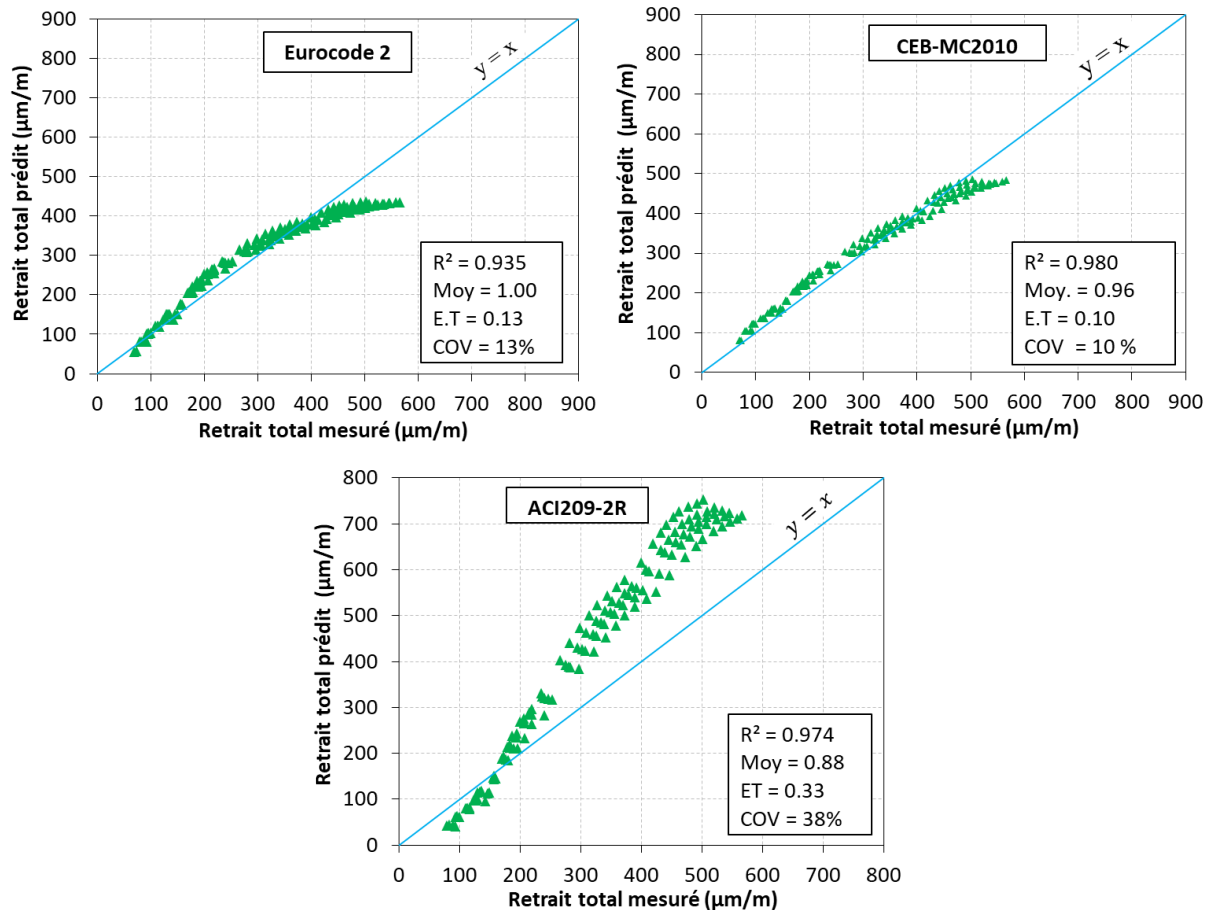


Figure 5. 6. Comparaison entre les déformations de retrait total expérimentales et celles prédites par les modèles de l’Eurocode 2, CEB-MC2010 et ACI 209-2R.

Pour résumer cette section, les modèles utilisés dans la présente étude prennent en compte l’influence de divers facteurs tels que le temps, la résistance du béton, l’humidité relative, la géométrie des échantillons et le type de ciment. Par conséquent, ils ont tendance à surestimer de manière significative le retrait endogène. Cependant, ils peuvent également être utilisés pour prédire le retrait de séchage, bien qu’ils demeurent relativement conservateurs. Par conséquent, la prédiction du retrait endogène et du retrait au séchage nécessite de prendre en compte des facteurs clés, tels que la teneur en GR, le module d’élasticité des GR et la température. Ces paramètres représentent des facteurs de calibration qui doivent être pris en

compte dans chaque modèle afin d'atteindre une précision maximale et de minimiser la dispersion.

Dans ce contexte, Revilla-Guesta et al. [208] ont souligné que la prédiction du retrait du BHP est principalement influencée par des facteurs clés tels que la teneur et la maturité des GR, l'âge du béton, ainsi que l'incorporation de liants alternatifs comme l'oxyde de magnésium (MgO). Ces facteurs sont intégrés sous forme de coefficients de correction partiels dans les modèles de prédiction du retrait de l'Eurocode 2 et de l'ACI 209-2R. En appliquant ces coefficients de correction partiels aux modèles de prédiction de retrait de l'Eurocode 2 et de l'ACI 209.2R, le retrait peut être estimé à tous les âges avec une marge d'erreur maximale de $\pm 20\%$.

5.6. Ajustement des modèles de prédiction du retrait

En général, la principale incertitude dans les modèles de prédiction du retrait du béton réside dans leur dépendance à des paramètres intrinsèques, tels que la composition du béton et la résistance à la compression, ainsi qu'aux conditions environnementales, notamment la température ambiante et l'humidité relative. En l'absence d'une théorie mathématique capable de prendre en compte de manière rigoureuse à la fois les paramètres intrinsèques et environnementaux, la précision des modèles de prédiction du retrait demeure limitée. Ainsi, et afin d'améliorer la précision des prédictions, les paramètres des modèles sont généralement ajustés à partir de résultats d'essais.

Dans la présente étude, il est constaté que les modèles de prédiction du retrait actuellement disponibles ne prennent pas suffisamment en compte certains facteurs critiques, tels que la température de cure et la teneur en GR. Afin de prédire avec précision le retrait endogène et le retrait de séchage des BHP contenant des GR, en particulier lorsqu'ils sont exposés à des températures supérieures à 20 °C, les modèles proposés par Eurocode 2 et GL2000 sont ajustés à l'aide de coefficients de correction partiels.

5.6.1. Paramètres d'ajustement

Le modèle Eurocode 2 ajusté nécessite l'application de coefficients de correction afin de prédire avec précision le retrait endogène des mélanges BHP-0/100. Les composantes du retrait endogène sont définies dans l'équation 5.1.

$$\varepsilon_{en.calibré}(t) = \varepsilon_{en,c0} \cdot \beta(T) \cdot \psi(GR) \quad (5.1)$$

$\varepsilon_{en,mod}(t)$ est le modèle calibré, $\beta(T)$ est le facteur d'ajustement tenant compte de l'influence de la température, $\psi(GR)$ est le facteur d'ajustement basé sur la teneur en GR, et $\varepsilon_{au,c0}$ représente le retrait endogène prédit selon le modèle de l'Eurocode 2.

Pour $T=35^{\circ}\text{C}$, $\beta(T) = 0.345 \ln(t)$ pour BHP-0 et $\beta(T) = 0.209 \ln(t)$ pour BHP-25/100 (Tableau 5.2). En tant que paramètre cinétique, $\beta(T)$ présente une croissance rapide aux jeunes âges, entraînant un retrait endogène initial important, tandis qu'à des âges plus avancés, son taux d'augmentation plus lent conduit à une réduction progressive de l'évolution du retrait. $\psi(GR) = 1/(0.842 + 0.117 GR)$ affecte l'ampleur du retrait endogène. A mesure que le pourcentage de GR augmente, $\psi(GR)$ diminue, réduisant ainsi la prédiction du retrait, ce qui est cohérent avec le comportement observé expérimentalement.

Pour $T = 50^{\circ}\text{C}$, $\beta(T)$ influence à la fois l'amplitude et la cinétique du retrait. $\psi(GR)$ ajuste l'amplitude finale du retrait endogène en fonction du taux de GR (Tableau 5.2).

Dans les modèles Eurocode 2 [193] ou GL2000 [206], une procédure de calibration était autorisée afin d'ajuster la cinétique et l'amplitude du retrait de séchage en intégrant simultanément deux facteurs de calibration : teneur en GR ($\phi(GR)$) et l'effet de la température ($\lambda(T)$). L'équation (5.2) a été utilisée comme référence principale pour le processus d'ajustement.

$$\varepsilon_{rs,cal}(t) = \varepsilon_{rs0}(t) \cdot \lambda(T) \cdot \phi(GR) \quad (5.2)$$

$\varepsilon_{rs0}(t)$ représente le modèle non calibré (Eurocode 2 ou GL2000).

