



HAL
open science

Modélisation du comportement à long terme des bétons de granulats recyclés

Pablo Peña Torres

► **To cite this version:**

Pablo Peña Torres. Modélisation du comportement à long terme des bétons de granulats recyclés. Matériaux composites et construction. CY Cergy Paris Université, 2020. Français. NNT : 2020CYUN1072 . tel-03183994

HAL Id: tel-03183994

<https://theses.hal.science/tel-03183994>

Submitted on 29 Mar 2021

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

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

Thèse de DOCTORAT

Spécialité : Génie Civil

Présentée et soutenue oralement le 11 décembre 2020 par :

Pablo PEÑA TORRES

à CY Cergy Paris université

**MODELISATION DU COMPORTEMENT A LONG TERME DES BETONS DE
GRANULATS RECYCLES**

Laboratoire de Mécanique et Matériaux de Génie Civil (L2MGC-EA4114)

Jury

Mme. Laurence CURTIL	Rapporteur	Professeur, Université Lyon 1
Mme. Françoise FEUGEAS	Examineur	Professeur, INSA de Strasbourg
Mme. Elhem GHORBEL	Directeur de thèse	Professeur, CY Cergy Paris université
M. Javier E. A. FREYRE	Examineur	Professeur, Universidad Nacional de Ingeniería, Pérou
M. Abdelhafid KHELIDJ	Examineur	Professeur, Université de Nantes
M. Edward SANTAMARIA	Examineur	Ingénieur, Graña y Montero S.A.A Pérou
M. Yannick VANHOVE	Rapporteur	Professeur, Université d'Artois
M. George WARDEH	Co-directeur	MCF-HDR, CY Cergy Paris université

Résumé

La réutilisation des granulats issus du béton déconstruit est une nécessité pour préserver l'environnement, économiser les ressources naturelles épuisables et satisfaire aux exigences du recyclage. Par ailleurs, lorsque les granulats naturels sont substitués partiellement ou complètement par des granulats recyclés, certaines propriétés sont altérées en raison de la présence d'ancienne pâte de ciment contenue dans les granulats recyclés. De ce fait, le fluage est généralement plus important lorsque ces granulats sont incorporés au béton.

L'objectif de ce travail est d'analyser la fiabilité des modèles prédictifs du fluage proposés dans les normes de dimensionnement et d'apporter les modifications nécessaires pour améliorer leurs performances. A partir des résultats disponibles dans les références bibliographiques et en se basant sur plusieurs approches d'optimisations et d'une analyse statique des résultats, des nouvelles expressions analytiques ont été proposées pour les bétons de granulats naturels. Afin de considérer la présence des granulats recyclés dans le béton, le terme $(1+0.33\Gamma_m)$ a été introduit dans les expressions modifiées avec Γ_m le taux de remplacement équivalent, qui représente la masse des granulats recyclés par rapport à la masse du squelette granulaire.

Un modèle rhéologique basé sur le modèle de Kevin-Voigt a été également développé dans le cadre de ce travail et a été étendu aux bétons de granulats recyclés en introduisant le terme correctif $(1+0.33\Gamma_m)$. Une modélisation viscoélastique par éléments finis a permis la validation de ce modèle pour des essais de fluage en compression ainsi que son extension pour décrire le comportement différé en flexion. L'application de l'approche viscoélastique pour les bétons de granulats recyclés a montré que la modélisation du fluage nécessite le développement des séries de Prony avec plusieurs termes.

Mots clés : Béton, granulats recyclés, fluage, EC2, modélisation, viscoélasticité.

Abstract

The reuse of aggregates from deconstructed concrete is a necessity to preserve the environment, save exhaustible natural resources and meet recycling requirements. However, when natural aggregates are partially or completely replaced by recycled ones, certain properties are altered due to the presence of old cement paste contained in recycled aggregates. Therefore, creep is generally greater when recycled aggregates are incorporated into concrete.

The objective of this work is to analyze the reliability of the predictive creep models proposed in the design standards and to make the necessary modifications to improve their performance. From the results available in the bibliographical references and based on several optimization approaches and a static analysis of the results, new analytical expressions have been proposed for natural aggregates concrete. In order to consider the presence of recycled aggregates in concrete, the term $(1 + 0.33\Gamma_m)$ was introduced in the modified expressions where Γ_m the equivalent replacement ratio, which represents the mass of recycled aggregates compared to the mass of the granular skeleton. A rheological model based on the Kelvin-Voigt model was developed in this work and was also extended to recycled aggregates concrete by introducing the corrective term $(1 + 0.33\Gamma_m)$. A finite element viscoelastic modeling allowed the validation of this model for creep tests in compression as well as its extension to describe the long-term behavior in bending. The application of the viscoelastic approach for recycled aggregate concretes showed that the creep modeling requires the development of the Prony series with several terms.

Keywords: Concrete, recycled aggregates, creep, EC2, modeling, viscoelasticity.

Contenu

Introduction générale.....	1
Chapitre I : Synthèse Bibliographique	5
I. 1 Introduction.....	5
I. 2 Les granulats recyclés	6
I.2. 1 Production des granulats recyclés	7
I.2. 2 Caractéristiques des granulats recyclés	9
I.2. 3 Propriétés physiques des granulats recyclés	10
I.2. 4 Propriétés mécaniques des granulats recyclés	12
I. 3 Béton de granulats recyclés	15
I.3. 1 Propriétés à l'état frais	15
I.3. 2 Caractéristiques physiques à l'état durci	16
I.3. 3 Propriétés mécaniques des bétons incorporant des granulats recyclés.....	17
I. 4 Comportement en fluage du béton	22
I.4. 1 Mécanisme du fluage propre.....	22
I.4. 2 Mécanisme de fluage de dessiccation.....	24
I.4. 3 Facteurs influençant le fluage	25
I.4. 4 Influence des granulats recyclés sur le fluage.....	28
I. 5 Bilan	42
Chapitre II : Approches normatives pour la modélisation du fluage	45
II. 1 Introduction	45

II. 2 Comportement viscoélastique du béton	45
II. 3 Modèles analytiques pour la prédiction du fluage	47
II.3. 1 Modèle de l'EC2	47
II.3. 2 Modèle de la fib 2010.....	51
II.3. 3 Modèle de l'ACI 209-08	54
II.3. 4 Synthèse des modèles normatifs	57
II. 4 Modélisation analytique du fluage des bétons recyclés	60
II. 5 Base de données expérimentales	69
II. 6 Validité des modèles analytiques pour la prédiction du coefficient de fluage	71
II.6. 1 Validité des modèles analytiques pour le béton de granulats naturels (NAC)	71
II.6. 2 Sensibilité des paramètres du modèle de l'EC2.....	73
II.6. 3 Optimisation des paramètres du fluage	75
II.6. 4 Détermination du coefficient de fluage des bétons recyclés	83
II. 7 Modélisation rhéologique unidimensionnelle du fluage	87
II. 8 Conclusions	91
Chapitre III : Modélisation numérique du comportement différé du béton	93
III. 1 Introduction	93
III. 2 Les modèles rhéologiques	93
III.2. 1 Modèle de Maxwell et Maxwell généralisé	94
III.2. 2 Modèle de Kelvin-Voigt et Kelvin-Voigt généralisé.....	96

III.2. 3 Discrétisation du modèle généralisé de Maxwell et de Kelvin-Voigt en séries de Prony	97
III.2. 4 Modèle rhéologique de Zener	99
III. 3 Modélisation numérique du comportement à long terme	102
III.3. 1 Modélisation du fluage en compression.....	102
III.3. 2 Modélisation du fluage en flexion	105
Conclusions générales et perspectives	111
Références	115
Annexe A : Bétons considérés dans le présent travail.....	123
Annexe B : Histogrammes des valeurs de α	133
Annexe C : Sensibilité des paramètres de fluage selon l'EC2.....	146
C. 1 Sensibilité de φ_0	146
Annexe D : Exemples de modélisation du fluage à l'aide d'ANSYS et d'Abaqus	150
D. 1 Code ANSYS ADPL pour la modélisation du fluage en compression.....	150
D. 2 Code ANSYS ADPL pour la modélisation du fluage en flexion	153
D. 3 Exemple de la modélisation viscoélastique dans ABAQUS	157

Liste Des Figures

Figure I. 1 : a) Répartition des granulats par origine, b) Secteurs de provenance des matériaux recyclés.	6
Figure I. 2 : Techniques d'élaboration des granulats recyclés.....	7
Figure I. 3 : Processus de production des granulats recyclés.	8
Figure I. 4 : Aspect des granulats naturels et recyclés [5].....	9
Figure I. 5 : Compositions des granulats recyclés de béton.	10
Figure I. 6 : Evolution de la capacité d'absorption en fonction de la teneur en mortier attaché [10].....	11
Figure I. 7 : Relation entre la teneur en mortier et la résistance à la fragmentation [10]..	13
Figure I. 8 : Relation entre le nombre de tours et la résistance à la fragmentation [2]. ...	14
Figure I. 9 : a) Effet du coefficient d'absorption sur la résistance mécanique des granulats recyclés, b) Effet du taux de substitution massique sur la résistance [16].	14
Figure I. 10 : Evolution de la maniabilité au cours du temps [5].....	16
Figure I. 11 : Effet des granulats recyclés sur la porosité du béton.	17
Figure I. 12 : Résistances à la compression des bétons C25/30 et C35/45 [6].....	18
Figure I. 13 : Variation des modules d'élasticité en fonction du taux de substitution [6].	19
Figure I. 14 : Comparaison entre les modules d'élasticité expérimentaux et prédits [6].	20
Figure I. 15 : Variation de la résistance à la traction en fonction du taux de substitution [6].	21
Figure I. 16 : Résultats expérimentaux et calculés de la résistance à la traction [6].....	22
Figure I. 17 : Mécanismes du fluage propre à court terme (a) et à long terme (b) proposés par Ulm et al [32].	24

Figure I. 18 : Effet d'un chargement sur un béton en dessiccation [34].	25
Figure I. 19 : Evolution de la déformation de fluage en fonction du temps, sous charge modérée (1) et sous charge intense (2) pouvant conduire à la rupture par fluage tertiaire [34].	26
Figure I. 20 : Influence de l'eau évaporable sur le fluage en température [43].	27
Figure I. 21 : Influence de l'humidité sur le fluage du béton [46].	28
Figure I. 22 : Evolution du fluage propre dans le temps [47].	29
Figure I. 23 : Effet de la méthode de formulation sur les déformations du fluage [49].	30
Figure I. 24 : Evolution de la flèche du béton C25/30. [5].	31
Figure I. 25 : Evolution de la flèche du béton C35/45 [5].	31
Figure I. 26 : Déplacement différé des poutres sans entailles âgées de 28j et chargées à 40% de la résistance maximale [52].	32
Figure I. 27 : Déplacement différé des poutres avec entailles âgées de 3 mois et chargées à 40% de la résistance maximale [52].	33
Figure I. 28 : Évolution des déformations de fluage spécifiques dans le temps ; a) mode endogène ; b) mode dessiccation [2].	34
Figure I. 29 : Courbe du fluage en compression, a) H50, b) H65 [53].	35
Figure I. 30 : Variation du fluage spécifique avec le temps, a) NSC, b) HSC [55].	37
Figure I. 31 : Variation du coefficient de fluage, ϕ_{RAC} , par rapport à ϕ_{NAC} en fonction a) du rapport w_{or}/c_{or} , b) du rapport w/c [56].	38
Figure I. 32 : a) Le comportement des bétons étudiés à long terme, b) la répartition porométrique des matériaux [58].	39
Figure I. 33 : Déformation du fluage, béton Series II, d'après Kou et al. [59].	40
Figure I. 34 : L'effet de l'adjuvant, SRA, sur le fluage d'après He et al [60].	42

Figure II. 1 Evolution de la déformation du béton sous chargement constant.	46
Figure II. 2 : Calcul du coefficient du fluage selon l'EC2 [63].	50
Figure II. 3 : Calcul du coefficient du fluage selon le MC2010 [64].	53
Figure II. 4 : Calcul du coefficient du fluage selon l'ACI 209.2R-08.	57
Figure II. 5 : Comparaisons entre les valeurs calculées par le modèle de Neville et les valeurs expérimentales d'après Fan et al [50].	62
Figure II. 6 : comparaison entre les résultats du modèle modifié de Geng et al. [57] et certaines expériences de la littérature.	65
Figure II. 7 : Comparaison entre les valeurs expérimentales de la compliance et celles calculées en utilisant les modèles a) EC2, b) ACI 209R, c) B3, d) CEB-FIP MC99, e) GL2000 d'après Silva et al [68].	66
Figure II. 8 : Coefficients de fluage expérimentaux et prédits pour le béton de granulats naturels (NAC).	72
Figure II. 9 : Courbes du fluage expérimentales et prédites des essais de Fathifazl et al. [49] et Geng et al. [56].	73
Figure II. 10 : Variation de φ_{RH} en fonction de l'humidité relative.	74
Figure II. 11 : Variation de β_h en fonction de l'humidité relative.	75
Figure II. 12 : Optimisation des paramètres du fluage par l'approche inverse.	76
Figure II. 13 : a) Comparaison entre φ_{0EC2} et φ_0 optimisé, b) distribution de α_{EXP} la puissance de la fonction du vieillissement.	77
Figure II. 14 : Sensibilité de φ_{EXP} aux paramètres du matériau et aux conditions du test.	78
Figure II. 15 : Evolution de $\beta_{H,EXP}$ avec f_{cm} pour une humidité relative, HR, et une taille moyenne, h_0 , données.	79

Figure II. 16 : Comparaison entre $\beta_{H,EXP}$ et a) $\beta_{H,EC2}$, b) $\beta_{H,modifié}$	80
Figure II. 17 : Transformation logarithmique du modèle de fluage.....	81
Figure II. 18 : a) Distribution de α_{EXP} , b) Variation de φ_{EXP} avec le rapport S/S+G.....	81
Figure II. 19 : Courbes du fluage expérimentales et prédites des essais de Fathifazl et al. [49] et Geng et al. [56].....	83
Figure II. 20 : Coefficients de fluage expérimentaux et prédits pour le béton de granulats recyclés (RAC).....	84
Figure II. 21 : Courbes du fluage expérimentales et prédites des essais de Fathifazl et al. [49] et PN RECYBETON [2] pour le RAC.....	86
Figure II. 22 : Modèle rhéologique de Kelvin-Voigt.	87
Figure II. 23 : Distribution normale de ξ autour d'une valeur moyenne de 0,67.	89
Figure II. 24 : Comparaison entre les courbes du fluage expérimentales de Fathifazl et al. [49] et Geng et al. [56] et les courbes analytiques.	90
Figure II. 25 : Comparaison entre les courbes du fluage expérimentales Fathifazl et al. [49] et PN RECYBETON [2] et les courbes analytiques.	90
Figure III. 1: Expérience de relaxation.....	94
Figure III. 2 : a) Modèle de Maxwell, b) Modèle de Maxwell généralisé.	95
Figure III. 3 : Expérience de fluage.	96
Figure III. 4 : a) Modèle de Kelvin-Voigt, b) Modèle de Kelvin-Voigt généralisé.....	97
Figure III. 5 : Modèle rhéologique de Zener.	99
Figure III. 6 : Maillage éléments finis dans a) Abaqus, b) Ansys.	103
Figure III. 7 : Résultats expérimentaux, analytiques et numériques de l'essai de Fathifazl [49].	105

Figure III. 8 : a) Dimensions des poutres étudiées [52], b) maillage Abaqus, c) maillage ANSYS.	107
Figure III. 9 : Résultats expérimentaux, analytiques et numériques du béton B-N-N [52].	108
Figure III. 10 : Résultats expérimentaux, analytiques et numériques des bétons recyclés [52].	109
Figure B. 1 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à f_{cm}	133
Figure B. 2 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à E_{cm}	133
Figure B. 3 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à E/L	134
Figure B. 4 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à RH	134
Figure B. 5 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à la température.	135
Figure B. 6 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à $K\sigma$	135
Figure B. 7 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à la contrainte appliquée.	136
Figure B. 8 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à l'âge du chargement.	137
Figure B. 9 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à l'âge du chargement ajusté.	137
Figure B. 10 : Histogramme de α_{NAC} par rapport au coefficient d'absorption des granulats.	138
Figure B. 11 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à f_{cm}	138
Figure B. 12 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à E_{cm}	139
Figure B. 13 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à E/L	139
Figure B. 14 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à E/C	140

Figure B. 15 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à RH..	140
Figure B. 16 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à la température.	141
Figure B. 17 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à $K\sigma$	142
Figure B. 18 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à la contrainte appliquée.	142
Figure B. 19 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à l'âge du chargement.	143
Figure B. 20 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à l'âge de chargement ajusté.	143
Figure B. 21 : Histogramme de α_{RAC} par rapport au coefficient d'absorption des granulats recyclés.	144
Figure B. 22 : Histogramme de α_{RAC} par rapport au taux de substitution des granulats recyclés.	144
Figure C. 1: Sensibilité de φRH pour $f_{cm} \leq 35\text{MPa}$	147
Figure C. 2 : Sensibilité de φRH pour $f_{cm} = 40\text{MPa}$	147
Figure C. 3 : Sensibilité de φRH pour $f_{cm} = 60\text{MPa}$	148
Figure C. 4 : Sensibilité de φRH pour $f_{cm} = 80\text{MPa}$	148
Figure C. 5 : Sensibilité de $\beta(f_{cm})$	149
Figure C. 6 : Sensibilité de $\beta(t_0)$	149
Figure D. 1 : Géométrie de la poutre modélisée sur Abaqus.....	157
Figure D. 2 : Définition des propriétés viscoélastiques du béton.	157
Figure D. 3 : Etapes du calcul viscoélastique.	158
Figure D. 4 : Paramétrage de l'étape du calcul instantané sur Abaqus.	158

Figure D. 5 : Paramétrage de l'étape du calcul viscoélastique.	159
Figure D. 6 : Définition de la charge et des conditions aux limites.	159
Figure D. 7 : Chargement et conditions d'appuis pour une poutre en flexion.	160

Liste Des Tableaux

Tableau I. 1 : Propriétés physiques des granulats utilisés dans le cadre des projets RECYBETON et ECOREB [2,5].....	12
Tableau II. 1 : Conditions Standards pour prendre $\phi_u=2,35$	55
Tableau II. 2: Paramètres requis pour les modèles de fluage.	58
Tableau II. 3 : Domaines de validité des modèles analytiques.	59
Tableau II. 4 : Facteurs de correction pour le coefficient du fluage de béton de granulats recyclés.	66
Tableau II. 5 : Modèles sélectionnés pour la prédiction du fluage de béton de granulats recyclés.	68
Tableau II. 6 : Base de données pour l'analyse du fluage.....	70
Tableau II. 7 : Plage des paramètres étudiés.....	71
Tableau II. 8 : Corrélations entre les coefficients de fluage expérimentaux et calculés ...	73
Tableau II. 9: Facteurs de corrélation pour les modèles normatifs sans et avec modifications pour le béton naturel.	82
Tableau II. 10 : Facteurs de corrélation des modèles modifiés pour le béton recyclé.	85
Tableau II. 11 : Facteurs de corrélation du modèle rhéologique pour le NAC et le RAC.	89
Tableau III. 1 : Comparaison entre le modèle de Zener et le modèle exponentiel du présent travail.	100
Tableau III. 2 : Formulation et caractéristique du béton sélectionné de l'étude de Fathifazl [49].	103

Tableau III. 3 : Coefficients du fluage et de Prony pour le béton de Fathifazl [49].	104
Tableau III. 4 : Formulation et caractéristique du béton sélectionné de l'étude de Guo[52].	106
Tableau III. 5 : Coefficients du fluage et de Prony pour les bétons de Guo [52].	106
Tableau A. 1 : Formulations des bétons de granulats naturels.	124
Tableau A. 2 : Conditions d'essais pour les bétons de granulats naturels.....	128
Tableau A. 3 : Formulations des bétons de granulats recyclés.	130
Tableau A. 4 : Conditions d'essais pour les bétons de granulats recyclés.	132

INTRODUCTION GENERALE

La France est le pays Européen qui produit le plus de déchets de chantier par habitant : 3,4 t/hab./an, alors que la moyenne des autres pays se situe à 2,4 t/hab./an. La solution viable pour valoriser ces déchets et minimiser l’approvisionnement des ressources naturelles consiste à les utiliser en tant que granulats en substitution aux granulats naturels pour la fabrication du béton de structures. La valorisation des granulats issus de la démolition des bâtiments et des ouvrages achevant leur durée de vie permet de satisfaire aux exigences européennes de recyclages où la directive-cadre 2008/98/CE relative aux déchets fixe un objectif de 70% de valorisation sous forme de matière des déchets du secteur du bâtiment et des travaux publics à l’horizon 2020.