Les modèles Eurocode 2 [193] ou GL2000 [206] sous-estiment le retrait de séchage, en particulier aux premiers stades (jusqu'à 7 jours). Pour améliorer la précision du modèle, le facteur de calibration a été ajusté à une valeur supérieure à l'unité, permettant ainsi de mieux aligner les résultats simulés sur les données mesurées.

Pour $T = 35^{\circ}\text{C}$, $\lambda(T) = 0.571 \times \exp(0.02(T - T_0))$ pour le mélange BHP-0/100 dans le modèle Eurocode 2 ajusté, et $\lambda(T) = 0.475 \times \exp(0.02(T - T_0))$ dans le modèle GL2000 ajusté (Tableau 5.2). Le coefficient $\lambda(T)$ influence la cinétique du retrait et dépend directement des résultats expérimentaux, augmentant avec la température de cure.

$\phi(GR) = 2 / (2 - 0.715 \times GR)$ est utilisé pour les modèles calibrés Eurocode 2 et GL2000. Le facteur $\phi(GR)$ accroît l'amplitude du retrait de séchage et est dérivé des résultats expérimentaux.

Ces facteurs de calibration ont été obtenus à l'aide d'une approche itérative basée sur la méthode des moindres carrés, afin d'assurer la meilleure concordance possible entre les valeurs mesurées et les valeurs prédites. Le tableau 5.2 présente les coefficients de correction partielle pour les mélanges BHP-0/100 dans les modèles de prédiction du retrait d'Eurocode 2 [193] et du GL2000 [206].

Tableau 5. 2. Facteurs de calibration pour les mélanges BHP-0/100.

Retrait endogène (T = 35 °C)			
	$\beta(T)$ t: âge du béton, T: temperature		$\psi(GR)$
	GR = 0	0 < GR ≤ 100%	0 < GR ≤ 100%
Eurocode 2	0.345 ln(t)	0.209 ln(t)	1/(0.842 + 0.117 GR)
Retrait endogène (T = 50 °C)			
	$\beta(T)$		$\psi(GR)$
	GR = 0	0 < GR ≤ 100%	0 < GR ≤ 100%
Eurocode 2	1.08 exp(0.02(T - T ₀))	1.06 exp(0.02(T - T ₀))	1/(1.097 + 0.117 GR)
Retrait de séchage (T = 35 °C)			
	$\lambda(T)$		$\phi(GR)$
	GR = 0	0 < GR ≤ 100%	0 < GR ≤ 100%
Eurocode 2	0.571 exp(0.02(T - T ₀))		2/(2 - 0.715 GR)
GL2000	0.475 exp(0.02(T - T ₀))		2/(2 - 0.715 GR)
Retrait de séchage (T = 50 °C)			
	$\lambda(T)$		$\phi(GR)$
	GR = 0	0 < GR ≤ 100%	0 < GR ≤ 100%
Eurocode 2	0.571 exp(0.02(T - T ₀))		2/(2 - 0.715 GR)
GL2000	0.590 exp(0.017(T - T ₀))		3/(3 - 0.778 GR)

5.6.2. Précision des modèles ajustés

Le modèle Eurocode 2 calibré fournit une prédiction fiable du retrait endogène à 35 °C, montrant une forte corrélation linéaire entre les valeurs mesurées et prédites, avec une marge d'écart de ±10 % et un écart type de 0.19, comme illustré dans la figure 5.7. Cependant, lorsque le retrait mesuré est inférieur à 50 µm/m, plusieurs points de données se situent en dehors de cette bande de tolérance de ±10 %.

A 50 °C, le modèle Eurocode 2 calibré permet une estimation fiable du retrait endogène à long terme, avec une déviation maximale de ± 20 % et un écart-type de 0.17, comme montré dans la figure 5.7. Cependant, aux jeunes âges (retrait < 200 µm/m), le modèle dépasse légèrement la limite de déviation de +20 %. D'autre part, on constate que le modèle Eurocode 2 calibré se situe la bande de tolérance de ±20 %, pour des déformations de retrait dépassant d'environ 200 µm/m.

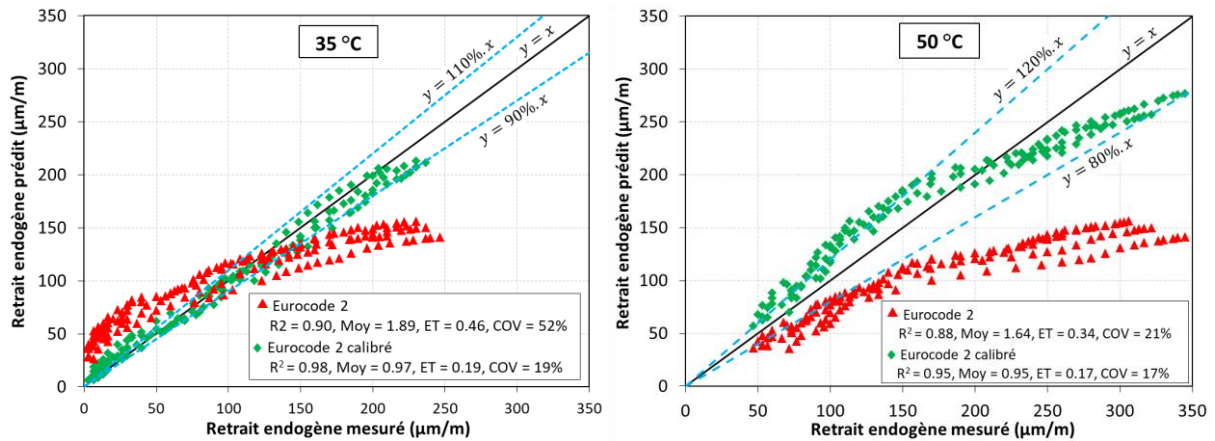


Figure 5. 7. Comparaison entre les déformations de retrait endogène expérimentales et celles prédites par le modèle calibré de l’Eurocode 2.

D’un autre côté, les modèles calibrés Eurocode 2 et GL2000 suivent une relation linéaire entre le retrait de séchage prédit et mesuré à 35 °C. Le modèle GL2000 offre une prédiction plus précise du retrait à long terme, avec des écarts maximaux dans une plage de $\pm 10\%$ et un écart-type de 0.13, comme le montre la figure 5.8. En revanche, le modèle de Eurocode 2 montre que les points de données deviennent plus dispersés pour des valeurs de retrait plus élevées ($> 200 \mu\text{m/m}$), ce qui se reflète par un écart maximal de $\pm 20\%$ et un écart-type de 0.18, comme l’indique la figure 5.8(a)). Bien que la sous-estimation ou la surestimation soit faible, cela indique que les facteurs de correction pourraient encore être améliorés à des niveaux de retrait élevés, en particulier pour l’Eurocode 2 calibré. Cela pourrait être dû aux effets à long terme de la teneur en GR et à son interaction avec la température pendant le processus de séchage.

A 50 °C, le modèle Eurocode 2 calibré sous-estime modérément le retrait de séchage à tous les âges, avec une précision de $\pm 20\%$ et un écart-type de 0.55, comme illustré dans la figure 5.8 (c). Cette sous-estimation reflète la difficulté de représenter les taux de retrait rapides à des températures élevées, malgré les facteurs de correction liés à la température et à la teneur en GR. Le modèle GL2000 calibré prédit avec précision le retrait de séchage au jeune âge et à 50 °C, en correspondant étroitement aux valeurs mesurées, avec très peu de points de données dépassant la ligne de déviation de -20% . Cela indique sa sensibilité au retrait de séchage à court terme et à une température de cure 50 °C. L’écart maximal de $\pm 20\%$ et un faible écart-type de 0.20 soulignent encore davantage les performances supérieures du modèle GL2000 calibré, comme le témoigne la figure 5.8(d), ce qui suggère qu’il est mieux

adapté à la prédiction du retrait de séchage à des températures élevées, aussi bien à court qu'à long terme.

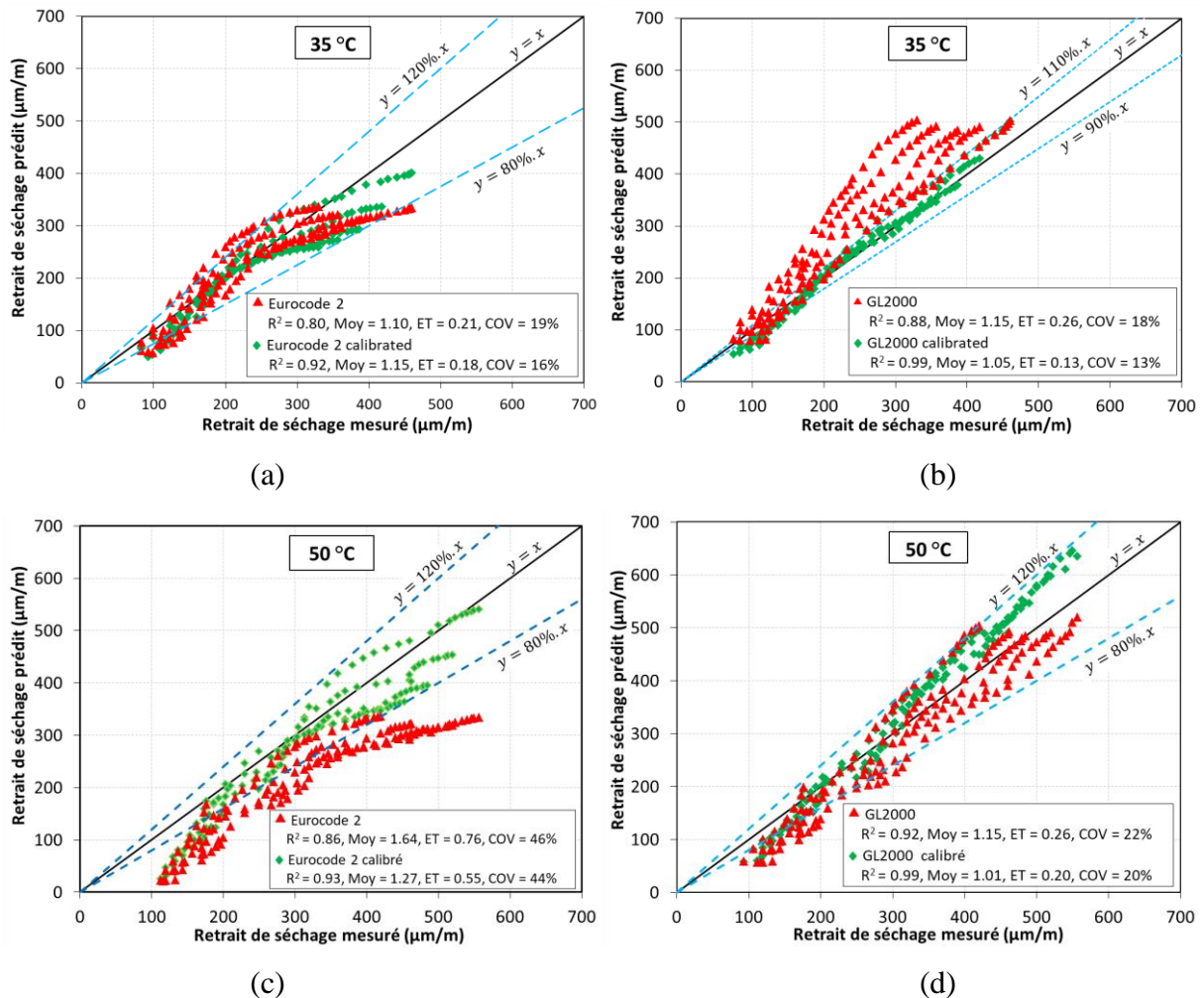


Figure 5. 8. Comparaison entre les déformations de retrait de séchage expérimentales et celles prédites par les modèles Eurocode 2 et GL2000 calibrés.

5.7. Conclusion

L'objectif de ce travail a été, dans un premier temps, de mesurer les comportements de retrait des BHP contenant des GR, en conditions endogène et total, pour différentes températures de cure et sur une période de 360 jours. Dans un second temps, une analyse comparative de quelques modèles de prédiction (Eurocode 2, ACI 209-2R, CEB- MC2010, AASHTO LRFD, et GL2000) a été réalisée afin de déterminer les modèles les plus adaptés à la prédiction des retraits endogène, de séchage et total. Ensuite, deux modèles ont été sélectionnés (Eurocode 2 et GL2000) pour procéder à un ajustement des paramètres intrinsèques aux BHP-0/100. Cet ajustement permet ainsi d'extrapoler à long terme (jusqu'à 360 jours) les déformations de retrait. Les conclusions sont les suivantes:

- À une température de 20 °C, le retrait endogène des bétons BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100 est réduit respectivement de 4 %, 6 %, 8 % et 10 % par rapport au BHP-0, après 360 jours ;
- À des températures de cure respectivement de 35 °C et 50 °C, les déformations de retrait endogène des mélanges BHP-0/100 augmentent de 44 % à 49 % et de 83 % à 103 % par rapport à celles observées à 20 °C ;
- Comparativement au mélange BHP-0 durci à 20 °C, le retrait de séchage à 360 jours des mélanges BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100 a augmenté respectivement de 7 %, 13 %, 19 % et 28 % ;
- À des températures de cure de 35 °C et 50 °C, le retrait de séchage des mélanges BHP-0/100 a augmenté respectivement de 3 % à 8 % et de 26 % à 32 %, comparé aux mélanges BHP-0/100 exposés à 20 °C ;
- L'Eurocode 2 surestime notablement le retrait endogène ($V_{\text{test}}/V_{\text{pred}} = 0,75$; écart type = 0.25), tandis que le code CEB-MC2010 présente la moyenne la plus faible (0.64) ainsi qu'une variabilité réduite (écart type = 0.22) ;
- Le modèle GL2000 a prédit le retrait de séchage avec une valeur moyenne de 0.93 et un écart type de 0.16. De même, le modèle CEB-MC2010 décrit de manière cohérente le retrait de séchage des mélanges BHP-0/100, avec une valeur moyenne de 1.24 et un écart type de 0.21 ;
- En comparant les déformations de retrait de séchage obtenues par le modèle AASHTO à celles de l'Eurocode 2, ce dernier présente une valeur moyenne plus élevée de 1.30 contre 1.18, ainsi qu'une dispersion plus importante avec un écart type de 0.55 contre 0.33 ;
- Les modèles calibrés GL2000 et Eurocode 2 présentent une forte linéarité avec le retrait de séchage mesuré à 35 °C, avec des écarts maximaux de ± 10 % et ± 20 %, respectivement. A 50 °C, le modèle GL2000 calibré conserve une grande précision ($R^2 = 0.99$, Écart type = 0.20), tandis que le modèle Eurocode 2 calibré affiche des performances modérées ($R^2 = 0.93$, Écart type = 0.55).

Conclusion générale

Conclusion générale

Cette étude a examiné l'influence des GR sur les propriétés mécaniques et microstructure du béton à hautes performances contenant du laitier sous diverses conditions de cure thermique (20°C, 35°C, et 50°C). Une évaluation comparative des valeurs expérimentales de retrait a été réalisée à l'aide des principaux modèles prédictifs (Eurocode 2, ACI 209-2R, CEB-MC2010, AASHTO LRFD et GL2000), afin d'évaluer leur pertinence pour des BHP à base de GR. Pour prédire avec précision les retraits endogène et de séchage des mélanges BHP-0/100, les modèles Eurocode 2, ACI 209-2R, et GL2000 et sont calibrés à l'aide de facteurs de correction partiels, tenant compte de la teneur en GR et des effets des différentes températures de cure.

Les principaux résultats issus de cette recherche sont résumés ci-dessous.

1. Essais réalisés pour la caractérisation des BHP-0/100 :

- La maniabilité des mélanges BHP-0/100 reste satisfaisante grâce à l'action combinée du superplastifiant et du laitier, bien que l'incorporation de GR entraîne une légère diminution de l'affaissement. Les valeurs d'affaissement enregistrées varient entre 18 et 23 cm ;
- La résistance à la compression à 90 jours des mélanges BHP-25/100 varie entre 76 et 82 MPa, tandis que celle du mélange témoin BHP-0 atteint 76 MPa, dans des conditions de cure standard à 20 °C ;
- Les réductions de la résistance à la traction par flexion par rapport au mélange BHP-0 étaient respectivement de 8 %, 14 %, 20 % et 32 % pour les mélanges BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100 ;
- Par rapport au mélange BHP-0, le module d'élasticité des mélanges BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100 a diminué respectivement de 3.6 %, 4,8 %, 9.4 % et 10.2 % ;
- À 50 °C, le MEB met en évidence une augmentation significative de la porosité et des microfissures dans les mélanges BHP-0, BHP-50 et BHP-100, attribuable à la dilatation différenciée entre la nouvelle matrice cimentaire, l'ancienne pâte de ciment et les granulats ;
- À 50 °C, l'analyse DRX révèle une formation accrue de C-S-H et une augmentation du rapport Ca/Si, dues à l'accélération des réactions d'hydratation et pouzzolaniques. Un rapport Ca/Si élevé (3,54), comme dans le mélange BHP-0, améliore généralement la ZTI.

Cependant, une forte substitution par GR, comme dans BHP-100, peut réduire cette efficacité en limitant la disponibilité en calcium.