La pratique d’utilisation des granulats recyclés n’est pas nouvelle pour le secteur des travaux publics et pour formuler du béton de faible performance. L’utilisation des granulats issus de la déconstruction des structures de génie civil est un enjeu essentiel du développement durable et apparaît comme la solution d’avenir pour préserver les ressources naturelles et limiter les zones de stockage. Néanmoins, les granulats recyclés possèdent des propriétés différentes de celles des granulats naturels à cause de la présence du mortier et de la pâte de ciment résiduels qui restent attachés aux grains naturels après le processus de production. Ces caractéristiques particulières des granulats recyclés influent directement sur la performance du béton à court et à long terme. Les explications les plus communes sont associées à la porosité plus élevée aussi bien qu’au module d’élasticité plus faible des bétons incorporant des granulats recyclés.

L’utilisation des granulats recyclés et surtout le sable pour la fabrication du béton de structures est encore limitée du fait que, pour les maîtres d’ouvrages et les assureurs, l’expérience manque sur ce nouveau béton qui doit être durable. Cette notion de la durabilité nécessite une meilleure compréhension du comportement au cours du temps, tel que le fluage qui traduit l’augmentation à long terme des déformations sous l’effet des charges soutenues. En ce qui concerne le fluage du béton incorporant des granulats recyclés, les travaux disponibles dans les références bibliographiques à cet égard montrent que les déformations différées sont plus élevées que celles du béton normal.

En parallèle et pour l'exactitude du calcul ainsi que pour la sûreté de la conception à long terme, les normes de dimensionnement doivent fournir des modèles de prédiction fiables quelle que soit la nature des granulats utilisés pour l'élaboration du matériau. Généralement, l'effet du fluage sur le béton doit être pris en compte dans le dimensionnement à l'état limite de service (ELS) vis-à-vis de la limitation des flèches et, dans certains cas, pour la vérification de l'état limite ultime (ELU) de résistance.

L'objectif principal de cette thèse s'attache donc à la requalification des modèles prédictifs du comportement différé du béton en général et plus particulièrement le béton de granulats recyclés. Afin de répondre à ces objectifs, ce mémoire de thèse est présenté en trois chapitres.

Le premier chapitre est dédié à une étude bibliographique qui dresse un état de l'art des travaux antérieurs menés sur le béton recyclé. Dans un premier temps, l'intérêt de la gestion et de la valorisation des déchets du BTP est présenté. Ensuite, les connaissances sur les propriétés physiques et mécaniques des granulats recyclés sont exposées. Enfin, l'étude s'achève par une présentation de l'effet des granulats recyclés sur les propriétés du béton avec un accent sur le fluage.

Le deuxième chapitre est consacré à la qualification des modèles analytiques du fluage proposées par les normes internationales sur la base des résultats issus de la littérature. Les expressions analytiques sont vérifiées pour le béton de granulats naturels (NAC) et des nouvelles expressions analytiques ont été proposées. Par la suite de ce chapitre, les modifications nécessaires pour la prise en compte de la présence des granulats recyclés (RAC) sont introduites.

Le dernier chapitre de ce manuscrit porte sur la modélisation viscoélastique du fluage. Le modèle rhéologique choisi pour décrire les phénomènes observés est celui de Zener. Les paramètres de ce modèle sont identifiés sur la base d'un modèle analytique développé dans le cadre du présent travail et analogue au modèle de Kelvin-Voigt. Le modèle de Zener est ensuite discrétisé sous la forme d'une série de Prony avec un seul terme afin de permettre la modélisation du fluage à l'aide des codes de calcul par éléments finis ANSYS et Abaqus. Les expressions analytiques proposées à partir des résultats des essais du fluage en compression sont étendues et validées pour la prédiction du comportement différé en flexion.

Le mémoire se termine par une synthèse générale de nos résultats ainsi que des perspectives envisagées pour les futures recherches.

Nous tenons à rappeler qu'un programme expérimental a été défini dans le cadre de cette thèse afin d'améliorer la compréhension physique du comportement du fluage en présence des granulats recyclés. Des éprouvettes cylindriques et prismatiques de trois formulations du béton ont été préparées pour des essais du fluage à l'âge de 90 jours. Néanmoins, un accident technique suivi par la situation sanitaire mondiale liée au COVID19 a rendu l'accès au laboratoire interdit pendant longtemps ce qui nous a empêchés de réaliser les expériences prévues.

CHAPITRE I : SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE

I. 1 Introduction

Le secteur de la construction, a généré en France 246 millions de tonnes de déchets composés en quasi-totalité de déchets inertes ne présentant pas de danger pour la santé humaine et l'environnement. La valorisation de ces déchets permet de limiter l'extraction des ressources vierges et de réduire, par conséquent, l'émission des gaz à effet de serre. Les possibilités de valorisation possible pour les déchets inertes sont : le réemploi direct sur le chantier, la réutilisation en remblais pour le réaménagement des carrières et, enfin, l'acheminement vers les plateformes de recyclage.

L'utilisation des granulats recyclés permet la préservation des ressources naturelles, la réduction du coût de transport et par conséquent la réduction de la consommation d'énergie et des émissions de gaz à effet de serre, une mise en œuvre rapide, et enfin la réduction des quantités de matériaux mis en décharge [1].

Les granulats de béton recyclé peuvent être incorporés dans le béton et représentent un alternatif prometteur aux granulats naturels pour la formulation de nouveaux bétons destinés au secteur du bâtiment [2]. Dans ce contexte, deux projets nationaux de recherche ont été réalisés dans l'objectif de favoriser la réutilisation intégrale des produits issus des bétons déconstruits : le PN RECYBETON [3] qui a été lancé en 2012 pour une période de 4 ans et l'ANR VRD ECOREB, qui a débuté en 2013 et qui s'est achevé en 2016 [4]. Les deux projets ont permis de mettre au point certaines formulations du béton de structures et ont étudié la performance de ces bétons aux états frais et durci. Dans le cadre de l'ANR ECOREB, et plus particulièrement au niveau de la thèse de Minh-Duc Nguyen [5], des outils de connaissances et de simulation du comportement des bétons recyclés ont été développés. La validité des relations analytiques développées pour prédire les propriétés mécaniques du béton de granulats naturels en vue de leur utilisation pour le béton de granulats recyclés a été révisée et les modifications appropriées ont été proposées afin de tenir compte de la présence des granulats recyclés [6]. Néanmoins, le comportement du fluage en compression sous plusieurs niveaux de chargement et à différents âges n'a pas été étudié au même niveau que le comportement mécanique en compression, en traction, et à la rupture. De plus, l'applicabilité des modèles analytiques proposés dans les normes de dimensionnement n'a pas été vérifiée.

L'objectif du présent travail de recherche est d'étudier l'effet des granulats recyclés sur le comportement du béton à long terme et d'enrichir les modèles prédictifs proposés par les normes par l'introduction de paramètres pertinents qui tiennent compte de l'effet de l'incorporation des granulats recyclés sur le comportement différé. Dans cette partie de la thèse, nous dressons une synthèse des données existantes sur les propriétés des bétons incorporant des granulats issus du recyclage du béton. Nous résumerons ensuite l'état de l'art sur l'influence des granulats recyclés sur le comportement du béton en général puis sur le comportement du fluage plus particulièrement.

I. 2 Les granulats recyclés

La production totale des granulats recyclés s'élève d'après l'UNPG [1] à 21 millions de tonnes soit 6% du volume total produit en France en 2009 (Figure 1.a). Ces granulats recyclés proviennent essentiellement des matériaux de déconstruction de bâtiment et d'ouvrages d'art et des matériaux de déconstruction de chaussées (Figure 1.b). Par la suite, nous nous intéressons aux granulats issus de la démolition des bâtiments et de la déconstruction des ouvrages d'art. Nous rappelons d'abord les étapes de leur production et nous présentons ensuite leurs propriétés physiques et mécaniques.

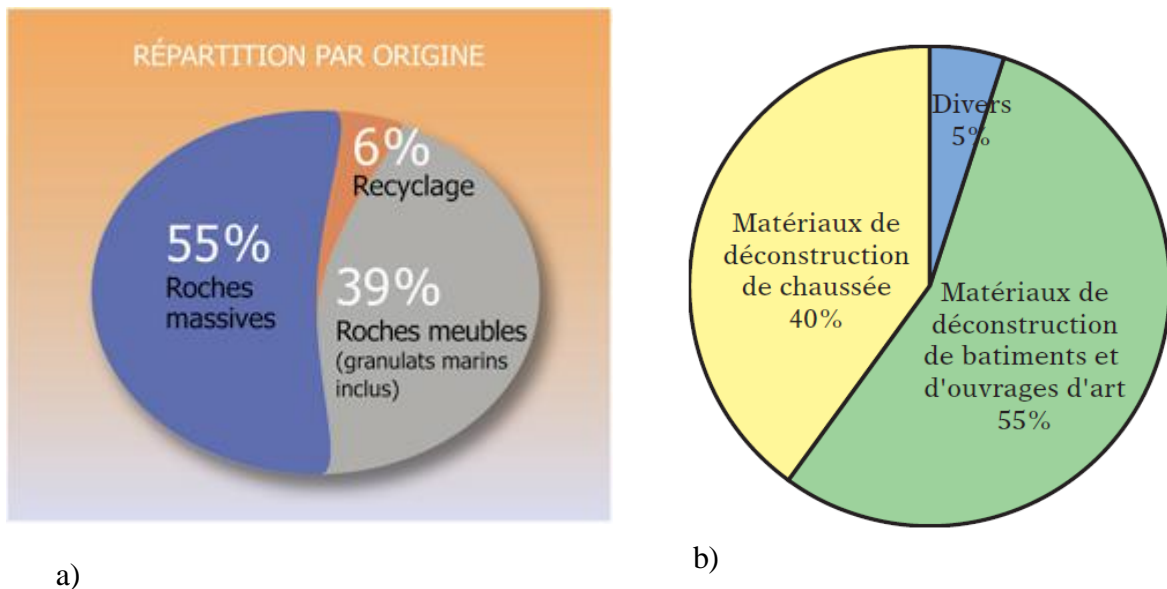


Figure I. 1 : a) Répartition des granulats par origine, b) Secteurs de provenance des matériaux recyclés.

I.2. 1 Production des granulats recyclés

Le processus de production passe par les trois étapes suivantes : concassage, criblage et éventuellement lavage. Cependant, un prétraitement qui consiste à réaliser le cisailage des ferrailles et la réduction des plus gros éléments est nécessaire. Des opérations de triage manuel ou mécanique sont ensuite effectuées pour enlever les impuretés au cours du processus de production. Les plus gros débris, comme les plaques de métal, les panneaux de bois, les aciers d'armature, le papier, le plastique, etc. sont enlevés à la main avant l'entrée des matériaux au concasseur primaire. Par ailleurs, pour enlever les impuretés légères, Québaud [7] propose deux procédés: l'épuration à l'air et l'épuration par voie humide. Pour la première solution, les granulats sont entraînés par un courant d'air sur des distances variables selon leur forme et leur nature. En ce qui concerne la 2ème technique, l'épuration par voie humide (flottaison), la séparation est réalisée au moyen d'un bain dans lequel les granulats recyclés sont transportés à l'aide d'une bande immergée où les fractions légères qui flottent sont séparées par des jets d'eau à contre-courant (Figure I.2).



Elimination des matériaux
légers par jet d'air



Déferraillage



Machine de lavage «
Aquamator »

Figure I. 2 : Techniques d'élaboration des granulats recyclés.

Le concasseur à percussion présente une meilleure réduction de la granulométrie (avec moins d'éléments fins) et facilite la séparation des armatures du béton mais l'usure du matériel est importante et la granulométrie d'entrée limitée [8]. Il permet également d'obtenir une

meilleure cubicité du matériau sortant [7]. En ce qui concerne les appareillages spécifiques à l'amélioration des granulats recyclés, on trouve tous les appareillages permettant d'éliminer les impuretés. Des électro-aimants peuvent être ajoutés au circuit de concassage pour enlever les débris métalliques. Ils sont installés à la sortie des concasseurs et recueillent les éléments métalliques. L'élimination des contaminants légers peut se faire par flottation du type « Aquamator » (Figure I.2).

La figure I.3 présente un schéma d'installation de production de granulats recyclés. Le nombre de concasseurs utilisés dépend de la qualité de granulat à obtenir. L'utilisation d'un seul concasseur donne des matériaux de moins bonne qualité même si le matériau de départ est relativement propre. De plus, procéder à un seul concassage n'enlève pas toutes les impuretés où seuls les débris métalliques sont enlevés grâce à l'électro-aimant. L'utilisation d'un deuxième concasseur permet de procéder à une deuxième opération de triage (manuel et magnétique), ce qui donne un matériau beaucoup plus propre.



Figure I. 3 : Processus de production des granulats recyclés.

En guise de conclusion sur la fabrication de ce type de granulat, Cimpelli et Lefort [9] proposent un résumé des différentes phases d'élaboration des produits issus du recyclage :

- Préparation avant traitement qui consiste à réduire les plus gros éléments à l'aide d'un marteau hydraulique ;

- Concassage primaire à l'aide d'un concasseur à percussion ou à mâchoires suivi d'un déferrailage électromagnétique ;
- Selon les installations, le concassage peut être précédé d'un criblage destiné à éliminer les matériaux à faibles caractéristiques et suivi d'un tri manuel destiné à retirer les impuretés ;
- Concassage secondaire portant sur la fraction supérieure issue du concassage primaire.
- Conservation des granulats recyclés dans des aires de stockages sous forme de tas individualisés, soit en trémies ou soit en silos.

I.2. 2 Caractéristiques des granulats recyclés

Les propriétés des granulats recyclés dépendent de plusieurs paramètres de production tels que la procédure du concassage et la qualité du béton d'origine [2]. L'aspect des gravillons recyclés est comme celui des gravillons naturels concassés. Par ailleurs, les propriétés des gravillons recyclés sont complètement différentes. En général, les particules du béton concassé sont plus anguleuses et ont une texture plus rugueuse que celle des granulats naturels (Figure I.4). De même, le sable recyclé possède une forme plus anguleuse que le sable naturel.



Gravillons naturels 4/10



Gravillons naturels 6,3/20



Gravillons recyclés 4/10



Gravillons recyclés 10/20

Figure I. 4 : Aspect des granulats naturels et recyclés [5].

Les granulats recyclés de béton diffèrent principalement des granulats naturels du fait qu'ils sont composés de deux fractions de nature différente : le granulat naturel et le mortier de ciment qui y est accroché (Figure I.5) [10].

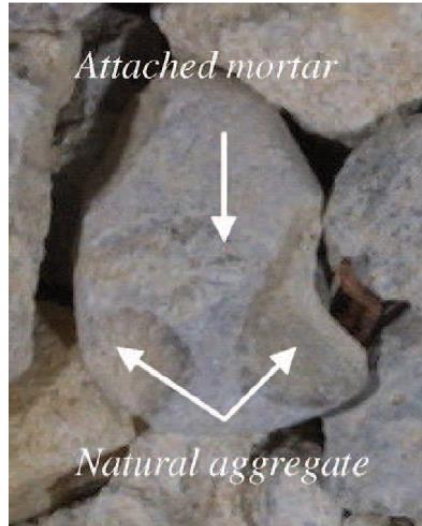


Figure I. 5 : Compositions des granulats recyclés de béton.