2. Essais sur le retrait des BHP à base de GR, soumis à différentes températures :

- A 20°C, les mélanges BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100 ont montré une réduction des déformations de retrait endogène de 10 %, 14 %, 29 % et 33 % respectivement par rapport au mélange de référence BHP-0, après 30 jours. Toutefois, cet effet bénéfique s'est atténué avec le temps, les réductions n'étant plus que de 4 %, 6 %, 8 % et 10 %, après 360 jours ;
- À des températures de cure de 35 °C et 50 °C, les déformations de retrait endogène des mélanges BHP-0/100 augmentent de 44 % à 49 % et de 83 % à 103 %, respectivement, par rapport à celles observées à 20 °C ;
- Le retrait de séchage à 360 jours des mélanges BHP-25, BHP-50, BHP-75 et BHP-100, durcis à 20 °C, est respectivement 7 %, 13 %, 19 % et 28 % plus élevé que celui du mélange BHP-0 ;
- À des températures de cure de 35 °C et 50 °C, le retrait de séchage des mélanges BHP-0/100 augmente respectivement de 3 % à 8 % et de 26 % à 32 % par rapport aux mêmes mélanges conservés à 20 °C.

3. Comparaison entre les déformations de retrait expérimental et celles prédites par les différents modèles :

- Le retrait endogène est nettement surestimé par l'Eurocode 2 ($V_{\text{test}}/V_{\text{pred}} = 0.75$; écart type = 0.25), alors que le code CEB-MC2010 se distingue par la plus faible moyenne (0.64) et une variabilité limitée (écart type = 0.22) ;
- Le modèle GL2000 a prédit le retrait de séchage avec une valeur moyenne de 0.93 et un écart type de 0.16. De même, le modèle CEB-MC2010 décrit de manière cohérente le retrait de séchage des mélanges BHP-0/100, avec une valeur moyenne de 1.24 et un écart type de 0.21 ;
- Par rapport au modèle AASHTO, l'Eurocode 2 présente une valeur moyenne plus élevée des déformations de retrait de séchage, soit 1.30 contre 1.18, ainsi qu'une dispersion plus importante, avec un écart type de 0.55 contre 0.33 ;
- Les modèles calibrés GL2000 et Eurocode 2 présentent une forte linéarité avec le retrait de séchage mesuré à 35 °C, avec des écarts maximaux de $\pm 10\%$ et $\pm 20\%$, respectivement. À 50 °C, le modèle GL2000 calibré maintient une grande précision ($R^2 = 0.99$; écart type =

0.20), tandis que le modèle Eurocode 2 calibré montre des performances plus modérées ($R^2 = 0.93$; écart type = 0.55).

- Il est possible d'utiliser 50 % de GR dans la fabrication de béton à hautes performances, cela constitue une solution techniquement fiable, économiquement avantageuse et durable. Elle permet de valoriser les déchets de C & D. Cette approche contribue également à réduire la consommation de granulats naturels.

Perspectives

Afin d'approfondir la compréhension globale du comportement de ces matériaux et d'envisager leur intégration à grande échelle dans le secteur de la construction, il est suggéré de proposer les perspectives de recherche suivantes :

1. Optimisation des traitements des GR ;
2. Impact des hautes et basses températures sur les performances des BHP à base de GR ;
3. Analyse du comportement viscoélastique du fluage des BHP à base de GR ;
4. Etude de la durabilité des BHP à base de GR.

Références bibliographiques

Références bibliographiques

- [1] Han S, Zhao S, Lu D, Wang D. Performance improvement of recycled concrete aggregates and their potential applications in infrastructure: a review. *Buildings*. **2023**;13(6):1411.
- [2] de Andrade Salgado F, de Andrade Silva F. Recycled aggregates from construction and demolition waste towards an application on structural concrete: A review. *Journal of Building Engineering*. **2022**;52:104452.
- [3] De Juan MS, Gutiérrez PA. Study on the influence of attached mortar content on the properties of recycled concrete aggregate. *Construction and Building Materials*. **2009**;23(2):872-7.
- [4] Abbas A, Fathifazl G, Fournier B, Isgor OB, Zavadil R, Razaqpur AG, et al. Quantification of the residual mortar content in recycled concrete aggregates by image analysis. *Materials characterization*. **2009**;60(7):716-28.
- [5] Huang L, Chen Z, Ye H. A mechanistic model for the time-dependent autogenous shrinkage of high performance concrete. *Construction and Building Materials*. **2020**;255:119335.
- [6] Rajhans P, Panda SK, Nayak S. Sustainable self compacting concrete from C&D waste by improving the microstructures of concrete ITZ. *Construction and Building Materials*. **2018**;163:557-70.
- [7] Kim H-S, Kim J-M, Kim B. Quality improvement of recycled fine aggregate using steel ball with the help of acid treatment. *Journal of Material Cycles and Waste Management*. **2018**;20:754-65.
- [8] Shen D, Shi H, Tang X, Ji Y, Jiang G. Effect of internal curing with super absorbent polymers on residual stress development and stress relaxation in restrained concrete ring specimens. *Construction and Building Materials*. **2016**;120:309-20.
- [9] Afroughsabet V, Biolzi L, Ozbakkaloglu T. Influence of double hooked-end steel fibers and slag on mechanical and durability properties of high performance recycled aggregate concrete. *Composite Structures*. **2017**;181:273-84.
- [10] Xing W, Tam VW, Le KN, Hao JL, Wang J. Life cycle assessment of recycled aggregate concrete on its environmental impacts: A critical review. *Construction and Building Materials*. **2022**;317:125950.

- [11] Liu Q, Xiao J, Sun Z. Experimental study on the failure mechanism of recycled concrete. *Cement and concrete research*. **2011**;41(10):1050-7.
- [12] Andreu G, Miren E. Experimental analysis of properties of high performance recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials*. **2014**;52:227-35.
- [13] Nwakaire CM, Yap SP, Onn CC, Yuen CW, Ibrahim HA. Utilisation of recycled concrete aggregates for sustainable highway pavement applications; a review. *Construction and Building Materials*. **2020**;235:117444.
- [14] Gonzalez-Corominas A, Etxeberria M. Effects of using recycled concrete aggregates on the shrinkage of high performance concrete. *Construction and Building Materials*. **2016**;115:32-41.
- [15] Gonzalez-Corominas A, Etxeberria M, Poon C-s. Influence of the quality of recycled aggregates on the mechanical and durability properties of high performance concrete. *Waste and biomass valorization*. **2017**;8:1421-32.
- [16] Xu F, Lin X, Zhou A. Microstructure change and mechanical property variation of high performance concrete with recycled ceramic aggregate as internal curing material under different environmental temperatures. *Construction and Building Materials*. **2023**;369:130636.
- [17] Kou S-c, Poon C-s. Effect of the quality of parent concrete on the properties of high performance recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials*. **2015**;77:501-8.
- [18] Shaban WM, Yang J, Su H, Mo KH, Li L, Xie J. Quality improvement techniques for recycled concrete aggregate: A review. *Journal of Advanced Concrete Technology*. **2019**;17(4):151-67.
- [19] Salas_Montoya A, Chung C-W, Mira_Rada BE. Interaction effect of recycled aggregate type, moisture state, and mixing process on the properties of high-performance concretes. *Case Studies in Construction Materials*. **2023**;18:e02208.
- [20] Tam VW, Soomro M, Evangelista ACJ. Quality improvement of recycled concrete aggregate by removal of residual mortar: A comprehensive review of approaches adopted. *Construction and Building Materials*. **2021**;288:123066.
- [21] Wang Q, Wang Y-Y, Geng Y, Zhang H. Experimental study and prediction model for autogenous shrinkage of recycled aggregate concrete with recycled coarse aggregate. *Construction and Building Materials*. **2021**;268:121197.
- [22] Hansen TC. Recycled aggregates and recycled aggregate concrete second state-of-the-art report developments 1945–1985. *Materials and structures*. **1986**;19:201-46.