I.2. 3 Propriétés physiques des granulats recyclés

La densité des granulats recyclés est généralement inférieure à celle des granulats naturels en raison de la faible densité du mortier adhérent aux grains naturels. Elle dépend des paramètres suivants :

- Les propriétés mécaniques du béton parent : pour un volume de mortier adhérent équivalent, les granulats recyclés obtenus d'un béton ayant des propriétés mécaniques élevées ont une densité plus importante par rapport aux granulats issus d'un béton parent plus faible [11].
- La granulométrie : la densité varie avec la taille des grains [12]. Elle diminue lorsque la taille des grains diminue.
- La technique de production utilisée : la densité est fonction du type de concasseur utilisé [7,8].

Quant à la capacité d'absorption d'eau, elle représente la différence majeure entre les granulats recyclés et les granulats naturels et dépend des paramètres suivants :

- La granulométrie : la capacité d'absorption est inversement proportionnelle à la taille des grains. Elle est d'autant plus importante que les grains sont petits [5].

La teneur en mortier attaché : Poon et al [13] ont démontré que l'aptitude des granulats recyclés à absorber l'eau augmente lorsque la teneur en mortier attaché est importante et que cette aptitude est indépendante des propriétés mécaniques des granulats. Selon l'étude conduite par de Juan et Gutiérrez [10], la capacité d'absorption est d'autant plus importante que la teneur en mortier attaché est importante (Figure I.6).

- La densité : la densité et la capacité d'absorption sont étroitement liées. Les granulats recyclés, en raison de l'ancien mortier qui reste attaché aux grains originaux, possèdent une densité plus faible et une capacité d'absorption plus élevée que les granulats naturels [14]

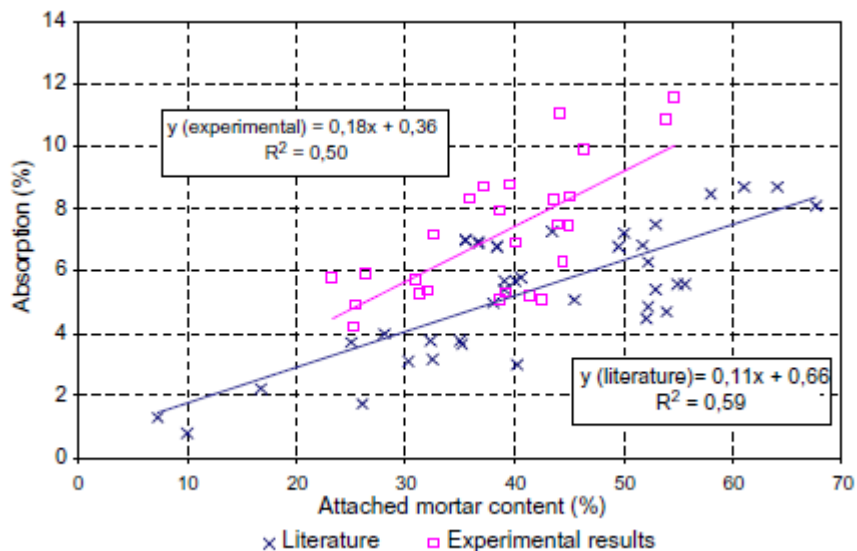


Figure I. 6 : Evolution de la capacité d'absorption en fonction de la teneur en mortier attaché [10].

Le tableau I.1 récapitule les propriétés des granulats utilisés dans le cadre des projets nationaux PN RECYBETON [3] ainsi que l'ANR ECOREB [4]. Les granulats naturels ont des masses volumiques plus importantes, et des coefficients d'absorption plus faibles par rapport aux granulats recyclés. Ceci s'explique par la présence de l'ancien mortier qui s'adhère aux

grains naturels et qui est caractérisé par une forte porosité mais également par un réseau de fissures dû au concassage. Ces résultats sont en accord avec les résultats des références bibliographiques.

Granulats	ρ_{rd} [g/cm ³]	WA ₂₄
Sable naturel (SN 0/4)	2,62	0,87
Gravillon naturel (GN 4/10)	2,72	0,56
Gravillon naturel (GN 6.3/20)	2,76	0,47
Sable recyclé (SR 0/4)	2,18	8,78
Gravillon recyclé (GR 4/10)	2,27	5,82
Gravillon recyclé (GR 10/20)	2,28	5,56

Tableau I. 1 : Propriétés physiques des granulats utilisés dans le cadre des projets RECYBETON et ECOREB [2,5]

I.2. 4 Propriétés mécaniques des granulats recyclés

Les propriétés mécaniques des gravillons sont obtenues à l'aide de l'essai Los Angeles qui estime la résistance à la fragmentation par chocs et à l'usure par frottement. Le but de cet essai est de mesurer la quantité d'éléments inférieurs à 1,6 mm produite par fragmentation en soumettant le matériau à des chocs de boulets à l'intérieur d'un cylindre en rotation. Le coefficient de Los Angeles est d'autant plus élevé que le granulat est tendre. La norme NF EN 12620 recommande des valeurs maximales de 35 pour l'utilisation des granulats dans les bétons hydrauliques.

La présence du mortier réduit la résistance aux chocs et à l'usure des granulats recyclés [2,7,10,15]. D'après l'étude menée par de Juan et Gutiérrez [10], la valeur de Los Angeles augmente lorsque la teneur en mortier attaché augmente bien que seulement une tendance entre les deux propriétés ait été obtenue. Par contre, la résistance à la fragmentation augmente si la résistance du béton parent est élevée (Figure I.7).

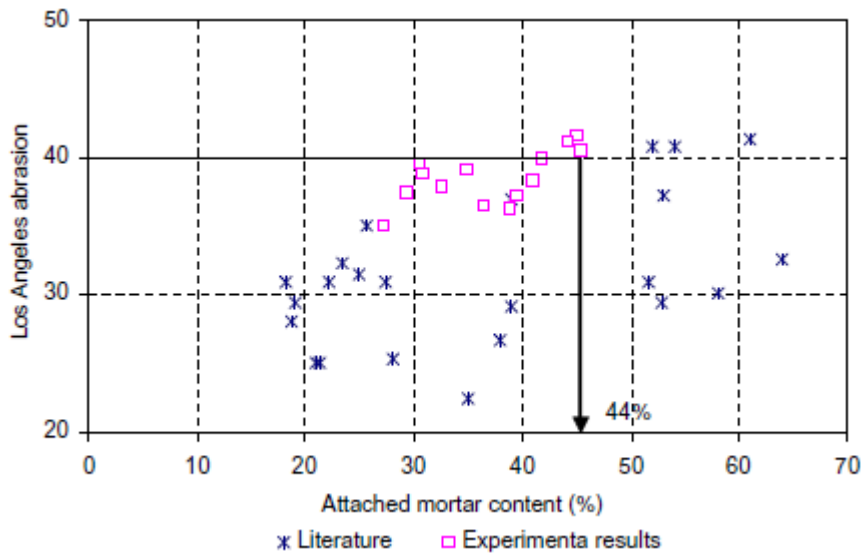


Figure I. 7 : Relation entre la teneur en mortier et la résistance à la fragmentation [10].

La Figure I.8 représente les résultats des essais réalisés dans le cadre du projet national PN RECYBETON [2] sur différentes classes de granulats recyclés (4/6, 6/10, 10/14 et 14/20) ainsi qu'un granulats concassé siliceux naturel (10/14) pris comme granulats de référence. Dans cette étude, pour évaluer la linéarité du comportement le nombre de tours a été varié entre 20 et 6 000. Pour le granulats naturel, la linéarité entre la quantité de fines générées (passant à 1,6 mm) avec le nombre de tours est gardée jusqu'à 2000 tours. Le comportement est différent pour les diverses fractions des granulats de béton recyclé (GBR) avec un taux de particules fines générées plus élevé que pour les granulats naturels. Il a été conclu que le mortier adhérent a été le premier à se fragmenter sous les impacts des boulets métalliques. Lorsque la teneur en mortier adhérent a diminué, le comportement des GBR devient alors comparable à celui du granulats naturel d'origine.

Omary et al [16] ont étudié l'influence des propriétés physiques des granulats recyclés sur la résistance mécanique, caractérisée par le coefficient Los Angeles nommé LA. Ils ont établi que le coefficient varie linéairement avec le coefficient d'absorption, WA_{24} . De plus, ils ont montré que la résistance d'un mélange des granulats naturels et recyclés est proportionnelle au taux de substitution massique en granulats recyclés.

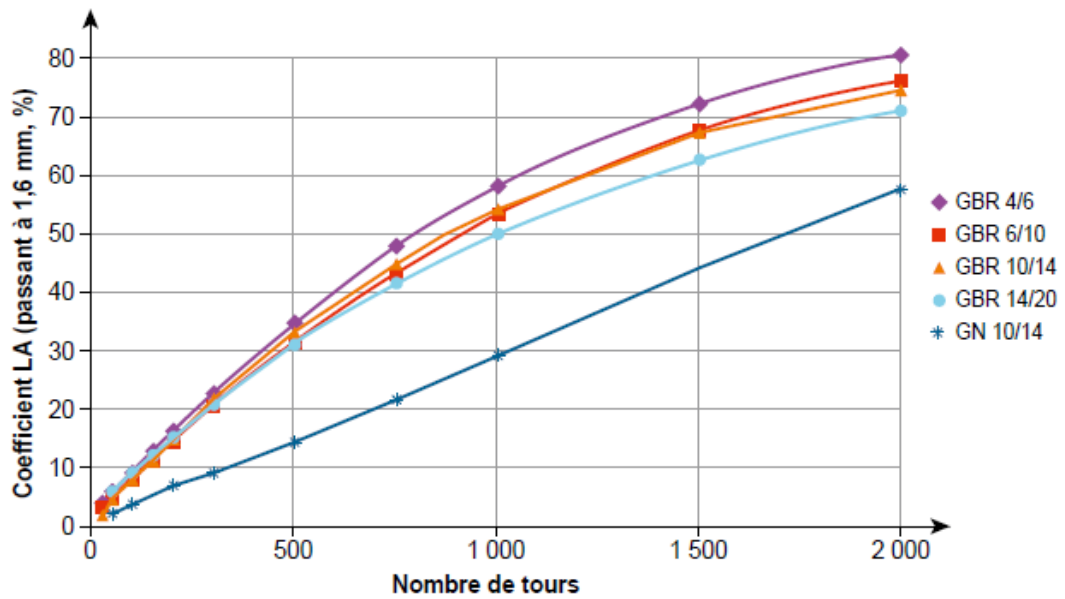


Figure I. 8 : Relation entre le nombre de tours et la résistance à la fragmentation [2].

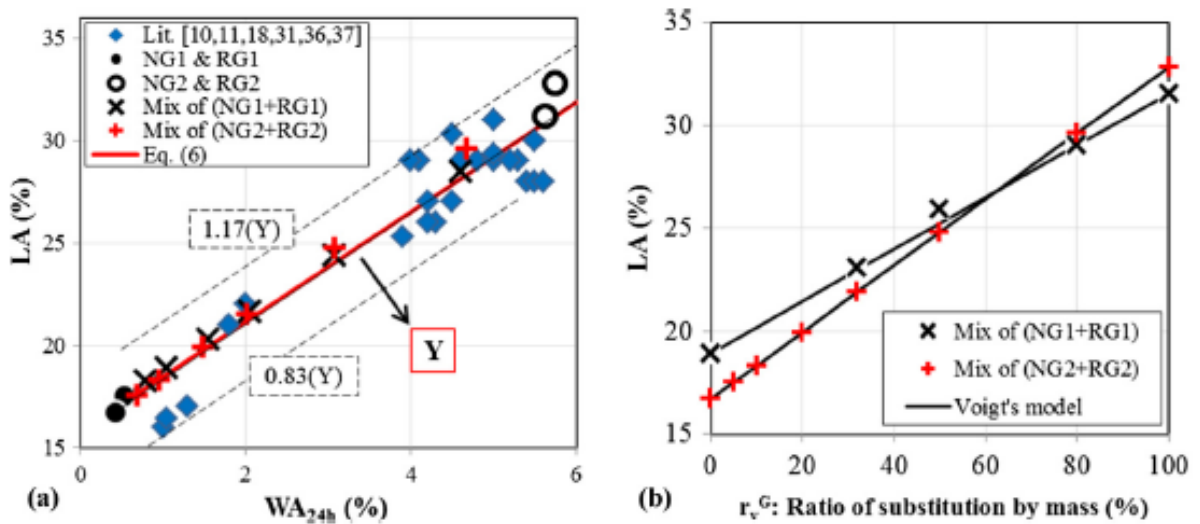


Figure I. 9 : a) Effet du coefficient d'absorption sur la résistance mécanique des granulats recyclés, b) Effet du taux de substitution massique sur la résistance [16].

I. 3 Béton de granulats recyclés

Les approches de formulation du béton de granulats naturels restent applicables pour la formulation du béton incorporant des granulats recyclés. D'après l'étude de Wardeh et al. [17], la formulation commence par l'optimisation du dosage en ciment pour atteindre la classe cible de la résistance à la compression, puis le rapport Eau/Ciment (E/C) et le dosage en superplastifiant sont optimisés afin d'atteindre la fluidité exigée par le cahier des charges. Les auteurs ont conclu que lorsqu'une quantité donnée des gravillons recyclés est incorporée dans la formulation, les modifications suivantes sont nécessaires :

- Pour atteindre la classe de maniabilité fixée par le cahier des charges, une quantité d'eau supplémentaire doit être rajoutée à l'eau de gâchage.
- Puisque la quantité d'eau de gâchage augmente, le dosage en ciment est ajusté pour maintenir constant le rapport E/C et maintenir par conséquent la même classe de résistance à la compression.

Ces conclusions sont en accord avec les conclusions de plusieurs chercheurs lors des études postérieures à celle de Wardeh et al [2,6].

I.3. 1 Propriétés à l'état frais

Plusieurs chercheurs ont montré qu'à un dosage en eau identique, la maniabilité du béton incorporant des granulats recyclés est inférieure à celle d'un béton correspondant formulé avec des granulats naturels et ceci plus particulièrement quand le pourcentage de substitution de granulats dépasse 50% [18]. Cette perte de consistance est due principalement à la plus grande porosité des granulats recyclés par rapport aux granulats naturels.

L'évolution de la maniabilité après le malaxage a fait l'objet de plusieurs études dans la littérature. L'étude de Wardeh et al [17] a montré que la perte de maniabilité n'est pas significative pendant 10 minutes après le malaxage et ceci est expliqué par l'excès d'eau disponible dans la gâchée. Par contre, la perte dépend du pourcentage de granulats recyclés après cette période et elle est d'autant plus accentuée que le taux de substitution est important.

L'étude menée dans le cadre de la thèse de M-D Nguyen [5] a confirmé cette tendance comme l'illustre la Figure I.10.

De plus, la quantité d'air occlus est supérieure dans le cas des bétons recyclés alors que la masse volumique est inférieure [5,17] et ceci est dû à la présence de l'ancien mortier autour des grains naturels.

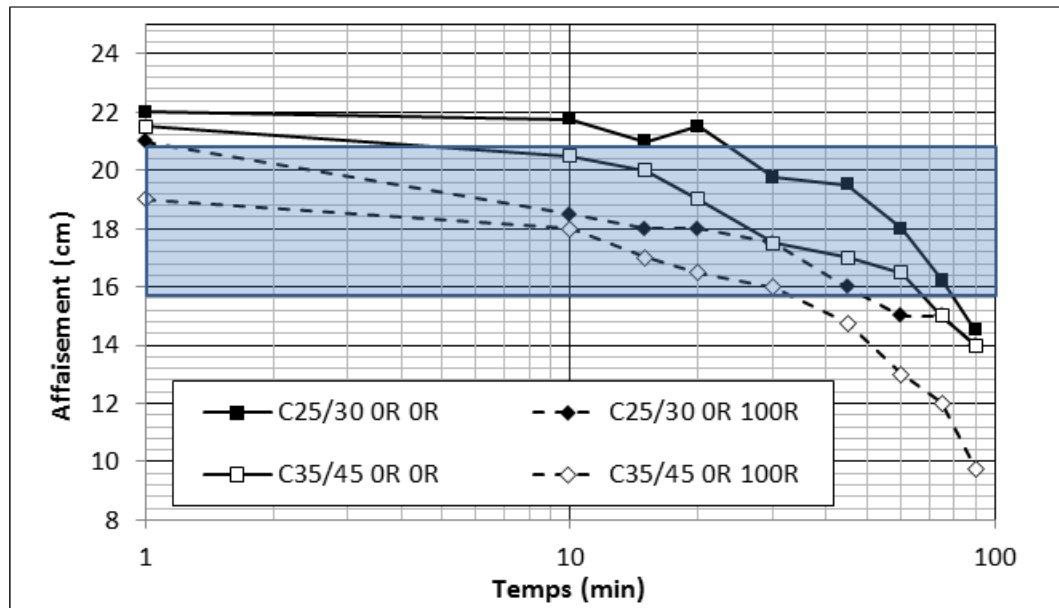


Figure I. 10 : Evolution de la maniabilité au cours du temps [5].

I.3. 2 Caractéristiques physiques à l'état durci

De nombreuses études reportées dans la littérature ont montré que la porosité du béton de granulats recyclés est supérieure à celle du béton formulé avec des granulats naturels du fait de la présence de mortier attaché aux granulats [17,19–22].

D'après l'étude de Wardeh et al [17] ainsi qu'Omary et al [16], la porosité augmente en augmentant le taux de substitution en granulats recyclés pour la même classe de la résistance à la compression. Cette augmentation est due d'une part à la porosité des granulats recyclés et d'autre part à la porosité induite par l'augmentation du volume de la pâte cimentaire nécessaire pour maintenir la résistance (Figure I.11).

L'augmentation de la porosité influe directement sur l'absorption d'eau. Thomas et al [23] ont montré que l'absorption augmente lorsque le rapport E/C et le taux de substitution augmentent et que les gros gravillons impactent cette propriété plus que les fines contrairement à Levy et Helene [24]. Ces derniers ont reporté une absorption sensiblement plus élevée du béton incorporant des fines recyclées par rapport au béton incorporant des gravillons recyclés uniquement. La différence entre les résultats reportés dans la littérature peut être attribuée à l'influence de la nature des fines utilisées.