- [23] Rémond S, Mechling J, Garcia-Diaz E, Lavaud R, Trauchessec R, Cazacliu B. Caractérisation des granulats de béton recyclé. *Le béton recyclé*. **2018**:57-92.
- [24] Silva R, De Brito J, Dhir R. Properties and composition of recycled aggregates from construction and demolition waste suitable for concrete production. *Construction and Building Materials*. **2014**;65:201-17.
- [25] Martín-Morales M, Zamorano M, Valverde-Palacios I, Cuenca-Moyano G, Sánchez-Roldán Z. Quality control of recycled aggregates (RAs) from construction and demolition waste (CDW). *Handbook of recycled concrete and demolition waste*: Elsevier; 2013. p. 270-303.
- [26] Kim J. Influence of quality of recycled aggregates on the mechanical properties of recycled aggregate concretes: An overview. *Construction and Building Materials*. **2022**;328:127071.
- [27] Kim J. Properties of recycled aggregate concrete designed with equivalent mortar volume mix design. *Construction and Building Materials*. **2021**;301:124091.
- [28] McGinnis MJ, Davis M, de la Rosa A, Weldon BD, Kurama YC. Strength and stiffness of concrete with recycled concrete aggregates. *Construction and Building Materials*. **2017**;154:258-69.
- [29] Abbas A, Fathifazl G, Isgor OB, Razaqpur A, Fournier B, Foo S. Proposed method for determining the residual mortar content of recycled concrete aggregates. *Journal of ASTM International*. **2007**;5(1):1-12.
- [30] Akbarnezhad A, Ong K, Zhang M, Tam C. Acid treatment technique for determining the mortar content of recycled concrete aggregates. *Journal of Testing and Evaluation*. **2013**;41(3):441-50.
- [31] Tam VW, Tam CM, Le KN. Removal of cement mortar remains from recycled aggregate using pre-soaking approaches. *Resources, Conservation and Recycling*. **2007**;50(1):82-101.
- [32] Beauchemin S, Fournier B, Duchesne J. Evaluation of the concrete prisms test method for assessing the potential alkali-aggregate reactivity of recycled concrete aggregates. *Cement and concrete research*. **2018**;104:25-36.
- [33] Butler L, West J, Tighe S. The effect of recycled concrete aggregate properties on the bond strength between RCA concrete and steel reinforcement. *Cement and concrete research*. **2011**;41(10):1037-49.
- [34] Kim N, Kim J, Yang S. Mechanical strength properties of RCA concrete made by a modified EMV method. *Sustainability*. **2016**;8(9):924.

- [35] Geng Y, Wang Y, Chen J. Creep behaviour of concrete using recycled coarse aggregates obtained from source concrete with different strengths. *Construction and Building Materials*. **2016**;128:199-213.
- [36] Tang AJ, De Jesus R, Cunanan A. Microstructure and mechanical properties of concrete with treated recycled concrete aggregates. *GEOMATE Journal*. **2019**;16(57):21-7.
- [37] JIS A. 5021. *Recycled aggregate for concrete-class H Japanese Standard Association*. **2005**;26.
- [38] JIS A 5022. *Recycled aggregate concrete-Class M. Japanese Standards Association Tokyo, Japan*. **2018**.
- [39] Yoda K, Shintani A. Building application of recycled aggregate concrete for upper-ground structural elements. *Construction and Building Materials*. **2014**;67:379-85.
- [40] Muhammad F, Harun M, Ahmed A, Kabir N, Khalid HR, Hanif A. Influence of bonded mortar on recycled aggregate concrete properties: A review. *Construction and Building Materials*. **2024**;432:136564.
- [41] Wang R, Yu N, Li Y. Methods for improving the microstructure of recycled concrete aggregate: A review. *Construction and Building Materials*. **2020**;242:118164.
- [42] Branch JL, Epps R, Kosson DS. The impact of carbonation on bulk and ITZ porosity in microconcrete materials with fly ash replacement. *Cement and concrete research*. **2018**;103:170-8.
- [43] Akbarnezhad A, Ong K, Zhang M, Tam C, Foo T. Microwave-assisted beneficiation of recycled concrete aggregates. *Construction and Building Materials*. **2011**;25(8):3469-79.
- [44] Sun D, Shi H, Wu K, Miramini S, Li B, Zhang L. Influence of aggregate surface treatment on corrosion resistance of cement composite under chloride attack. *Construction and Building Materials*. **2020**;248:118636.
- [45] Liang C, You J, Gu F, Gao Y, Yang G, He Z, et al. Enhancing the elastic modulus of concrete prepared with recycled coarse aggregates of different quality by chemical modifications. *Construction and Building Materials*. **2022**;360:129590.
- [46] Ouyang K, Shi C, Chu H, Guo H, Song B, Ding Y, et al. An overview on the efficiency of different pretreatment techniques for recycled concrete aggregate. *Journal of Cleaner Production*. **2020**;263:121264.
- [47] Sáez del Bosque IF, Zhu W, Howind T, Matías A, Sánchez de Rojas MI, Medina C. Properties of interfacial transition zones (ITZs) in concrete containing recycled mixed aggregate. *Cement and Concrete Composites*. **2017**;81:25-34.

- [48] Jalilifar H, Sajedi F. Micro-structural analysis of recycled concretes made with recycled coarse concrete aggregates. *Construction and Building Materials*. **2021**;267:121041.
- [49] Tian Y, Tian Z, Jin N, Jin X, Yu W. A multiphase numerical simulation of chloride ions diffusion in concrete using electron microprobe analysis for characterizing properties of ITZ. *Construction and Building Materials*. **2018**;178:432-44.
- [50] Zhang W, Wang S, Zhao P, Lu L, Cheng X. Effect of the optimized triple mixing method on the ITZ microstructure and performance of recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials*. **2019**;203:601-7.
- [51] Liu J, Ma K, Shen J, Xie Y, Long G. Influence of CO₂ enhancement of recycled aggregate on microstructure of ITZs in recycled concrete. *Journal of Building Engineering*. **2023**;65:105805.
- [52] Wang B, Yan L, Fu Q, Kasal B. A Comprehensive Review on Recycled Aggregate and Recycled Aggregate Concrete. *Resources, Conservation and Recycling*. **2021**;171:105565.
- [53] Liu J, Ma K, Shen J, Zhu J, Long G, Xie Y, et al. Influence of recycled concrete aggregate enhancement methods on the change of microstructure of ITZs in recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials*. **2023**;371:130772.
- [54] Pepe M, Toledo Filho RD, Koenders EA, Martinelli E. Alternative processing procedures for recycled aggregates in structural concrete. *Construction and Building Materials*. **2014**;69:124-32.
- [55] Letelier V, Tarela E, Osses R, Cárdenas JP, Moriconi G. Effect of Mechanical Reduction of Mortar In Recycled Concrete. *The Journal of Solid Waste Technology and Management*. **2016**;42(3):197-208.
- [56] Etxeberria M, Marí AR, Vázquez E. Recycled aggregate concrete as structural material. *Materials and structures*. **2007**;40:529-41.
- [57] Topcu IB, Şengel S. Properties of concretes produced with waste concrete aggregate. *Cement and concrete research*. **2004**;34(8):1307-12.
- [58] Nagataki S, Gokce A, Saeki T, Hisada M. Assessment of recycling process induced damage sensitivity of recycled concrete aggregates. *Cement and concrete research*. **2004**;34(6):965-71.
- [59] EN 1097-6. 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: Paris, France2014.
- [60] ASTM C127-15. Standard test method for relative density (specific gravity) and absorption of coarse aggregate. *ASTM West Conshohocken, PA*. **2015**.

- [61] Poon CS, Shui Z, Lam L, Fok H, Kou S. Influence of moisture states of natural and recycled aggregates on the slump and compressive strength of concrete. *Cement and concrete research*. **2004**;34(1):31-6.
- [62] Tegguer AD. Determining the water absorption of recycled aggregates utilizing hydrostatic weighing approach. *Construction and Building Materials*. **2012**;27(1):112-6.
- [63] Hernandez HM. Amélioration de granulats de béton recyclé par bioprécipitation: École centrale de Nantes; 2022.
- [64] Fang H-Y, Liu F-L, Yang J-H. High-quality coarse aggregate recycling from waste concrete by impact crushing. *Journal of Material Cycles and Waste Management*. **2020**;22:887-96.
- [65] Cho S, Kim G, Kim K, Seon S, Park J. A study on aggregate waste separation efficiency using adsorption system with rotating separation net. *Journal of the Korean Recycled Construction Resources Institute*. **2021**;9(1):85-91.
- [66] Won C, Park S-J. The material properties on the crushing effect of recycled aggregates. *Journal of the Korean Recycled Construction Resources Institute*. **2010**;5(1):125-30.
- [67] Choi W-Y, Lee S-H, Kim S-H. A comparative study on the quality of recycled aggregate for concrete by crushing method. *Journal of the Korean Recycled Construction Resources Institute*. **2017**;5(2):121-9.
- [68] Koshiro Y, Ichise K. Application of entire concrete waste reuse model to produce recycled aggregate class H. *Construction and Building Materials*. **2014**;67:308-14.
- [69] Hideo K, Yoshihiro M, Toshiyuki I, Hisashi T, Hisanobu A, Takafumi N, et al. Research and standardization of high-quality recycled aggregates for concrete in nuclear power plants. **2019**.
- [70] Katz A. Properties of concrete made with recycled aggregate from partially hydrated old concrete. *Cement and concrete research*. **2003**;33(5):703-11.
- [71] Gholampour A, Ozbakkaloglu T. Time-dependent and long-term mechanical properties of concretes incorporating different grades of coarse recycled concrete aggregates. *Engineering Structures*. **2018**;157:224-34.
- [72] Liu K, Yan J, Hu Q, Sun Y, Zou C. Effects of parent concrete and mixing method on the resistance to freezing and thawing of air-entrained recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials*. **2016**;106:264-73.
- [73] Ying J, Han Z, Shen L, Li W. Influence of parent concrete properties on compressive strength and chloride diffusion coefficient of concrete with strengthened recycled aggregates. *Materials*. **2020**;13(20):4631.