Les résultats reportés dans la thèse de M-D Nguyen montrent que la masse volumique à l'état durci est d'autant plus faible que le taux de substitution est élevé [5].

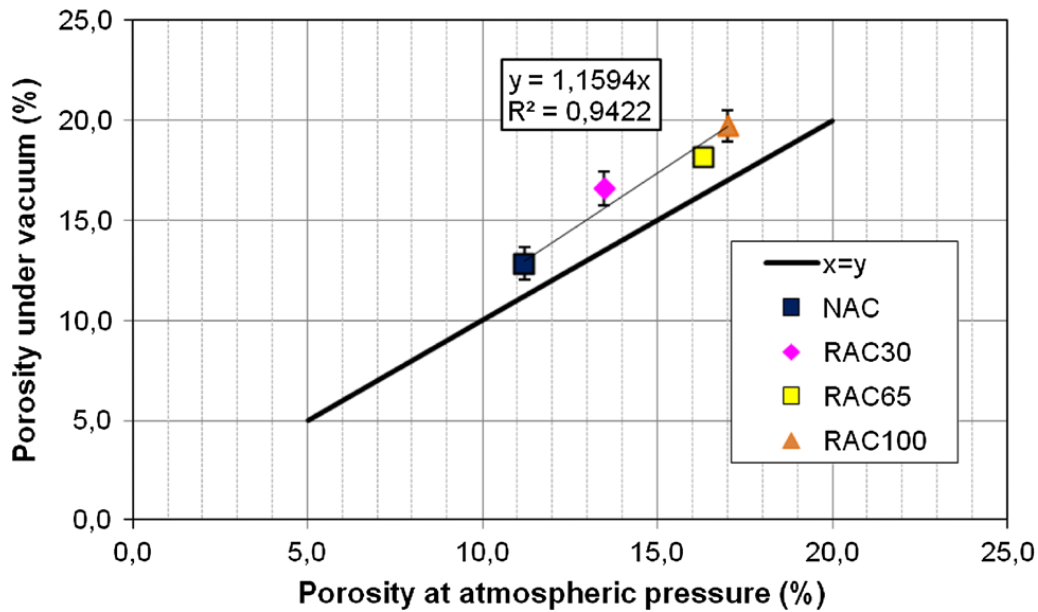


Figure I. 11 : Effet des granulats recyclés sur la porosité du béton.

I.3. 3 Propriétés mécaniques des bétons incorporant des granulats recyclés

➤ Résistance à la compression

La résistance à la compression du béton de granulats recyclés dépend de certains nombres de paramètres tels que : le rapport eau/ciment (E/C), la qualité des granulats recyclés, le taux de substitution ou encore la teneur en mortier attaché [19–21,25]. La plupart des études disponibles dans la littérature montre qu'avec des paramètres de formulation identiques, la substitution des granulats recyclés jusqu'à 30 % ne modifie pas la résistance à la compression [19–21].

Dans le cadre des deux projets nationaux ANR ECOREB et PN RECYBETON [2–6] six bétons de granulats recyclés correspondant à deux classes de résistance C25/30 et C35/45 et à une classe de consistance S4 ont été élaborés. Les formulations ont été conçues à partir de deux formulations de référence en substituant partiellement ou complètement les granulats naturels

par des matériaux issus du recyclage des bétons. Pour chaque classe, un béton de granulats naturels, dit de référence, est d'abord optimisé puis le sable et les gravillons recyclés ont été substitués au sable et aux gravillons naturels à plusieurs pourcentages massiques. Il est à rappeler que les proportions des constituants ne sont pas constantes pour chaque série et elles sont ajustées afin de maintenir les caractéristiques exigées. De plus, le volume de pâte et le rapport Eau efficace/Liant (E/L) ne sont pas constants et ils varient d'une formulation à l'autre [5,6].

Les résultats obtenus ont montré qu'à l'âge de 28 jours, les bétons atteignent des niveaux de résistances compatibles avec les classes définies par le PN RECYBETON, respectivement C25/30 et C35/45 (Figure I.12) [5,6]. Sur la figure I.12, les résultats sont tracés en fonction du volume de la pâte et Γ (le taux de substitution massique équivalent) représentant le rapport entre la masse des granulats recyclés et la masse totale des granulats naturels et recyclés dans la formulation. $\Gamma=1$ lorsque le sable et les graviers sont recyclés [6].

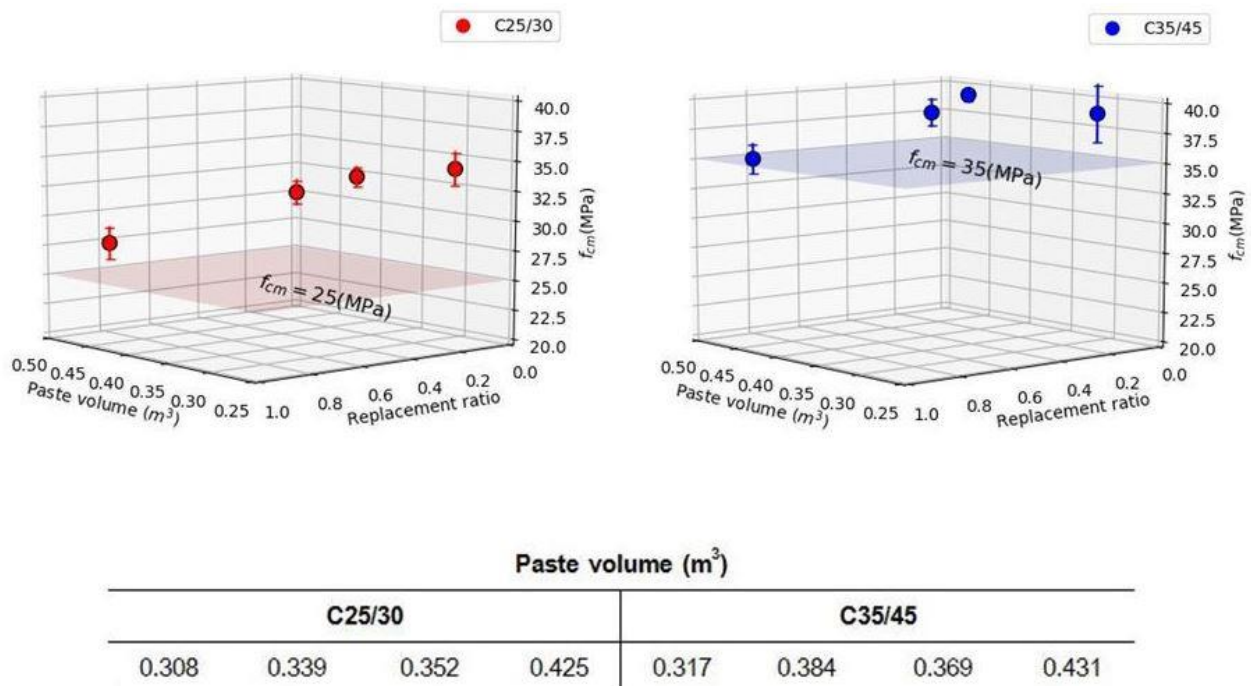


Figure I. 12 : Résistances à la compression des bétons C25/30 et C35/45 [6]

➤ **Module d'élasticité**

De nombreuses études ont montré que les granulats recyclés réduisent le module d'élasticité. Cette réduction est la conséquence de l'incorporation des granulats recyclés qui sont caractérisés par une porosité élevée et un module élastique inférieur à celui des granulats naturels [2,5,6,17,26]. La figure I.13 représente les résultats des projets ANR ECOREB [4] et PN RECYBETON [3] pour les deux séries C25/30 et C35/45 [6]. A l'aide de cette figure, nous remarquons que pour la même classe de résistance à la compression, les deux modules diminuent lorsque le taux de remplacement augmente. La réduction du module est attribuée au module d'élasticité plus faible des granulats recyclés ainsi qu'à la porosité élevée des bétons incorporant des granulats recyclés.

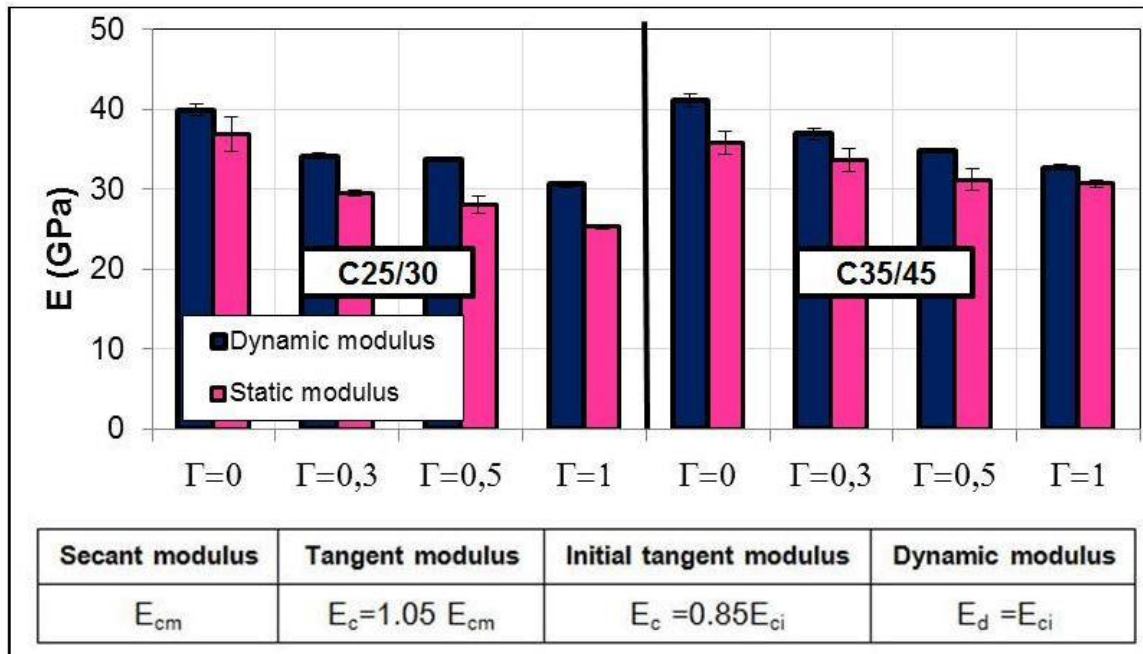


Figure I. 13 : Variation des modules d'élasticité en fonction du taux de substitution [6].

Ghorbel et al [6] ont proposé une relation qui prédit le module d'élasticité tangent en fonction de la résistance à la compression et du taux de substitution équivalent. Cette relation se donne par l'expression I.1 et représentée sur la Figure 1.14.

$$E_c (GPa) = 17.553(1 - \alpha_{EC}\Gamma) \left(\frac{f_{cm}}{10} \right)^{0.42} \quad \text{Equation I. 1}$$

avec $\alpha_{EC} = 0.131$

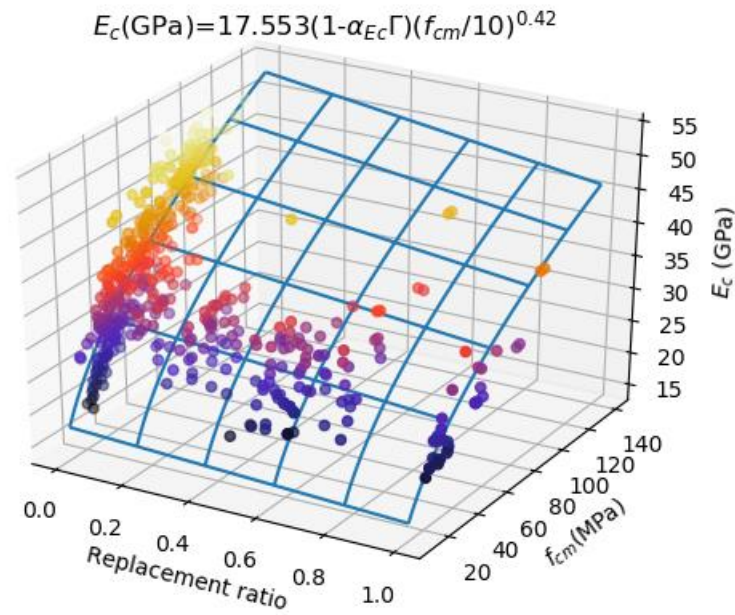


Figure I. 14 : Comparaison entre les modules d'élasticité expérimentaux et prédits [6].

➤ **Résistance à la traction**

Les résultats issus des essais de traction ont montré qu'en générale la résistance à la traction diminue également en augmentant le taux de substitution en granulats recyclé [5,6,17,20,21,25]. D'après l'étude de Wardeh et al [17], cette diminution peut être attribuée à l'augmentation de la porosité. L'ensemble des résultats des projets ANR ECOREB et PN RECYBETON, résumé sur la Figure I.15, montre que pour la même classe de résistance à la compression, l'introduction des granulats recyclés entraîne une diminution de la résistance à la traction [2,5,6]. Nous remarquons également que l'incorporation des granulats recyclés n'a pas un effet remarquable sur la résistance de la série C35/45 lorsque le taux de remplacement est supérieur à 30% ($\Gamma \geq 0,3$).

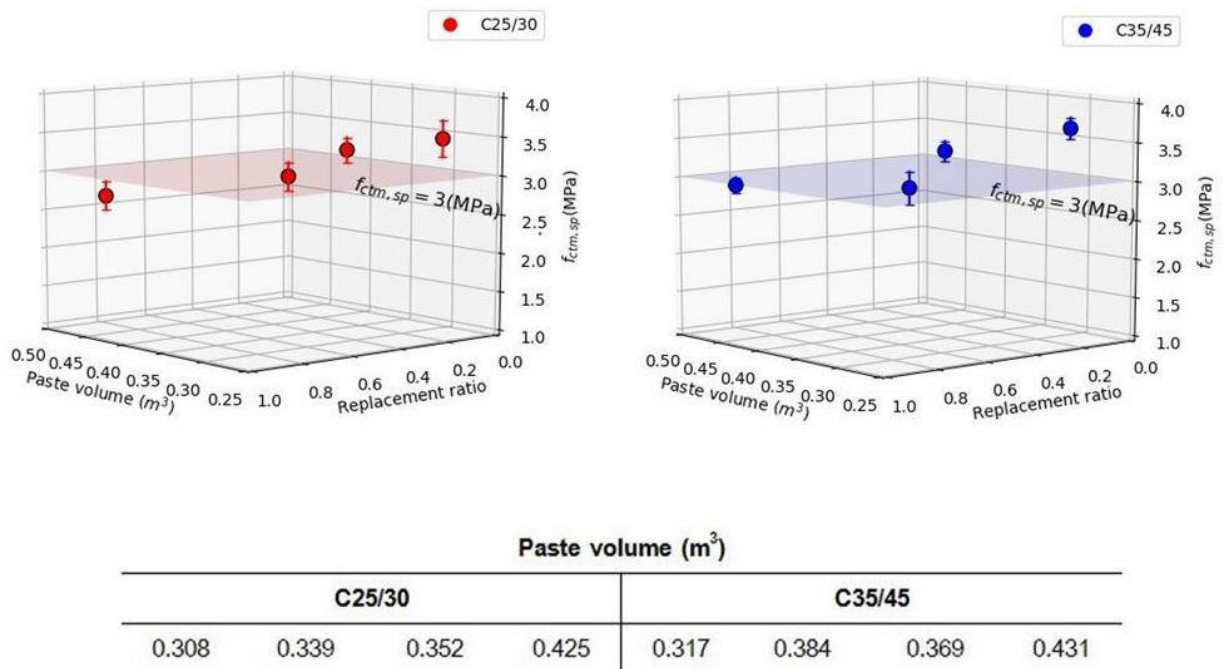


Figure I. 15 : Variation de la résistance à la traction en fonction du taux de substitution [6].

Pour la prédiction de la résistance à la traction par fendage en fonction de la résistance à la compression et du taux de substitution équivalent, Ghorbel et al [6] ont proposé la relation I.2 qui reproduit convenablement les résultats expérimentaux.

$$f_{ctm,sp} = 0.364(1 - \alpha_{f_{ctm}} \Gamma)(f_{cm})^{0.608} \quad \text{Equation I. 2}$$

avec $\alpha_{f_{ctm}} = 0.142$

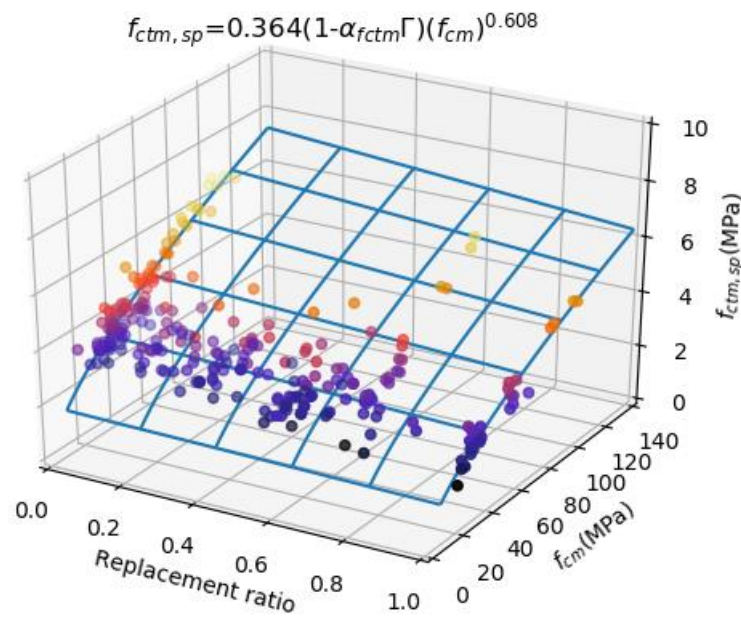


Figure I. 16 : Résultats expérimentaux et calculés de la résistance à la traction [6].

I. 4 Comportement en fluage du béton

Le fluage d'un élément en béton, soumis à un chargement mécanique maintenu constant dans le temps, se traduit par l'augmentation progressive de la déformation. Suivant le mode de conservation du béton durant le chargement on définit deux types de fluage : fluage de dessiccation et fluage propre. Le fluage est dit de dessiccation lorsque les échanges hydriques avec l'ambiance sont permis alors qu'il est dit propre ou endogène si la surface du matériau est isolée de l'environnement.

I.4. 1 Mécanisme du fluage propre

Le fluage propre se décompose en deux phases successives, le fluage à court terme et le fluage à long terme. Le fluage à court terme se caractérise par une cinétique rapide après la mise en chargement du béton tandis que le fluage à long terme est caractérisé par une cinétique plus lente qui tend à se stabiliser avec le temps.

L'eau retenue dans la porosité joue un rôle fondamental dans le mécanisme du fluage à court terme du fait que la déformation en fluage d'un béton sec est négligeable [27,28]. Pour expliquer ce rôle, plusieurs mécanismes ont été avancés dans les références bibliographiques. Les principaux mécanismes sont :

- L'effet de la pression osmotique : une couche d'hydrates sous forme de gel et relativement perméable sépare les grains de ciment non hydratés et les pores capillaires. Pour que les réactions d'hydratation puissent continuer, l'eau diffuse à travers cette couche donnant naissance à une pression, dite osmotique, dont l'amplitude dépend des propriétés de la couche d'hydrates. Cette pression s'exerce sur le gel et affaiblit sa structure. L'application d'un chargement extérieur modifie les contraintes appliquées localement et entraîne la rupture localisée de liaisons, ce qui se traduit macroscopiquement par la déformation de fluage [29].

- L'hydratation sous contraintes : l'hydratation d'anhydre produit un gel hydraté qui possède un volume environ deux fois plus grand que celui de l'anhydre. Par conséquent, la moitié des hydrates produits occupent la place initiale du grain de ciment et l'autre moitié diffuse vers les pores capillaires où le gel se dépose. L'application d'un chargement extérieur entraîne une augmentation de la solubilité et accélère le processus d'hydratation. Le gel produit ne peut pas se déposer dans l'espace disponible entraînant une contraction des grains du ciment. A l'échelle macroscopique cette contraction correspond à la déformation de fluage [30].

- La déposition graduelle d'un nouveau gel sous charge (théorie de la solidification) : le gel formé ne participe pas à la reprise des contraintes extérieures. Cependant, au fur et à mesure que les particules adjacentes fluent, ce gel venant de se déposer commence à reprendre progressivement les contraintes. Ce phénomène contribue à la déformation de fluage d'après Bazant et Prasannan [31].

- La migration de l'eau absorbée dans la porosité capillaire sous contraintes : la diffusion s'amorce sous l'action des efforts extérieurs. Les contraintes sont retransmises à l'échelle microscopique, à travers l'assemblage des produits d'hydratation qui entourent les pores capillaires (Figure I.17). Ce transfert d'effort microscopique induit localement un déséquilibre thermodynamique entre les molécules d'eau en adsorption libre dans ces zones de transmission et celles qui sont plus loin (porosité capillaire). Pour rétablir l'équilibre, les molécules d'eau diffusent dans les couches d'eau adsorbée vers la porosité capillaire, entraînant la déformation du squelette solide [29].

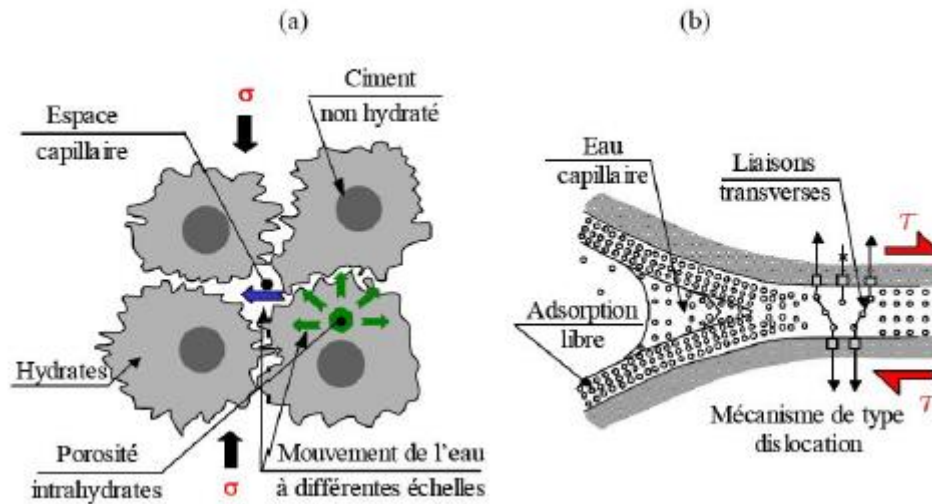


Figure I. 17 : Mécanismes du fluage propre à court terme (a) et à long terme (b) proposés par Ulm et al [32].

Le mécanisme de fluage à long terme est différent de celui à court terme. Selon Bazant et al [33] et Ulm et al [32] l'effet de vieillissement est d'origine mécanique et lié à la relaxation des micro-précontraintes (micro-prestress) dans les zones d'adsorption empêchée. Ces micro-précontraintes sont générées par la pression de disjonction, les variations volumiques importantes aussi bien que le fortement localisées induites par l'hydratation ou le séchage.

I.4. 2 Mécanisme de fluage de dessiccation

Il s'agit du fluage additionnel qui se produit en plus du fluage propre lorsque l'élément est exposé à des conditions de séchage. Dans la littérature, deux phénomènes sont proposés pour expliquer l'origine de la déformation de fluage de dessiccation :

- La part structurale du fluage de dessiccation : une éprouvette en béton soumise au séchage subit un déséquilibre hydrique qui provoque la compression au cœur et la traction en peau. Si la traction en peau conduit à la fissuration, l'effet du retrait ne peut plus être transmis au cœur. Par ailleurs, lorsqu'on applique un chargement de compression, il est admis que l'état de contrainte résultant est suffisant pour qu'il n'y ait plus de traction en surface et l'effet du retrait est transmis au cœur de l'éprouvette qui se contracte (Figure I.18). Ainsi, un chargement appliqué permet le développement de la totalité du retrait de dessiccation contrairement au cas d'une éprouvette non chargée où un relâchement des autocontraintes par fissuration est observé.

De plus, on observe que la fissuration d'une éprouvette en dessiccation chargée est moins prononcée que celle en dessiccation non chargée.

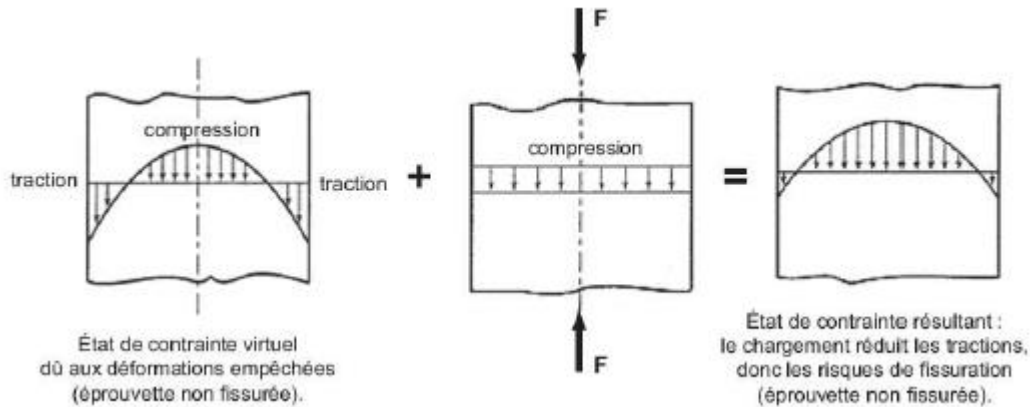


Figure I. 18 : Effet d'un chargement sur un béton en dessiccation [34].

- La part intrinsèque du fluage de dessiccation : cette part est due aux mécanismes physico-chimiques résultant de la concentration des contraintes sur le gel de C-S-H et l'augmentation de la dépression capillaire [35,36].

I.4. 3 Facteurs influençant le fluage

Plusieurs paramètres présentent une influence sur l'amplitude et la cinétique des déformations de fluage. Ces paramètres sont étudiés par la suite.

➤ L'âge du béton au moment de la mise en charge et intensité du chargement

Le fluage est fonction de l'âge au moment de l'application de la charge ainsi que du taux et de la durée du chargement. La figure I.19 illustre l'importance de l'intensité du chargement où on peut constater que lorsque la charge appliquée est modérée (inférieure à 50% de la charge de rupture en compression), la vitesse de la déformation diminue dans le temps et le comportement est qualifié viscoélastique. Pour un chargement plus élevé (au-delà de 70% de la charge de rupture), la vitesse de fluage qui était décroissante (fluage primaire) peut devenir constante (fluage secondaire) et pourra amener à terme à la rupture après accélération de la vitesse de fluage (fluage tertiaire). En considérant le paramètre âge au chargement, on constate

que plus l'éprouvette est soumise tardivement à une charge moins la déformation différée est importante.

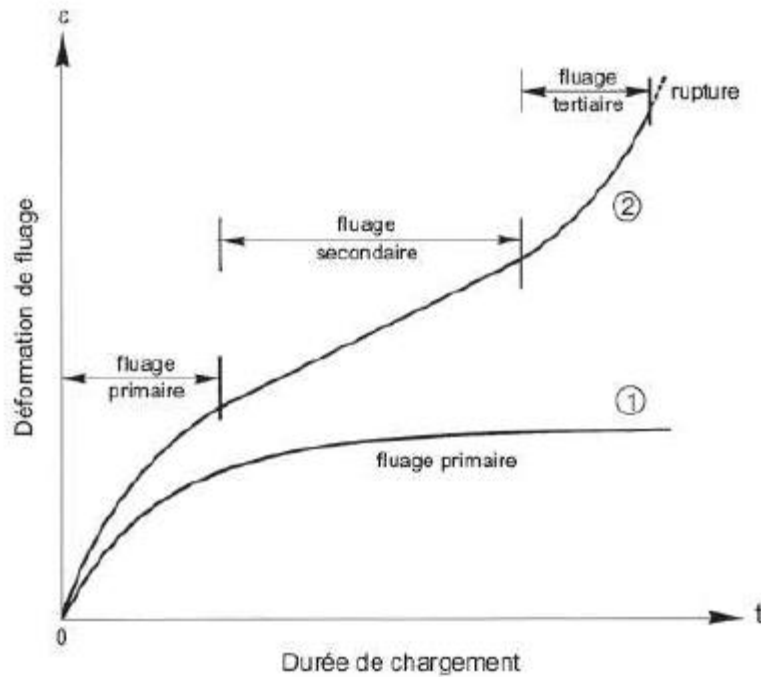


Figure I. 19 : Evolution de la déformation de fluage en fonction du temps, sous charge modérée (1) et sous charge intense (2) pouvant conduire à la rupture par fluage tertiaire [34].

➤ **Influence des paramètres de formulation du béton**

Le potentiel de fluage augmente avec le rapport eau/ciment (E/C), et diminue avec l'accroissement de la résistance mécanique de la pâte de ciment. Ce potentiel varie également selon le type de ciment utilisé [29]. En ce qui concerne l'effet du volume des granulats, des expériences ont montré que plus le volume relatif des granulats est grand, plus le fluage est faible comme c'est le cas pour le retrait [37,38]. Par ailleurs, les caractéristiques microstructurales des granulats, leur granulométrie et la qualité des grains influencent l'évolution de la déformation en influençant sur la raideur, la porosité à l'interface pâte-granulats ainsi que la microfissuration [29].

➤ **Influence de la température et de l'état hydrique**

Au jeune âge, le fluage augmente avec l'augmentation de la température qui accélère l'hydratation du ciment. A l'état durci, l'effet de la température sur le fluage propre semble être plus important lorsque le taux de chargement est inférieur à $30\% f_{cm}$ [39]. Bazant et al [31,40,41] montrent que l'élévation de la température accélère la rupture des liaisons provoquant le glissement des C-S-H et, par conséquent, accroît l'amplitude de fluage propre. Quant à Hauggaard et al. [42], ils expliquent l'accroissement de l'amplitude du fluage avec la hausse de température par la réduction de la viscosité de l'eau.

En ce qui concerne le fluage de dessiccation l'étude de Maréchal [43] a montré qu'il dépend fortement de l'état hydrique du béton. Le fluage en température d'un béton préalablement séché est considérablement diminué, comparé au même béton en équilibre hydrique (Figure I.20).

➤ **Influence de la taille de l'échantillon**

Le fluage de dessiccation diminue avec l'augmentation de la taille de l'échantillon. Ce phénomène s'explique par le fait que le séchage est trop lent dans les grands échantillons par rapport aux échantillons de tailles réduites. Pour ces derniers l'état hydrique est homogène entre la surface et le cœur des éprouvettes. Par ailleurs, la taille de l'échantillon n'affecte pas le fluage propre [44].

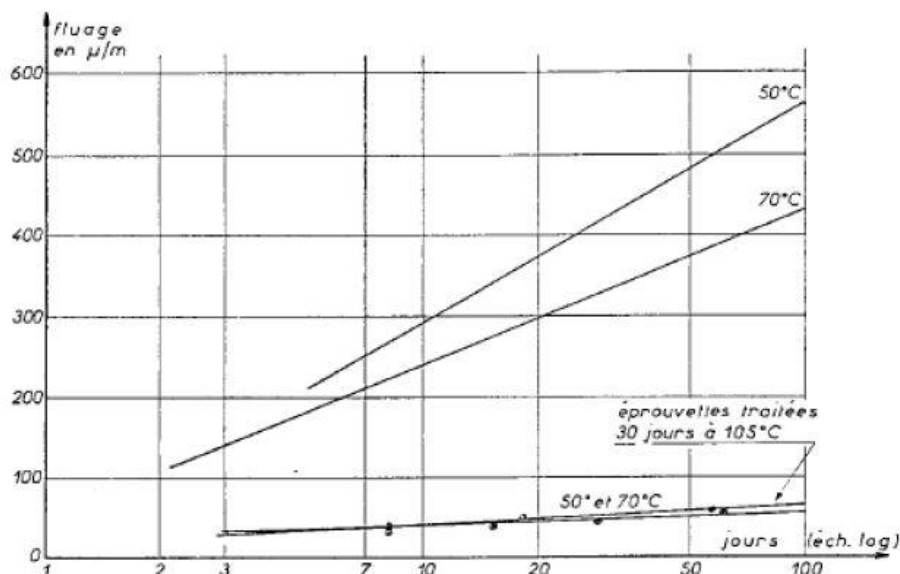


Figure I. 20 : Influence de l'eau évaporable sur le fluage en température [43].

➤ **Influence de l'humidité relative**

L'humidité relative est un des facteurs les plus importants influant sur l'amplitude du fluage. La Figure I.21 représente les déformations du fluage des éprouvettes exposées aux différents environnements où il peut être constaté que le fluage est d'autant plus élevé que l'humidité relative est faible. En effet, lorsque l'humidité relative est élevée, l'évaporation de l'eau retenue dans la porosité est réduite et ralentit le mouvement des molécules d'eau vers la surface extérieure, ce qui réduit par conséquent le fluage [45].

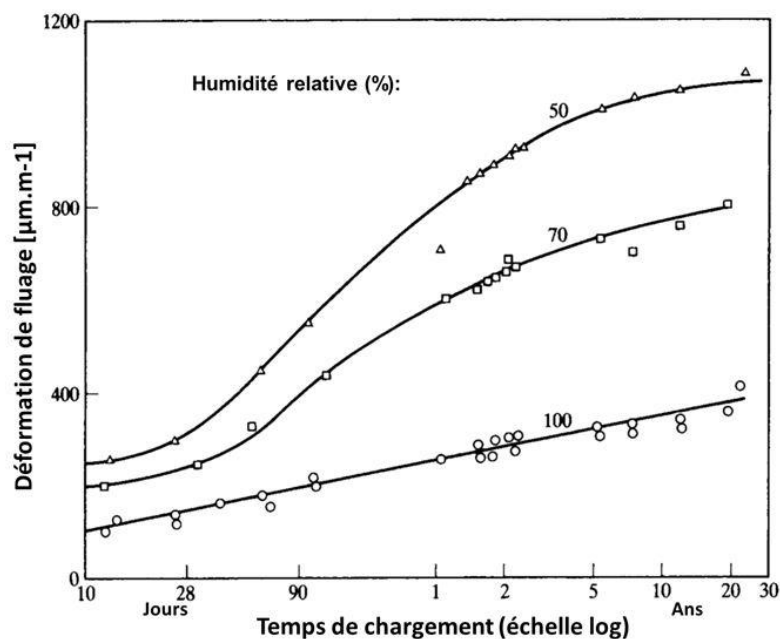


Figure I. 21 : Influence de l'humidité sur le fluage du béton [46].

I.4. 4 Influence des granulats recyclés sur le fluage

➤ **Effet du taux de substitution**

Le consensus général sur le fluage du béton incorporant des granulats recyclés est qu'il est supérieur à celui du béton témoin formulé avec des granulats naturels. Le fluage d'un béton formulé avec 100% de gravillons recyclés peut présenter une augmentation de l'ordre de 60% par rapport au béton naturel. Cette augmentation des déformations de fluage est due essentiellement à la présence du mortier attaché et le phénomène s'amplifie si les fines recyclées sont employées [47–50]. Domingo-Cabo et al. [47] font partie de nombreuses équipes qui ont étudié le fluage de bétons de granulats recyclés. Dans le cadre de cette étude, 3 bétons des

granulats recyclés ont été élaborés à partir d'une formulation de référence en remplaçant 20%, 50% et 100% de la masse des gravillons naturels par des gravillons recyclés. Par ailleurs, le dosage en ciment ainsi que le rapport E/C ont été conservés constants et les gravillons recyclés n'ont pas été pré-saturés avant le malaxage. Les chercheurs ont montré que le fluage propre du béton incorporant 20% de gravillons recyclés est supérieur de 25% à celui du béton témoin. Pour le béton avec un taux de substitution de 50% l'augmentation des déformations est de 29% tandis que pour le béton avec 100% de gravillons recyclés l'augmentation est de 32% (Figure I.22). Par ailleurs, l'augmentation des déformations totales était plus accentuée. Il a été observé que par rapport au béton de référence, le fluage est de 35% supérieur pour un taux de substitution de 20%, de 42% avec un taux de remplacement de 50% et de 51% pour un taux de substitution de 100%.