- [74] Lafhaj Z, Goueygou M, Djerbi A, Kaczmarek M. Correlation between porosity, permeability and ultrasonic parameters of mortar with variable water/cement ratio and water content. *Cement and concrete research*. **2006**;36(4):625-33.
- [75] Gao Y, De Schutter G, Ye G, Tan Z, Wu K. The ITZ microstructure, thickness and porosity in blended cementitious composite: Effects of curing age, water to binder ratio and aggregate content. *Composites part b: engineering*. **2014**;60:1-13.
- [76] Zahiri Z, Laefer DF, Gowen A. The feasibility of short-wave infrared spectrometry in assessing water-to-cement ratio and density of hardened concrete. *Construction and Building Materials*. **2018**;185:661-9.
- [77] Chakradhara Rao M. Properties of recycled aggregate and recycled aggregate concrete: effect of parent concrete. *Asian Journal of Civil Engineering*. **2018**;19:103-10.
- [78] Padmini A, Ramamurthy K, Mathews M. Influence of parent concrete on the properties of recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials*. **2009**;23(2):829-36.
- [79] Verian KP, Ashraf W, Cao Y. Properties of recycled concrete aggregate and their influence in new concrete production. *Resources, Conservation and Recycling*. **2018**;133:30-49.
- [80] EN 12620. Granulats pour béton. AFNOR; 2013.
- [81] EHE-08. Instrucción, de Hormigón Estructural. *Catálogo de publicaciones del Ministerio de Fomento Año*. **2008**;444.
- [82] Omary S, Ghorbel E, Wardeh G. Relationships between recycled concrete aggregates characteristics and recycled aggregates concretes properties. *Construction and Building Materials*. **2016**;108:163-74.
- [83] Neville A, Aitcin P-C. High performance concrete—An overview. *Materials and structures*. **1998**;31:111-7.
- [84] Tu T-Y, Chen Y-Y, Hwang C-L. Properties of HPC with recycled aggregates. *Cement and concrete research*. **2006**;36(5):943-50.
- [85] Ajdukiewicz A, Kliszczewicz A. Influence of recycled aggregates on mechanical properties of HS/HPC. *Cement and Concrete Composites*. **2002**;24(2):269-79.
- [86] Park S-S, Kim S-J, Chen K, Lee Y-J, Lee S-B. Crushing characteristics of a recycled aggregate from waste concrete. *Construction and Building Materials*. **2018**;160:100-5.
- [87] Martín-Morales M, Zamorano M, Ruiz-Moyano A, Valverde-Espinosa I. Characterization of recycled aggregates construction and demolition waste for concrete production following the Spanish Structural Concrete Code EHE-08. *Construction and Building Materials*. **2011**;25(2):742-8.

- [88] Bai G, Zhu C, Liu C, Liu B. An evaluation of the recycled aggregate characteristics and the recycled aggregate concrete mechanical properties. *Construction and Building Materials*. **2020**;240:117978.
- [89] Tayeh BA, Saffar DMA, Alyousef R. The Utilization of Recycled Aggregate in High Performance Concrete: A Review. *Journal of Materials Research and Technology*. **2020**;9(4):8469-81.
- [90] Babu V, Mullick A, Jain K, Singh P. Strength and durability characteristics of high-strength concrete with recycled aggregate-influence of processing. *Journal of Sustainable Cement-Based Materials*. **2015**;4(1):54-71.
- [91] Pedro D, De Brito J, Evangelista L, Bravo M. Technical specification proposal for use of high-performance recycled concrete aggregates in high-performance concrete production. *Journal of Materials in Civil Engineering*. **2018**;30(12):04018324.
- [92] Barbudo A, De Brito J, Evangelista L, Bravo M, Agrela F. Influence of water-reducing admixtures on the mechanical performance of recycled concrete. *Journal of Cleaner Production*. **2013**;59:93-8.
- [93] Pedro D, De Brito J, Evangelista L. Influence of the use of recycled concrete aggregates from different sources on structural concrete. *Construction and Building Materials*. **2014**;71:141-51.
- [94] Pedro D, De Brito J, Evangelista L. Evaluation of high-performance concrete with recycled aggregates: Use of densified silica fume as cement replacement. *Construction and Building Materials*. **2017**;147:803-14.
- [95] Tijani A, Yang J, Dirar S. High performance concrete using recycled aggregate, Microsilica and synthetic macro fibre. *International Journal of Civil and Structural Engineering*. **2015**;2(1):77-80.
- [96] Silva R, De Brito J, Dhir R. Fresh-state performance of recycled aggregate concrete: A review. *Construction and Building Materials*. **2018**;178:19-31.
- [97] Lavado J, Bogas J, De Brito J, Hawreen A. Fresh properties of recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials*. **2020**;233:117322.
- [98] Etxeberria M, Vázquez E, Marí A, Barra M. Influence of amount of recycled coarse aggregates and production process on properties of recycled aggregate concrete. *Cement and concrete research*. **2007**;37(5):735-42.
- [99] Ferreira L, De Brito J, Barra M. Influence of the pre-saturation of recycled coarse concrete aggregates on concrete properties. *Magazine of Concrete Research*. **2011**;63(8):617-27.

- [100] Li J, Xiao H, Zhou Y. Influence of coating recycled aggregate surface with pozzolanic powder on properties of recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials*. **2009**;23(3):1287-91.
- [101] Tam VW, Gao X, Tam CM. Microstructural analysis of recycled aggregate concrete produced from two-stage mixing approach. *Cement and concrete research*. **2005**;35(6):1195-203.
- [102] Kikuchi M, Yasunaga A, Ehara K. The total evaluation of recycled aggregate and recycled concrete. *Demolition and Reuse of Concrete and Masonry: Proceedings of the Third International RILEM Symposium: CRC Press; 1993. p. 367.*
- [103] Yang J, Du Q, Bao Y. Concrete with recycled concrete aggregate and crushed clay bricks. *Construction and Building Materials*. **2011**;25(4):1935-45.
- [104] Belin P, Habert G, Thiery M, Roussel N. Cement paste content and water absorption of recycled concrete coarse aggregates. *Materials and Structures*. **2014**;47(9):1451-65.
- [105] Xiao J, Li W, Fan Y, Huang X. An overview of study on recycled aggregate concrete in China (1996–2011). *Construction and Building Materials*. **2012**;31:364-83.
- [106] Barroqueiro T, da Silva PR, De Brito J. Fresh-state and mechanical properties of high-performance self-compacting concrete with recycled aggregates from the precast industry. *Materials*. **2019**;12(21):3565.
- [107] Purushothaman R, Amirthavalli RR, Karan L. Influence of treatment methods on the strength and performance characteristics of recycled aggregate concrete. *Journal of Materials in Civil Engineering*. **2015**;27(5):04014168.
- [108] Tijani AI, Yang J, Dirar S. Enhancing the performance of recycled aggregate concrete with microsilica. *Int J Struct Civil Eng Res*. **2015**;4(4):347-53.
- [109] Borg RP, Cuenca E, Garofalo R, Schillani F, Nasner ML, Ferrara L. Performance assessment of ultra-high durability concrete produced from recycled ultra-high durability concrete. *Frontiers in Built Environment*. **2021**;7:648220.
- [110] Tang W, Khavarian M, Yousefi A, Cui H. Properties of self-compacting concrete with recycled concrete aggregates. *Self-Compacting Concrete: Materials, Properties and Applications*. **2020**:219-48.
- [111] Ben Nakhi A, Alhumoud JM. Effects of recycled aggregate on concrete mix and exposure to chloride. *Advances in Materials Science and Engineering*. **2019**;2019(1):7605098.

- [112] Sosa M, Carrizo LE, Zega CJ, Villagrán Zaccardi YA. Water absorption of fine recycled aggregates: effective determination by a method based on electrical conductivity. *Materials and structures*. **2018**;51:1-13.
- [113] Deschner F, Lothenbach B, Winnefeld F, Neubauer J. Effect of temperature on the hydration of Portland cement blended with siliceous fly ash. *Cement and concrete research*. **2013**;52:169-81.
- [114] Zeyad AM, Tayeh BA, Adesina A, de Azevedo ARG, Amin M, Hadzima-Nyarko M, et al. Review on effect of steam curing on behavior of concrete. *Cleaner Materials*. **2022**;3:100042.
- [115] Gallucci E, Zhang X, Scrivener KL. Effect of temperature on the microstructure of calcium silicate hydrate (C-S-H). *Cement and concrete research*. **2013**;53:185-95.
- [116] Bentz DP. Influence of internal curing using lightweight aggregates on interfacial transition zone percolation and chloride ingress in mortars. *Cement and Concrete Composites*. **2009**;31(5):285-9.
- [117] Pedro D, Guedes M, de Brito J, Evangelista L. Microstructural features of recycled aggregate concrete: From non-structural to high-performance concrete. *Microscopy and Microanalysis*. **2019**;25(3):601-16.
- [118] Abed M, Nemes R, Tayeh BA. Properties of self-compacting high-strength concrete containing multiple use of recycled aggregate. *Journal of King Saud University-Engineering Sciences*. **2020**;32(2):108-14.
- [119] Sadek DM, El-Attar MM. Development of high-performance green concrete using demolition and industrial wastes for sustainable construction. *J Am Sci*. **2012**;8:120-31.
- [120] He Y, Zhang X, Zhang Y, Zhou Y. Effects of particle characteristics of lightweight aggregate on mechanical properties of lightweight aggregate concrete. *Construction and Building Materials*. **2014**;72:270-82.
- [121] Rahal K. Mechanical properties of concrete with recycled coarse aggregate. *Building and environment*. **2007**;42(1):407-15.
- [122] Batayneh M, Marie I, Asi I. Use of selected waste materials in concrete mixes. *Waste management*. **2007**;27(12):1870-6.
- [123] Omrane M, Kenai S, Kadri E-H, Aït-Mokhtar A. Performance and durability of self compacting concrete using recycled concrete aggregates and natural pozzolan. *Journal of Cleaner Production*. **2017**;165:415-30.

- [124] Cui H, Lo TY, Memon SA, Xing F, Shi X. Analytical model for compressive strength, elastic modulus and peak strain of structural lightweight aggregate concrete. *Construction and Building Materials*. **2012**;36:1036-43.
- [125] Al Saffar DM, Tayeh BA. Influence of pottery clay in cement mortar and concrete mixture: a review. *International Journal of Engineering & Technology*. **2018**;7(4.20):67-71.
- [126] Saravanakumar P, Dhinakaran G. Strength characteristics of high-volume fly ash-based recycled aggregate concrete. *Journal of Materials in Civil Engineering*. **2013**;25(8):1127-33.
- [127] Poon CS, Shui Z, Lam L. Effect of microstructure of ITZ on compressive strength of concrete prepared with recycled aggregates. *Construction and Building Materials*. **2004**;18(6):461-8.
- [128] Kurda R, de Brito J, Silvestre JD. A comparative study of the mechanical and life cycle assessment of high-content fly ash and recycled aggregates concrete. *Journal of Building Engineering*. **2020**;29:101173.
- [129] Buddhe N, Barsagade D, Bhende S, Petkule A, Borkar T, Lanjewar P. High performance concrete using recycled aggregates. *Int Res J Eng Technol*. **2020**;7:1421-5.
- [130] Behera M, Bhattacharyya S, Minocha A, Deoliya R, Maiti S. Recycled aggregate from C&D waste & its use in concrete—A breakthrough towards sustainability in construction sector: A review. *Construction and Building Materials*. **2014**;68:501-16.
- [131] Adessina A, Fraj AB, Barthélémy J-F. Improvement of the compressive strength of recycled aggregate concretes and relative effects on durability properties. *Construction and Building Materials*. **2023**;384:131447.
- [132] Tabsh SW, Abdelfatah AS. Influence of recycled concrete aggregates on strength properties of concrete. *Construction and Building Materials*. **2009**;23(2):1163-7.
- [133] Ding T, Xiao J, Qin F, Duan Z. Mechanical behavior of 3D printed mortar with recycled sand at early ages. *Construction and Building Materials*. **2020**;248:118654.
- [134] Hoffmann C, Schubert S, Leemann A, Motavalli M. Recycled concrete and mixed rubble as aggregates: Influence of variations in composition on the concrete properties and their use as structural material. *Construction and Building Materials*. **2012**;35:701-9.
- [135] Zhang M-H, Gjrv OE. Microstructure of the interfacial zone between lightweight aggregate and cement paste. *Cement and concrete research*. **1990**;20(4):610-8.
- [136] Li C-Q, Baji H, Yang S. Probabilistic study on hydraulic conductivity of concrete at mesoscale. *ACI Materials Journal*. **2018**;115(5):717-25.

- [137] Wang Y, Xue S, Li X, Geng Y, Rong H. Autogenous shrinkage of high-performance concrete subjected to different curing temperatures. *Construction and Building Materials*. **2024**;447:138069.
- [138] Kheder G, Al-Windawi S. Variation in mechanical properties of natural and recycled aggregate concrete as related to the strength of their binding mortar. *Materials and structures*. **2005**;38:701-9.
- [139] Hamad BS, Dawi AH. Sustainable normal and high strength recycled aggregate concretes using crushed tested cylinders as coarse aggregates. *Case Studies in Construction Materials*. **2017**;7:228-39.
- [140] Çakır Ö, Sofyanlı ÖÖ. Influence of silica fume on mechanical and physical properties of recycled aggregate concrete. *HBRC journal*. **2015**;11(2):157-66.
- [141] Revilla-Cuesta V, Evangelista L, de Brito J, Skaf M, Ortega-López V. Mechanical performance and autogenous and drying shrinkage of MgO-based recycled aggregate high-performance concrete. *Construction and Building Materials*. **2022**;314:125726.
- [142] Pedro D, De Brito J, Evangelista L. Mechanical characterization of high performance concrete prepared with recycled aggregates and silica fume from precast industry. *Journal of Cleaner Production*. **2017**;164:939-49.
- [143] Silva RV, De Brito J, Dhir RK. Establishing a relationship between modulus of elasticity and compressive strength of recycled aggregate concrete. *Journal of Cleaner Production*. **2016**;112:2171-86.
- [144] Sadek DM, El-Attar MM. Development of High-Performance Green Concrete using Demolition and Industrial Wastes for Sustainable Construction. 2012.
- [145] Aitcin P-C, Neville A, Acker P. Les différents types de retrait du béton. *Bulletin-Laboratoires des ponts et chaussées*. **1998**:41-52.
- [146] Wu L, Farzadnia N, Shi C, Zhang Z, Wang H. Autogenous shrinkage of high performance concrete: A review. *Construction and Building Materials*. **2017**;149:62-75.
- [147] Xu Y, Jin R. Multi-functional concrete with recycled aggregates: Elsevier; 2022.
- [148] Meddah MS, Sato R. Effect of Curing Methods on Autogenous Shrinkage and Self-Induced Stress of High-Performance Concrete. *ACI Materials Journal*. **2010**;107(1).
- [149] Mao Y, Liu J, Shi C. Autogenous shrinkage and drying shrinkage of recycled aggregate concrete: A review. *Journal of Cleaner Production*. **2021**;295:126435.
- [150] Abate SY, Song K-I, Song J-K, Lee BY, Kim H-K. Internal curing effect of raw and carbonated recycled aggregate on the properties of high-strength slag-cement mortar. *Construction and Building Materials*. **2018**;165:64-71.

- [151] Zhang H, Wang Y-Y, Lehman DE, Geng Y. Autogenous-shrinkage model for concrete with coarse and fine recycled aggregate. *Cement and Concrete Composites*. **2020**;111:103600.
- [152] Suzuki M, Meddah MS, Sato R. Use of porous ceramic waste aggregates for internal curing of high-performance concrete. *Cement and concrete research*. **2009**;39(5):373-81.
- [153] Zhutovsky S, Kovler K. Effect of internal curing on durability-related properties of high performance concrete. *Cement and concrete research*. **2012**;42(1):20-6.
- [154] Bentur A, Igarashi S-i, Kovler K. Prevention of autogenous shrinkage in high-strength concrete by internal curing using wet lightweight aggregates. *Cement and concrete research*. **2001**;31(11):1587-91.
- [155] Revilla-Cuesta V, Evangelista L, de Brito J, Ortega-López V, Manso JM. Effect of the maturity of recycled aggregates on the mechanical properties and autogenous and drying shrinkage of high-performance concrete. *Construction and Building Materials*. **2021**;299:124001.
- [156] Medjigbodo S, Bendimerad AZ, Rozière E, Loukili A. How do recycled concrete aggregates modify the shrinkage and self-healing properties? *Cement and Concrete Composites*. **2018**;86:72-86.
- [157] Mehta PK, Monteiro P. Concrete: microstructure, properties, and materials. (*No Title*). **2006**.
- [158] Gómez-Soberón JM. Porosity of recycled concrete with substitution of recycled concrete aggregate: An experimental study. *Cement and concrete research*. **2002**;32(8):1301-11.
- [159] Limbachiya M, Meddah MS, Ouchagour Y. Use of recycled concrete aggregate in fly-ash concrete. *Construction and Building Materials*. **2012**;27(1):439-49.
- [160] Limbachiya M, Meddah MS, Ouchagour Y. Performance of Portland/Silica Fume Cement Concrete Produced with Recycled Concrete Aggregate. *ACI Materials Journal*. **2012**;109(1).
- [161] Silva R, de Brito J, Dhir R. The influence of the use of recycled aggregates on the compressive strength of concrete: A review. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*. **2015**;19(7):825-49.
- [162] Bravo M, De Brito J, Evangelista L, Pacheco J. Durability and shrinkage of concrete with CDW as recycled aggregates: Benefits from superplasticizer's incorporation and influence of CDW composition. *Construction and Building Materials*. **2018**;168:818-30.