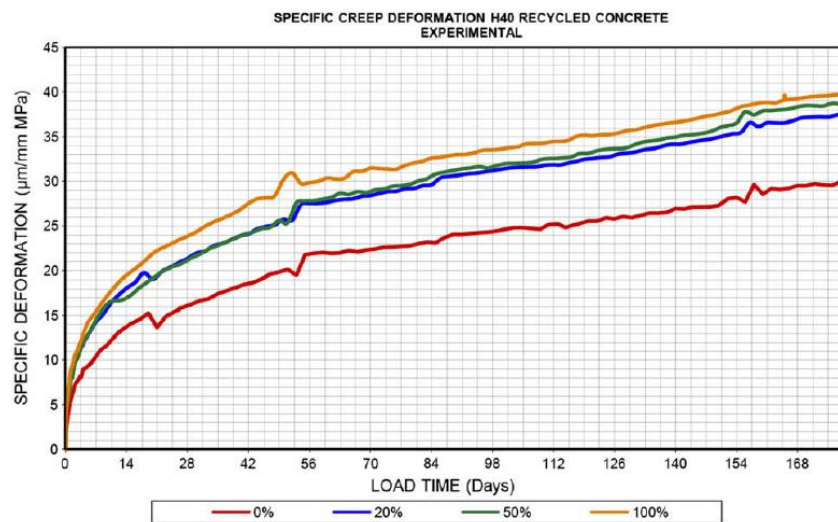


Figure I. 22 : Evolution du fluage propre dans le temps [47].

Fathifazl et ses collègues [49] se sont intéressés à l'influence des paramètres de formulation sur les déformations de fluage. Ils ont montré qu'avec un dosage en mortier (attaché et nouveau) égale à celui du béton témoin, les déformations du fluage sont les mêmes. Par contre, en utilisant les méthodes classiques de formulation qui consistent à remplacer les granulats naturels par des recyclés, les déformations du fluage augmentent (Figure I.23). Pour la nomenclature de la figure I.23, *E* signifie méthode du mortier équivalent, *C* méthode conventionnelle de formulation, *M* et *V* types de granulats recyclés utilisés, *L* fillers calcaires et *G* granulats naturels.

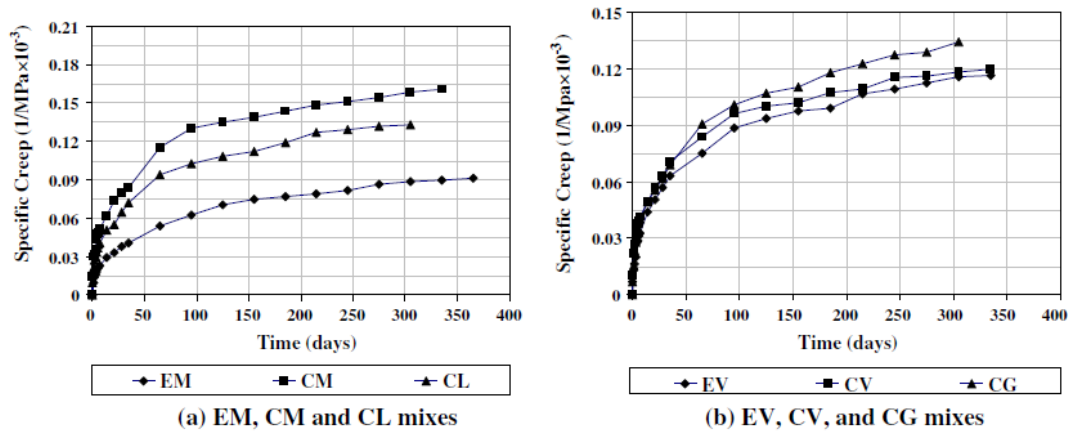


Figure I. 23 : Effet de la méthode de formulation sur les déformations du fluage [49].

Des essais de fluage en flexion 3 points sur des éprouvettes prismatiques 10x10x90 cm ont été réalisés dans le cadre de la thèse de Minh-Duc Nguyen sur toutes les formulations de l'ANR ECOREB et du PN RECYBETON [3–5]. L'évolution de la flèche, mesurée au milieu des éprouvettes, pour les deux séries C25/30 et C35/45 est représentée sur les figures I.24 et I.25. L'analyse des courbes montre que les formulations incorporant des granulats recyclés développent des flèches plus importantes que les formulations de référence. De plus, l'amplitude de la flèche est d'autant plus importante que le taux de substitution est élevé. Les résultats de ces essais sont en accord avec les travaux antérieurs disponibles dans les références bibliographiques [47–49]. La cinétique accélérée des déformations du fluage en présence des granulats recyclés est due d'après Xiao et al. [51] à la présence de l'ancien mortier attaché autour des grains naturels qui est caractérisé par un faible module d'élasticité, une porosité élevée et un réseau de fissures dû au processus du concassage [16,51].

Nguyen [5] a également constaté que le fluage de la série C25/35 est plus important que celui de la série C35/45 lorsque les granulats recyclés sont employés. Les écarts pour chaque taux de substitution peuvent s'interpréter par l'effet du rapport E/Liant plus élevé pour la série C25/30 conduisant à une porosité plus importante par rapport à la série C35/45.

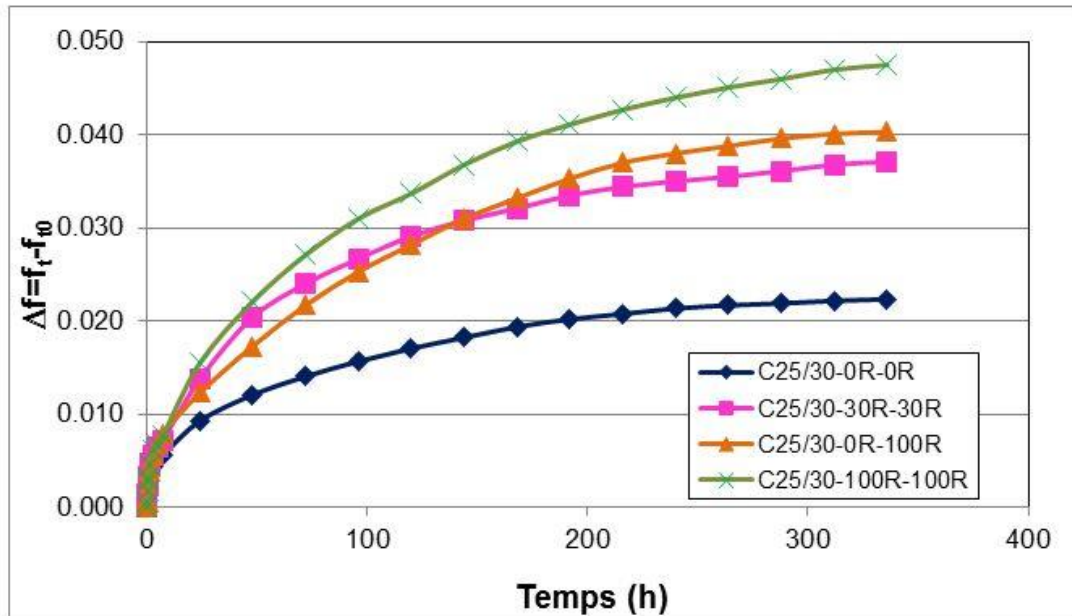


Figure I. 24 : Evolution de la flèche du béton C25/30. [5].

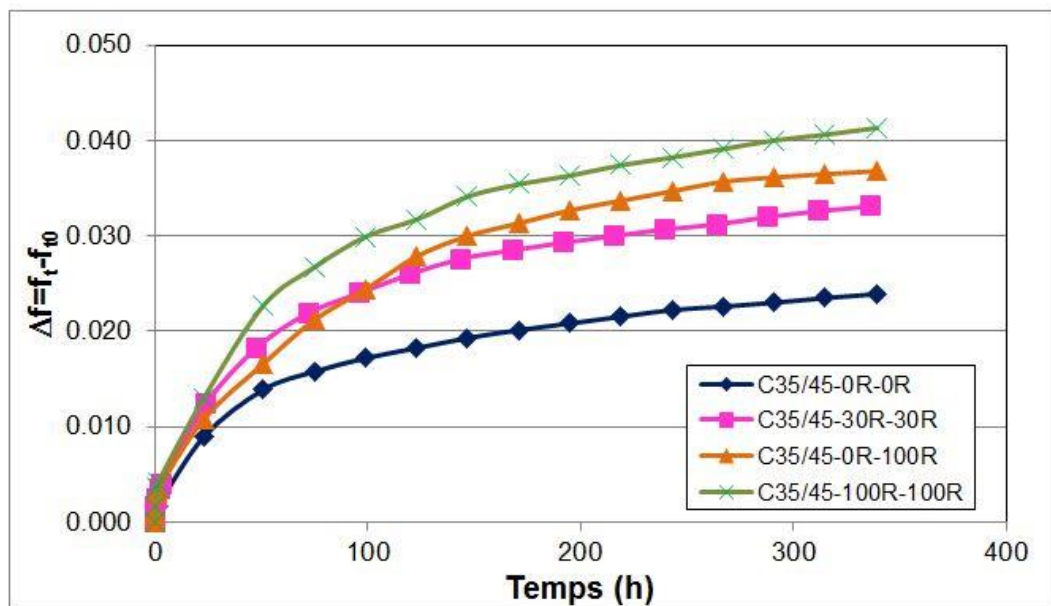


Figure I. 25 : Evolution de la flèche du béton C35/45 [5].

Menghuan Guo [52] a réalisé deux séries d'essais pour évaluer l'influence du taux de substitution de gravillons naturels sur la cinétique et l'amplitude du fluage en flexion. Dans le

cadre de cette thèse, deux formulations avec 30% et 100% de gravillons recyclés ont été dérivées de la formulation C25/30 du PN-RECYBETON [5] et deux séries de poutres 10x20x80 cm³ sans et avec entailles ont été réalisées. La première série, composée de 3 poutres sans entailles (B-N-N^{28j}, B-N-30R^{28j}, BB-N-100R^{28j}), a été testée à l'âge de 28 jours alors que la deuxième composée de 3 poutres entaillées (B-N-N^{3m}, B-N-30R^{3m}, BB-N-100R^{3m}), a été testée à l'âge de 3 mois. Les poutres ont été soumises à des charges constantes représentant 40% de la résistance ultime de chaque formulation. La différence d'âge entre les deux séries d'essais avait pour but d'identifier un éventuel risque de fragilité sous fluage des poutres plus jeunes. Sur la Figure I.26, il peut être remarqué que le fluage du béton incorporant 30% de gravillons recyclés est légèrement supérieur à celui du béton de granulats naturels. Pour le béton avec 100% de gravillons recyclés, la cinétique du fluage est plus rapide et l'amplitude est pratiquement le double par rapport au béton de gravillons naturels. La même tendance a été observée pour les poutres entaillées des différents bétons chargées à trois mois (Figure I.27).

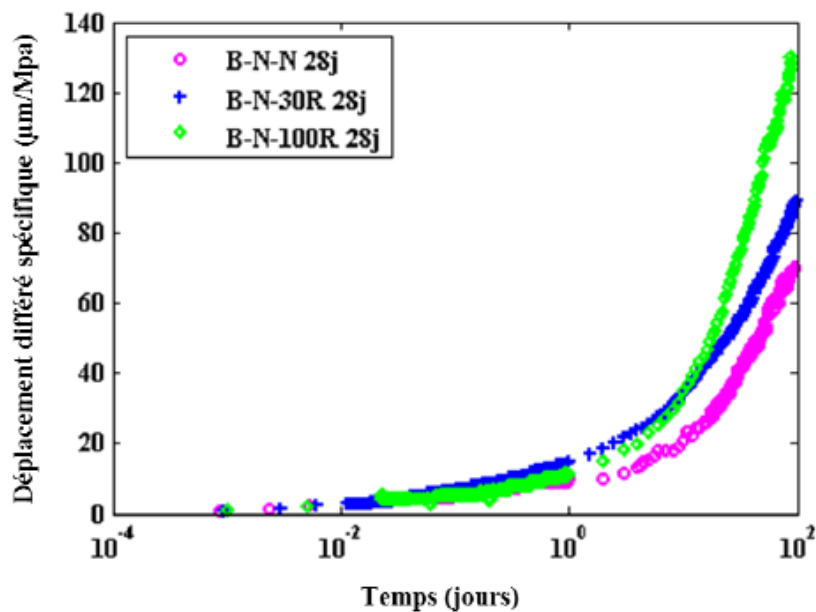


Figure I. 26 : Déplacement différé des poutres sans entailles âgées de 28j et chargées à 40% de la résistance maximale [52].

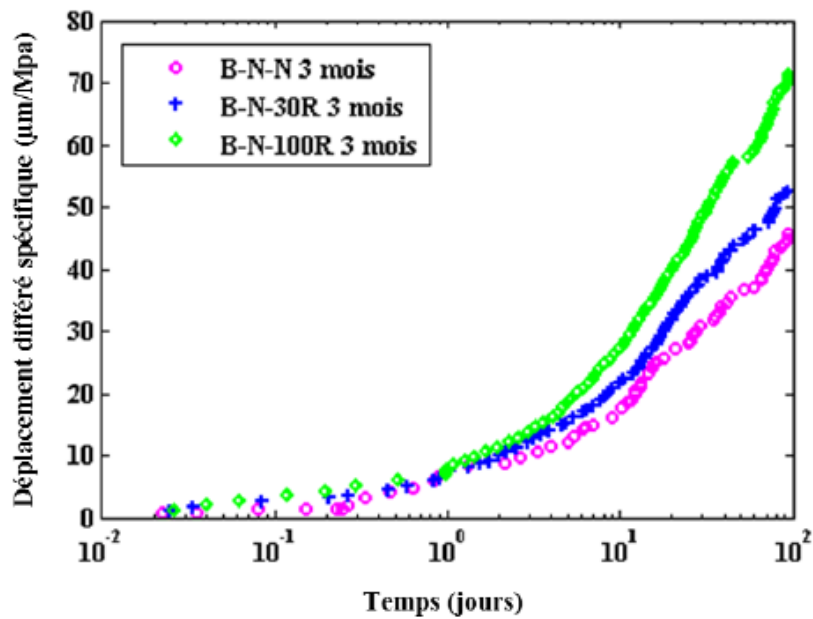


Figure I. 27 : Déplacement différé des poutres avec entailles âgées de 3 mois et chargées à 40% de la résistance maximale [52].

Des essais du fluage en compression ont été réalisés dans le cadre du PN RECYBETON [2] au LMDC (Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions) à Toulouse sur des éprouvettes cylindriques 11x22 cm de trois bétons à savoir : le béton 0S0G, confectionné uniquement avec des granulats naturels, le béton 30S30G, confectionné avec un volume partiel de substitution (30%) de granulats naturels par des granulats recyclés, et le béton, noté 0S100G, confectionné avec 100% de gravillons recyclés. Les déformations en mode endogène ont été mesurées sur des éprouvettes de béton pour lesquelles aucun échange d'humidité avec l'extérieur n'est permis. Par ailleurs, les déformations en mode de dessiccation ont été mesurées sur des éprouvettes de béton pour lesquelles les échanges d'humidité avec l'ambiance extérieure (50% d'humidité relative) sont permis. Pour chaque éprouvette de béton, les déformations longitudinales ont été mesurées par un capteur numérique. Le taux de chargement des éprouvettes est compris entre 40 et 42% de la charge à la rupture au moment de la mise en charge à 28 jours, soit 15 MPa. Les résultats illustrés sur la Figure I.28 sont globalement en accord avec les résultats des autres études réalisées dans le cadre du PN RECYBETON [5,52]

avec un effet des granulats recyclés plus remarquable sur le fluage endogène que sur le fluage de dessiccation. Il est toutefois à noter que les incertitudes de mesures étaient élevées.

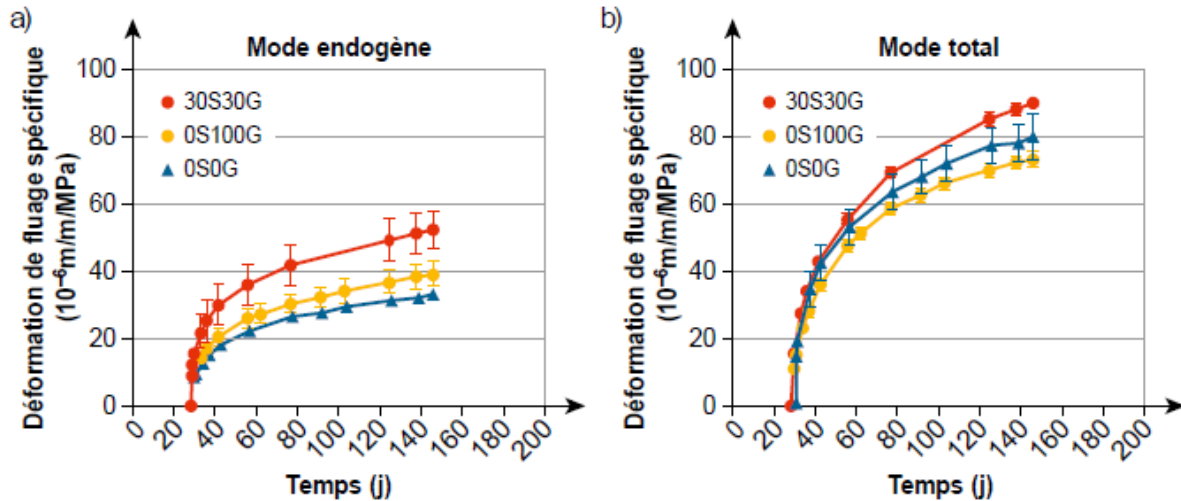


Figure I. 28 : Évolution des déformations de fluage spécifiques dans le temps ; a) mode endogène ; b) mode dessiccation [2].