- [163] Wang Q, Geng Y, Wang Y, Zhang H. Drying shrinkage model for recycled aggregate concrete accounting for the influence of parent concrete. *Engineering Structures*. **2020**;202:109888.
- [164] Wang J, Zhang J, Cao D, Dang H, Ding B. Comparison of recycled aggregate treatment methods on the performance for recycled concrete. *Construction and Building Materials*. **2020**;234:117366.
- [165] Silva R, De Brito J, Dhir R. Prediction of the shrinkage behavior of recycled aggregate concrete: A review. *Construction and Building Materials*. **2015**;77:327-39.
- [166] Yang K-H, Chung H-S, Ashour A. Influence of Type and Replacement Level of Recycled Aggregates on Concrete Properties. **2008**.
- [167] Limbachiya M, Leelawat T, Dhir R. Use of recycled concrete aggregate in high-strength concrete. *Materials and Structures*. **2000**;33:574-80.
- [168] Fathifazl G, Ghani Razaqpur A, Burkan Isgor O, Abbas A, Fournier B, Foo S. Creep and drying shrinkage characteristics of concrete produced with coarse recycled concrete aggregate. *Cement and Concrete Composites*. **2011**;33(10):1026-37.
- [169] Ismail S, Ramli M. Mechanical strength and drying shrinkage properties of concrete containing treated coarse recycled concrete aggregates. *Construction and Building Materials*. **2014**;68:726-39.
- [170] Domingo-Cabo A, Lázaro C, López-Gayarre F, Serrano-López MA, Serna P, Castaño-Tabares JO. Creep and shrinkage of recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials*. **2009**;23(7):2545-53.
- [171] Gjørv O. High-strength concrete. Developments in the Formulation and Reinforcement of Concrete: Elsevier; 2008. p. 153-70.
- [172] Jagadesh P, Karthik K, Kalaivani P, Karalar M, Althaqafi E, Madenci E, et al. Examining the influence of recycled aggregates on the fresh and mechanical characteristics of high-strength concrete: A comprehensive review. *Sustainability*. **2024**;16(20):9052.
- [173] Haitao Y, Shizhu T. Preparation and properties of high-strength recycled concrete in cold areas. *Materiales de Construcción*. **2015**;65(318):e050-e.
- [174] EN 197-1. Ciment-Part1: Composition, spécifications et critères de conformité des ciments courants. 2012.
- [175] EN 15167-1. Laitier granulé de haut-fourneau moulu pour utilisation dans le béton, mortier et coulis - Partie 1 : définitions, exigences et critères de conformité. AFNOR; 2006.
- [176] EN 934-2. Adjuvants pour bétons, mortier et coulis-Partie 2: adjuvants pour béton- Définitions, exigences, conformité, marquage et étiquetage. 2012.

- [177] EN 933-1. Essais pour déterminer les caractéristiques géométriques des granulats - Partie 1 : détermination de la granularité - Analyse granulométrique par tamisage. AFNOR; 2012.
- [178] Sagoe-Crentsil KK, Brown T, Taylor AH. Performance of concrete made with commercially produced coarse recycled concrete aggregate. *Cement and concrete research*. **2001**;31(5):707-12.
- [179] González-Taboada I, González-Fonteboa B, Martínez-Abella F, Carro-López D. Study of recycled concrete aggregate quality and its relationship with recycled concrete compressive strength using database analysis. *Materiales de Construcción*. **2016**;66(323):e089-e.
- [180] Aïtcin P-C. Bétons haute performance: Eyrolles; 2001.
- [181] Pickel D, Tighe S, West JS. Assessing benefits of pre-soaked recycled concrete aggregate on variably cured concrete. *Construction and Building Materials*. **2017**;141:245-52.
- [182] Tam VWY, Gao XF, Tam CM. Microstructural analysis of recycled aggregate concrete produced from two-stage mixing approach. *Cement and concrete research*. **2005**;35(6):1195-203.
- [183] EN 12350-6. Essais pour béton frais - Partie 6 : masse volumique. AFNOR; 2009.
- [184] EN 12390-7. Essais pour béton durci - Partie 7 : masse volumique du béton durci. AFNOR; 2009.
- [185] EN 12390-3. Essais pour béton durci - Partie 3 : résistance à la compression des éprouvettes. AFNOR; 2019.
- [186] EN 12390-5. Essais pour béton durci - Partie 5 : résistance à la flexion des éprouvettes. AFNOR; 2009.
- [187] EN 12390-13. Essais pour béton durci - Partie 13 : détermination du module sécant d'élasticité en compression. AFNOR; 2013.
- [188] EN 12504-4. Essais pour béton dans les structures - Partie 4 : détermination de la vitesse de propagation des ultrasons. AFNOR; 2005.
- [189] ASTM C1723-16. Standard guide for examination of hardened concrete using scanning electron microscopy. ASTM International, West Conshohocken (PA); 2022.
- [190] ASTM C1365-18. Standard Test Method for Determination of the Proportion of Phases in Portland Cement and Portland-Cement Clinker Using X-Ray Powder Diffraction Analysis. West Conshohocken, Pennsylvania: American Society of Testing Materials 218.
- [191] ASTM C1698-19. Standard Test Method for Autogenous Strain of Cement Paste and Mortar. American Society for Testing and Materials 2019.

- [192] ASTM C157-17 Standard test method for length change of hardened hydraulic-cement mortar and concrete. *Annual Book of ASTM Standards*. **2014**.
- [193] Eurocode 2. Design of concrete structures–Part 1-1: General rules and rules for buildings. *CEN (European Committee for Standardization)*. **2010**.
- [194] Agrela F, Sánchez de Juan M, Ayuso J, Geraldés VL, Jiménez JR. Limiting properties in the characterisation of mixed recycled aggregates for use in the manufacture of concrete. *Construction and Building Materials*. **2011**;25(10):3950-5.
- [195] Etxeberria M, Gonzalez-Corominas A. The assessment of ceramic and mixed recycled aggregates for high strength and low shrinkage concretes. *Materials and Structures*. **2018**;51(5):129.
- [196] Oinam Y, Yonis A, Bae Y, Lee C, Pyo S. Effect of curing temperature on hydration characteristics of GGBFS-based cementless high-strength concrete. *Journal of Building Engineering*. **2024**;96:110514.
- [197] Çakır Ö. Experimental analysis of properties of recycled coarse aggregate (RCA) concrete with mineral additives. *Construction and Building Materials*. **2014**;68:17-25.
- [198] Liu Z, Zhao Y-G, Ma L, Lin S. Review on high-strength recycled aggregate concrete: Mix design, properties, models and structural behaviour. *Structures*. **2024**;64:106598.
- [199] Gonzalez-Corominas A, Etxeberria M. Properties of high performance concrete made with recycled fine ceramic and coarse mixed aggregates. *Construction and Building Materials*. **2014**;68:618-26.
- [200] Hamrat M, Boulekbache B, Chemrouk M, Amziane S. Shear behaviour of RC beams without stirrups made of normal strength and high strength concretes. *Advances in Structural Engineering*. **2010**;13(1):29-41.
- [201] Lydon F, Balendran R. Some observations on elastic properties of plain concrete. *Cement and concrete research*. **1986**;16(3):314-24.
- [202] Malhotra VM. Testing hardened concrete: nondestructive methods. *ACI Monograph No 9, American Concrete Institute, Michigan*. **1986**.
- [203] Ba M-f, Qian C-x, Guo X-j, Han X-y. Effects of steam curing on strength and porous structure of concrete with low water/binder ratio. *Construction and Building Materials*. **2011**;25(1):123-8.
- [204] CEB-FIP. Model code for concrete structures. Lausanne, Switzerland: International Federation for Structural Concrete; 2010.
- [205] AASHTO. Bridge Design Specifications, American Association of State Highway and Transportation Officials. 2012.

- [206] Gardner N, Lockman M. Design provisions for drying shrinkage and creep of normal-strength concrete. *ACI Materials journal*. **2001**;98(2):159-67.
- [207] ACI 209.2R. Guide for modeling and calculating shrinkage and creep in hardened concrete. American Concrete Institute. Michigan, USA; 2008.
- [208] Revilla-Cuesta V, Evangelista L, de Brito J, Skaf M, Manso JM. Shrinkage prediction of recycled aggregate structural concrete with alternative binders through partial correction coefficients. *Cement and Concrete Composites*. **2022**;129:104506.