Seara-Paz et al. [53] ont également étudié l'effet du taux de substitution sur le comportement à long terme du béton. Ils ont utilisé une seule fraction granulaire 4/16 mm (R16) provenant de la démolition d'un vieux bâtiment. Les chercheurs ont préparé deux séries de béton, appelées H50 et H65, avec deux rapports E/C 0.5 et 0.65 respectivement en remplaçant les gravillons naturels par 20%, 50% et 100% des gravillons recyclés R16. Au sein de chaque série, le volume du liant a été maintenu constant ce qui a entraîné une diminution des propriétés mécaniques en fonction du taux de substitution.

Des essais de fluage en compression ont été réalisés sur des éprouvettes cylindriques 10x20 cm ainsi que sur des poutres en béton armé de dimensions 20x30x360 cm. A l'âge $t_0=42$ jours, les cylindres et les poutres ont été chargés à 30% de leurs résistances ultimes pendant 1000 jours et l'évolution des déformations a été suivie. Les résultats obtenus à l'échelle des cylindres étaient identiques à ceux obtenus à l'échelle des poutres et les chercheurs ont conclu que, pour les deux séries, le fluage est d'autant plus accentué que le taux de substitution est élevé (Figure I.29). Seara-Paz et al. [53] ont attribué cette amplification au volume du mortier attaché dans les nouveaux bétons qui augmente lorsque le taux de substitution augmente. A 200 jours, tous les bétons, naturels et recyclés, ont développé 80% du fluage à 1000 jours. De plus, les bétons de granulats recyclés ont développé des valeurs de fluage élevées pendant les 90 premiers jours.

Bien que les auteurs de ce travail n'ont pas comparé le fluage des deux séries pour un taux de remplacement donné, nous pouvons montrer que le fluage de la série H65 est plus important que celui de la série H50.

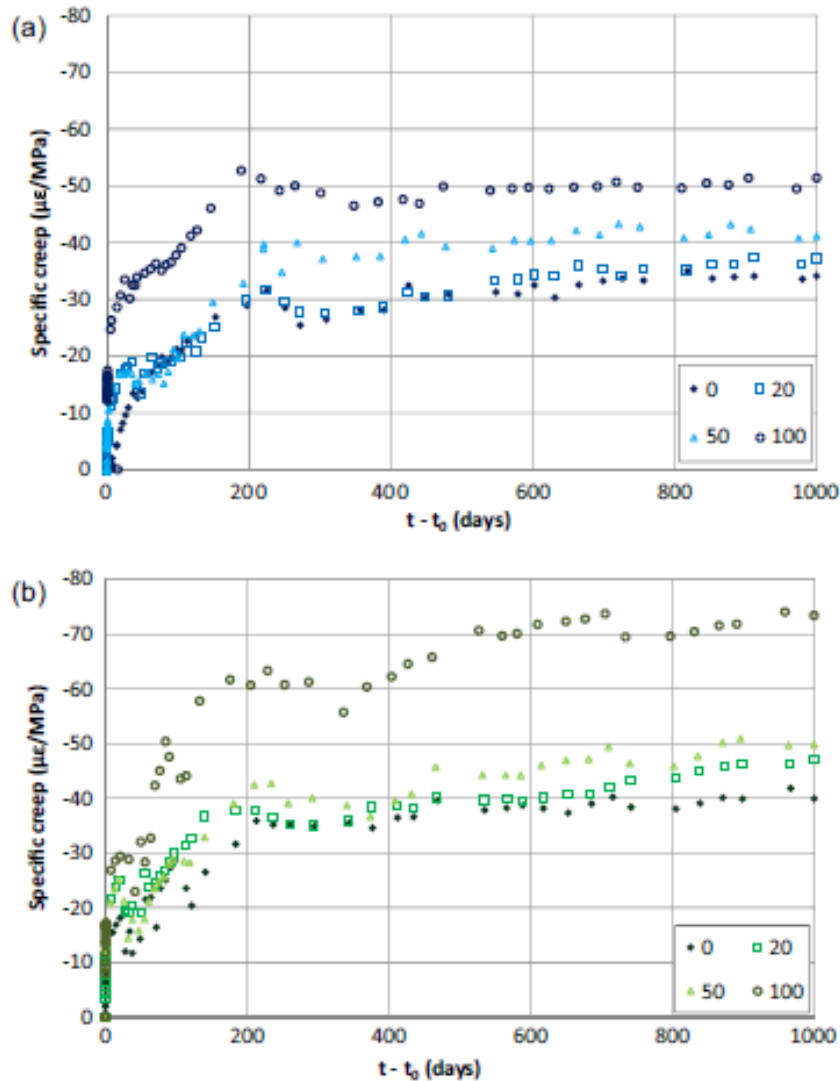


Figure I. 29 : Courbe du fluage en compression, a) H50, b) H65 [53].

➤ **Effet de la qualité des granulats recyclés**

Knaack et Kurama [54] ont étudié l'effet du pourcentage de substitution des granulats naturels par des recyclés ainsi que l'influence de la source des recyclés sur le comportement

différé du béton. Trois sources de gravillons recyclés et deux taux de substitution ont été utilisés pour la formulation du béton. D'autres paramètres tels que les conditions de cure, l'âge au moment du chargement et le niveau du chargement ont été considérés. Les résultats présentés par les auteurs montrent que les gravillons recyclés augmentent l'amplitude des déformations du fluage. Quant à l'effet de la source des gravillons, les auteurs ont démontré que le béton de granulats recyclés ayant la plus faible résistance à la compression présente la compliance du fluage la plus élevée.

Gholampour et Ozbakkaloglu [55] ont étudié l'effet de la qualité des granulats recyclés sur le comportement instantané et à long terme sur deux séries du béton. La première série est un béton d'une performance normale (NSC) tandis que la deuxième, dite HSC, est de haute performance. Pour la 1^{ère} série, deux formulations ont été dérivées de la formulation de référence en substituant 50% des granulats naturels par des granulats recyclés provenant de deux sources différentes. La première source est un béton d'une résistance à la compression de 40 MPa alors que la deuxième source est un béton d'une résistance de 110 MPa. En ce qui concerne la série HSC, deux formulations ont été dérivées de la formulation de référence en remplaçant complètement les gravillons naturels par deux types des gravillons recyclés. Les deux types proviennent de deux bétons parents différents d'une résistance à la compression de 20 MPa et de 110 MPa respectivement. Les résultats expérimentaux obtenus par les chercheurs ont montré que la résistance mécanique du béton d'origine des granulats recyclés joue un rôle significatif sur le comportement à long terme du béton incorporant ces granulats. Il a été démontré que le béton contenant des gravillons recyclés de basse qualité possède des propriétés mécaniques médiocres et subit des déformations du fluage plus importantes par rapport au béton formulé avec des gravillons recyclés provenant d'un parent de haute résistance (Figure I.30). Il a également été démontré que le béton incorporant des gravillons recyclés provenant d'un béton d'origine de haute performance possède des propriétés mécaniques similaires et subit des déformations du fluage inférieures par rapport au béton formulé avec des gravillons naturels. Les chercheurs ont expliqué la différence entre les comportements par le fait que la qualité de l'interface est meilleure lorsque les granulats proviennent d'un béton de bonne résistance mécanique.

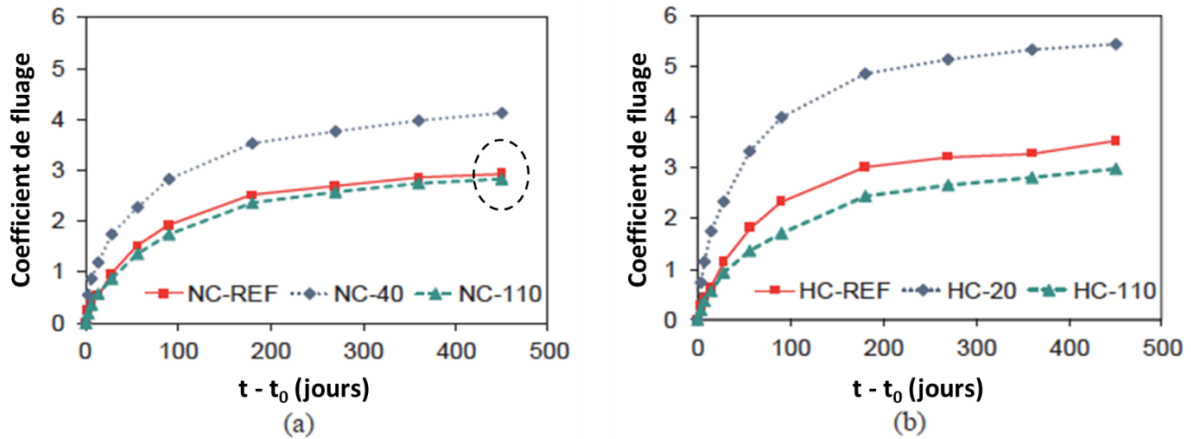


Figure I. 30 : Variation du fluage spécifique avec le temps, a) NSC, b) HSC [55].

Geng et al. [56] ont également étudié l'effet de la qualité des granulats recyclés sur le comportement différé du béton incorporant ces granulats. L'objectif, plus particulièrement, était d'étudier l'influence du rapport E/C du béton d'origine sur la qualité du mortier attaché des granulats recyclés et, par conséquent, sur le fluage du nouveau béton formulé avec ces granulats. Dans le cadre de cette étude, 3 bétons des granulats naturels ont été formulés avec trois rapport E/C de 0,3, 0,45 et 0,6. Les trois matériaux sont appelés respectivement NAC-0.3, NAC-0.45, et NAC-0.6. A partir de ces derniers, cinq formulations ont été dérivées en remplaçant complètement les gravillons naturels par des gravillons recyclés provenant de trois sources différentes. La première source est un béton formulé avec un rapport E/C (w_{or}/c_{or})=0,3, la deuxième est un béton de rapport E/C de 0,45 tandis que la troisième est un béton de rapport E/C de 0,6. Les bétons des granulats recyclés ont été référencés comme suit RAC-w/c- w_{or}/c_{or} avec w/c le rapport eau/ ciment du nouveau béton tandis que w_{or}/c_{or} celui du béton parent. Les résultats illustrés sur la Figure I.31 montre que pour un béton donné, le fluage est d'autant plus important que le rapport w_{or}/c_{or} est élevé. Inversement, à un rapport w_{or}/c_{or} imposé, le fluage est d'autant plus important que le rapport w/c est faible. De plus, l'ensemble des résultats de cette étude montre que le fluage du béton de granulats recyclés est supérieur à celui du béton de granulats naturels. D'après Geng et al. [56], un béton parent formulé avec un faible rapport w_{or}/c_{or} , possède une matrice cimentaire dense et homogène caractérisée par une faible porosité et des interfaces pâte/granulats de meilleure qualité par rapport à un parent formulé avec un rapport w_{or}/c_{or} plus élevé. Grace à ces propriétés les granulats recyclés produits de ce parent auraient un mortier attaché rigide avec une capacité d'absorption limitée ce qui réduit les déformations du fluage.

Dans une étude plus récente, Geng et al. [57] ont montré que les fines recyclées peuvent réduire l'amplitude du fluage.

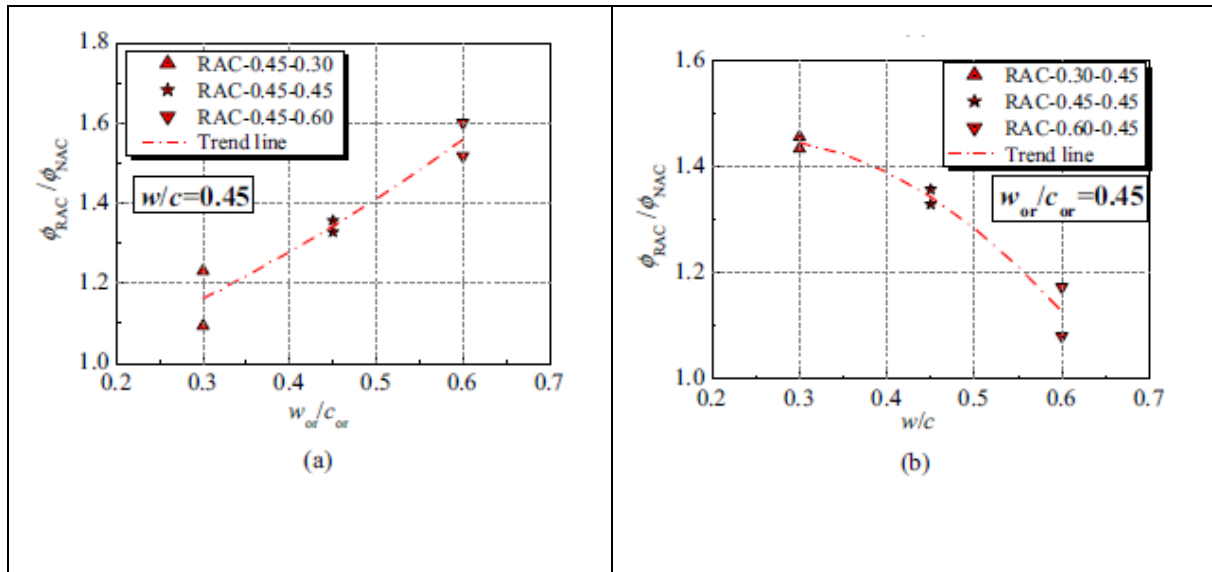


Figure I. 31 : Variation du coefficient de fluage, ϕ_{RAC} , par rapport à ϕ_{NAC} en fonction a) du rapport w_{or}/c_{or} , b) du rapport w/c [56].

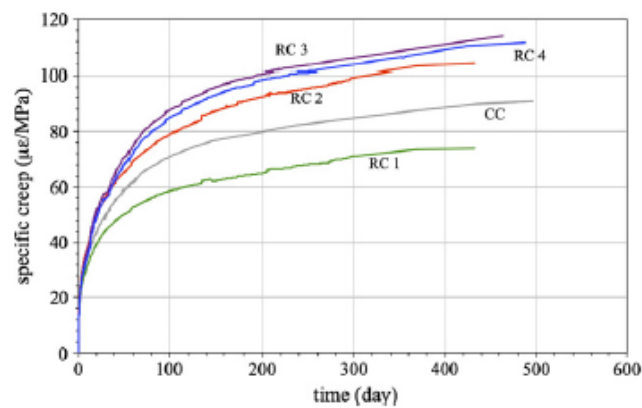
➤ **Effet des paramètres de formulation**

Manzi et al [58] ont étudié l'influence de la taille des granulats recyclés sur le comportement du béton à long terme. Dans le cadre de cette étude, des granulats recyclés issus de la démolition d'un bâtiment existant ont été utilisés. Les gravillons ont été séparés en deux fractions 0/16 (R16), et 10/25 (R25) et ont été utilisés avec un sable naturel (S) ainsi que deux gravillons 4/10 (FG) et 6/25 (G) pour la formulation de quatre bétons. La classe granulaire R16 est caractérisée par un coefficient d'absorption, WA%, de 9% tandis que la classe R25 est caractérisée par un coefficient $WA=7\%$.

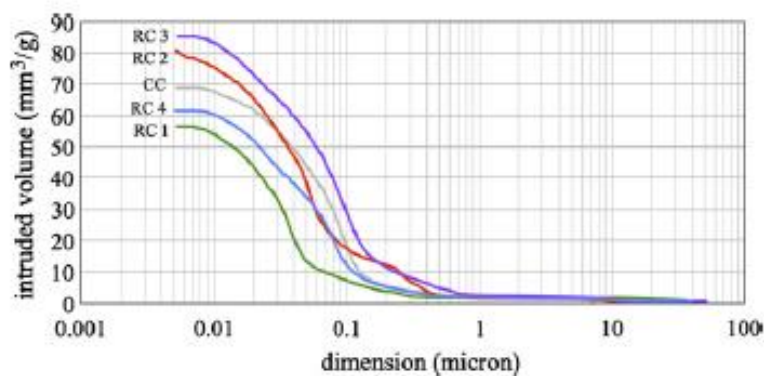
A partir d'un béton de granulats naturels, appelé CC, trois bétons de granulats recyclés ont été développés. Pour la première formulation, nommée RC1, la classe granulaire G a été remplacée par la classe granulaire recyclée R25. Par ailleurs, la formulation RC2 a été dérivée de la formulation CC en remplaçant 25% du sable S ainsi que les gravillons FG par la classe R16 et les gravillons G par les gravillons recyclés R25. Le béton RC3 a été formulé en substituant le sable naturel et la classe granulaire FG de la formulation de référence, CC, par la classe recyclée R16. Enfin, 50% du sable S et 50% des gravillons FG dans le béton de référence ont été substitué par la classe recyclée R16 dans le béton RC4. Pour les quatre formulations, la quantité du ciment et le rapport E/C ont été maintenus constants. A l'état durci, les bétons RC1,

RC2 et RC3, ont développé une résistance à la compression supérieure à celle du béton de référence alors que le béton RC4 a développé une résistance similaire à celle du béton CC.

La Figure I.32-a représente l'évolution du fluage propre (déformation par unité de contrainte) des bétons étudiés. Les bétons RC3 et RC4 présente le fluage le plus élevé à cause de la forte présence de la classe granulaire R16 qui est caractérisée par sa forte capacité d'absorption d'eau. Le fluage du béton RC1 est inférieur aux deux bétons précédents puisqu'il est formulé avec la classe R25 qui est moins poreuse que la classe R16 mais reste quand même comparable au fluage du béton de référence. Par ailleurs, le remplacement des gravillons naturels par seulement la classe R25 a un effet positif sur le fluage puisque le béton RC1 présente la valeur du fluage la plus faible par rapport à tous les autres matériaux y compris le béton de granulats naturels. Cette valeur basse peut être interprétée par la résistance à la compression la plus élevée de RC1 ainsi qu'à sa porosité la plus faible par rapport aux autres bétons (Figure I.32-b)



a)



b)

Figure I. 32 : a) Le comportement des bétons étudiés à long terme, b) la répartition pomométrique des matériaux [58].

Kou et al. [59] ont étudié l'influence de la cendre volante comme substituant du ciment sur les propriétés du béton de granulats recyclés. Les chercheurs ont développé deux séries du béton. La première, Series I, a été formulée avec un rapport E/C=0,45 et une quantité du ciment de 400 kg/m³. Quant à la deuxième série, Series II, elle a été formulée avec un rapport E/C=0,55 et une quantité du ciment de 410 kg/m³. Dans cette étude, les gravillons naturels ont été substitués en masse par 50% et 100% de granulats recyclés tandis que le ciment a été substitué, en masse également, par 25% et 35% de cendres volantes.

Les résultats obtenus à 28 jours ont montré que les propriétés mécaniques diminuent en augmentant le taux de substitution en gravillons recyclés et en cendres volantes. Par contre, entre 28 et 90 jours, les formulations préparées avec les cendres volantes avaient un gain de résistance plus important que les autres formations.

Des essais du fluage en compression ont été conduits à un taux de chargement représentant 35% de la résistance à la compression à 28 jours. Les chercheurs ont remarqué que les déformations différées sont d'autant plus importantes que le taux de substitution est élevé. Par ailleurs, pour un taux de substitution donné en granulats recyclés, l'utilisation des cendres volantes réduit l'amplitude des déformations du fluage (Figure I.33). Kou et al. [59] ont attribué cette atténuation au gain de résistance entre 28^{ème} et 90^{ème} jour qui réduit le taux de chargement et qui conduit, par conséquent, à des déformations de fluage moins importantes.

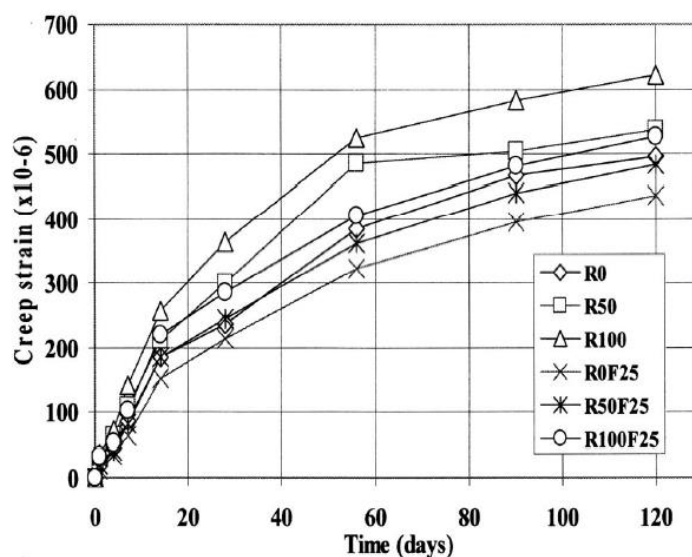


Figure I. 33 : Déformation du fluage, béton Series II, d'après Kou et al. [59].

He et al. [60] ont étudié l'effet de l'utilisation d'un agent réducteur du retrait, appelé SRA, sur le fluage du béton incorporant des granulats recyclés. Pour la formulation des matériaux de l'étude, les auteurs ont utilisé des gravillons recyclés provenant de deux sources parentes différentes à savoir un béton d'une résistance à la compression de 30MPa et un béton d'une résistance de 80 MPa. Ces gravillons ont été appelés respectivement RCA30 et RCA80.

A partir d'une formulation de référence, deux séries du béton ont été développées en substituant complètement les gravillons naturels par les gravillons recyclés RCA30 et RCA80 respectivement. Au sein de chaque série, deux bétons ont été confectionnés sans et avec le réducteur SRA tout en maintenant le volume du liant constant pour les cinq bétons appelés respectivement C-N, C-RCA30, C-RCA30-SRA, C-RCA80 et enfin C-RCA80-SRA.

Les résultats de l'étude montrent que les gravillons RCA30 sont caractérisés par une densité plus faible et capacité d'absorption plus importantes par rapport aux gravillons RCA80. Les essais de compression réalisés à plusieurs échéances ont montré que les gravillons RCA30 diminuent considérablement la résistance à tous les âges par rapport au matériau de référence C-N. L'ajout de l'adjuvant RSA accentue la réduction de la résistance au jeune âge et conduit à une augmentation de celle-ci aux âges ultérieurs mais les deux résistances demeurent inférieures à la résistance de C-N. L'évolution de la résistance du béton incorporant RCA80 reste similaire au béton formulé avec RCA30 sauf à l'échéance 90 jours où la résistance de la formulation C-RCA80-RSA est supérieure à celle de C-N. De plus, les résistances à la compression du béton RCA80 sont supérieures à celles du béton RCA30 à différents âges, indépendamment de l'ajout de SRA, ce qui indique que la qualité des granulats recyclés joue un rôle important dans la variation des résistances.

Quant au comportement à long terme, les résultats illustrés sur la Figure I.34 montrent que fluage des bétons incorporant des granulats recyclés est plus important que celui du béton de référence. De plus, le fluage des formulations RCA30 est plus important que celui des bétons RCA80 et l'utilisation de l'adjuvant RSA, pour un RCA donné, réduit l'amplitude de ce phénomène.

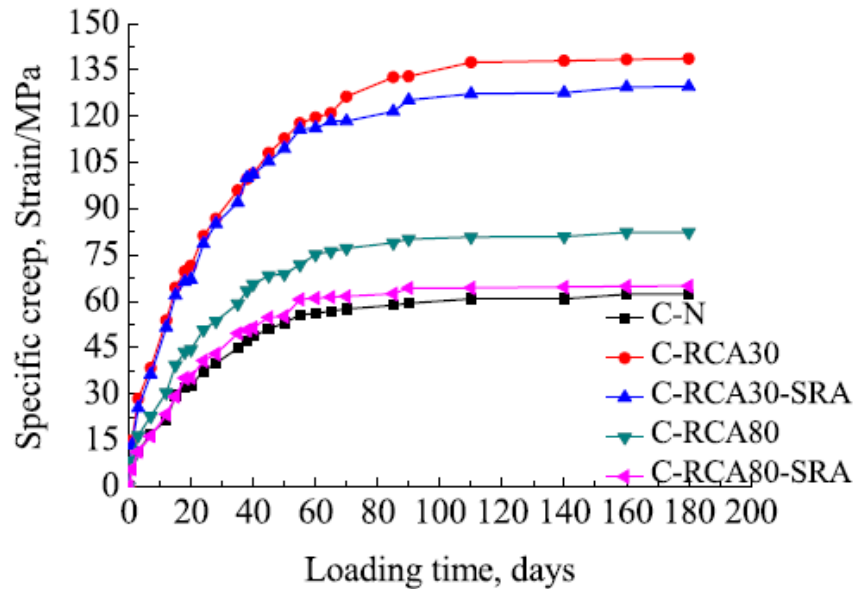


Figure I. 34 : L'effet de l'adjuvant, SRA, sur le fluage d'après He et al [60].

I. 5 Bilan

Au niveau de ce premier chapitre bibliographique nous avons d'abord rappelé l'importance de la valorisation des granulats recyclés dans les bétons de structures. Nous avons ensuite exposé les principales propriétés des granulats issus du recyclage. Les études synthétisées s'accordent sur le fait que la présence d'un ancien mortier de ciment attaché est à l'origine des différences notables entre les granulats naturels et les granulats recyclés.

Dans la deuxième partie du présent chapitre, l'effet des granulats recyclés sur les propriétés physiques et mécaniques du béton a été exposé. Les différents travaux analysés montrent que les propriétés du béton incorporant des granulats recyclés diffèrent de celles du béton formulé avec des granulats naturels en raison de la capacité d'absorption plus élevée et de la densité plus faible des granulats recyclés. La méthode de formulation joue un rôle primordial sur la performance du béton à l'état durci et l'introduction des granulats recyclés conduit généralement à une diminution de la résistance à la compression si les paramètres de formulations sont conservés constants. Afin de maintenir la classe de résistance à la compression, les paramètres de formulation changent et on assiste généralement à une augmentation de la quantité du liant.

Les mécanismes du fluage en général et les facteurs influençant ces mécanismes ont été également synthétisés avec un bémol sur l'effet des granulats recyclés sur le comportement différé du béton. Le nombre limité des travaux de recherche disponibles dans les références

bibliographiques montre qu'en général les déformations de fluage des bétons de granulats recyclés sont plus élevées que celles du béton formulé avec des granulats naturels. Le taux de substitution ainsi que la qualité du béton parent sont les paramètres qui accentuent le plus le comportement différencié. Les additions minérales aussi bien que certains adjuvants peuvent également jouer un rôle sur le fluage.

CHAPITRE II : APPROCHES NORMATIVES POUR LA MODELISATION DU FLUAGE

II. 1 Introduction

Dans ce chapitre on s'intéresse à l'applicabilité des modèles analytiques du fluage proposées par les normes internationales sur la base des résultats issus de la littérature. Les expressions analytiques sont vérifiées d'abord pour le béton de granulats naturels (NAC) et des modifications nécessaires sont proposées afin d'améliorer leur performance. Les nouveaux modèles sont étendus aux bétons des granulats recyclés (RAC) par l'introduction du coefficient $(1+0.33\Gamma_m)$ qui tient compte de l'influence du taux de substitution équivalent, Γ_m , sur le fluage. De plus, la performance des modèles modifiés est comparée à celle d'un modèle rhéologique basé sur le modèle de Kelvin-Voigt et adapté pour la prédiction du fluage du béton naturel. Le coefficient correctif $(1+0.33\Gamma_m)$ est également introduit dans le modèle rhéologique afin de considérer la présence des granulats recyclés.

II. 2 Comportement viscoélastique du béton

Le fluage se produit dans le béton sous chargement constant sous la forme d'un accroissement lent de la déformation inélastique après la déformation élastique instantanée qui se produit au moment du chargement. Sur la Figure II.1 qui représente l'évolution de la déformation du fluage avec le temps, nous pouvons remarquer que la vitesse du fluage s'atténue après une période relativement courte [61].

La déformation élastique instantanée se calcule par l'Equation 2.1 selon la loi de Hooke :

$$\varepsilon_e(t_0) = \frac{\sigma_c(t_0)}{E_{cm}(t_0)} \quad \text{Equation 2. 1}$$

Où $E_{cm}(t_0)$ est le module d'élastique à l'âge t_0 du béton et $\sigma_c(t_0)$ est la contrainte appliquée.

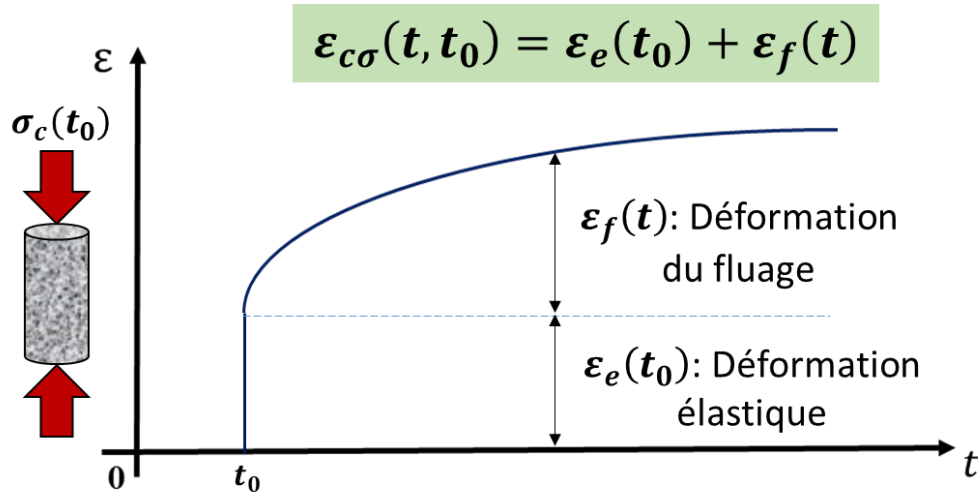


Figure II. 1 Evolution de la déformation du béton sous chargement constant.

On peut généralement admettre que la déformation due au fluage, $\varepsilon_{c\sigma}$, est proportionnelle à la déformation élastique. La déformation au temps t sous l'effet d'une contrainte, σ_c , appliquée à l'âge t_0 vaut [39,62]:

$$\varepsilon_{c\sigma}(t, t_0) = \sigma_c(t_0) \cdot J(t, t_0) \quad \text{Equation 2. 2}$$

$J(t, t_0)$: est la fonction de fluage appelée aussi complaisance de fluage.

L'équation précédente est valable pour des contraintes dans le domaine linéaire du béton (moins de $0.5f_{cm}(t_0)$) et elle est commune à la plupart des modèles de prédiction proposés dans les normes. La fonction $J(t, t_0)$ peut s'exprimer par la relation :

$$J(t, t_0) = \frac{1}{E_{cm}(t_0)} + \frac{\varphi(t, t_0)}{E_{cm}} \quad \text{Equation 2. 3}$$

La déformation du fluage se donne par l'expression :

$$\varepsilon_f(t) = \frac{\sigma_c(t_0)}{E_{cm}} \cdot \varphi(t, t_0) \quad \text{Equation 2. 4}$$

II. 3 Modèles analytiques pour la prédiction du fluage

II.3. 1 Modèle de l'EC2

Les Eurocodes constituent un ensemble cohérent des normes qui fournissent une approche commune pour le calcul des structures dans les pays membres de l'union européenne. L'ensemble comporte dix normes et chaque norme est divisée en plusieurs parties.

La norme relative au béton de structures est l'eurocode 2, EC2, qui, pour sa part, comporte les parties suivantes [63]:

- Partie 1-1 : règles générales et règles pour les bâtiments,
- Partie 1-2 : règles générales – Calcul du comportement au feu,
- Partie 2 : ponts en béton – Calcul et dispositions constructives,
- Partie 3 : silos et réservoirs

L'application des Eurocodes appelle à un ensemble de précisions et de compléments qui sont publiés dans une norme appelée « Annexe nationale » propre à chaque pays.

L'Eurocode 2 (EC2) propose un modèle empirique pour la prédiction du fluage total du béton. Les propriétés de fluage sont généralement déterminées en mesurant le coefficient de fluage, noté φ , en fonction du temps, t , et de l'âge du béton au moment du chargement, t_0 . Ce coefficient est le produit d'un coefficient de fluage conventionnel, φ_0 , par une fonction temporelle de type puissance. Le modèle dépend également du type de ciment, la taille de l'élément testé, l'humidité relative ainsi que de la résistance moyenne à la compression à l'âge de 28 jours. Le modèle de fluage proposé par l'EC2 [63] s'applique à tout élément en béton plein ou armé sous les conditions d'Etats Limites de Service. Il calcule les déformations de fluage total sans distinction entre fluage propre et fluage de dessiccation.

Pour tenir compte du fluage dans le calcul des structures, le module d'élasticité effectif peut être utilisé. Ce module se calcul à l'aide de l'expression suivante :

$$E_{c,eff} = \frac{E_{c,28}}{1+\varphi(\infty,t_0)} \quad \text{Equation 2. 5}$$

Avec

$E_{c,28}$: le module d'élasticité à l'âge de 28 jours

$\varphi(\infty, t_0)$: le coefficient de fluage

L'annexe B de l'EC2 introduit le fluage à l'aide des équations simplifiées. Le coefficient du fluage, $\varphi(t, t_0)$ se calcule par la formule suivante :

$$\varphi(t, t_0) = \varphi_0 \cdot \beta_c(t, t_0) \quad \text{Equation 2. 6}$$

où :

φ_0 est le coefficient de fluage conventionnel et peut être estimé par

$$\varphi_0 = \varphi_{RH} \cdot \beta(f_{cm}) \cdot \beta(t_0) \quad \text{Equation 2. 7}$$

φ_{RH} est un facteur tenant compte de l'influence de l'humidité relative sur le coefficient de fluage conventionnel :

$$\varphi_{RH} = 1 + \frac{1 - RH/100}{0,1\sqrt[3]{h_0}} \quad \text{pour } f_{cm} \leq 35 \text{ MPa} \quad \text{Equation 2. 8}$$

$$\varphi_{RH} = \left[1 + \frac{1 - RH/100}{0,1\sqrt[3]{h_0}} \alpha_1 \right] \cdot \alpha_2 \quad \text{pour } f_{cm} > 35 \text{ MPa} \quad \text{Equation 2. 9}$$

RH est l'humidité relative de l'environnement ambiant en %

$\beta(f_{cm})$ est un facteur tenant compte de l'influence de la résistance du béton sur le coefficient de fluage conventionnel :

$$\beta(f_{cm}) = \frac{16,8}{\sqrt{f_{cm}}} \quad \text{Equation 2. 10}$$

$\beta(t_0)$ est un facteur tenant compte de l'influence de l'âge du béton au moment du chargement sur le coefficient de fluage conventionnel :

$$\beta(t_0) = \frac{1}{(0,1 + t_0^{0,2})} \quad \text{Equation 2. 11}$$

h_0 est le rayon moyen de l'élément, en mm

A_c est l'aire de la section droite

u est le périmètre de l'élément en contact avec l'atmosphère

$\beta(t, t_0)$ est un coefficient qui rend compte du développement du fluage avec le temps après chargement, et peut être estimé par l'expression suivante :

$$\beta_c(t, t_0) = \left[\frac{(t - t_0)}{(\beta_H + t - t_0)} \right]^{0,3} \quad \text{Equation 2. 12}$$

t est l'âge du béton à l'instant considéré, en jours

t_0 est l'âge du béton au moment du chargement, en jours

$t - t_0$ est la durée non ajustée du chargement, en jours

β_H est un coefficient dépendant de l'humidité relative (RH en %) et du rayon moyen de l'élément (h_0 en mm). Il peut être estimé par :

$$\beta_H = 1,5 \left[1 + (0,012RH)^{18} \right] h_0 + 250 \leq 1500 \quad \text{pour } f_{cm} \leq 35 \text{ MPa} \quad \text{Equation 2. 13}$$

$$\beta_H = 1,5 \left[1 + (0,012RH)^{18} \right] h_0 + 250 \alpha_3 \leq 1500 \alpha_3 \quad \text{pour } f_{cm} > 35 \text{ MPa} \quad \text{Equation 2. 14}$$

$\alpha_{1/2/3}$ sont des coefficients tenant compte de l'influence de la résistance du béton :

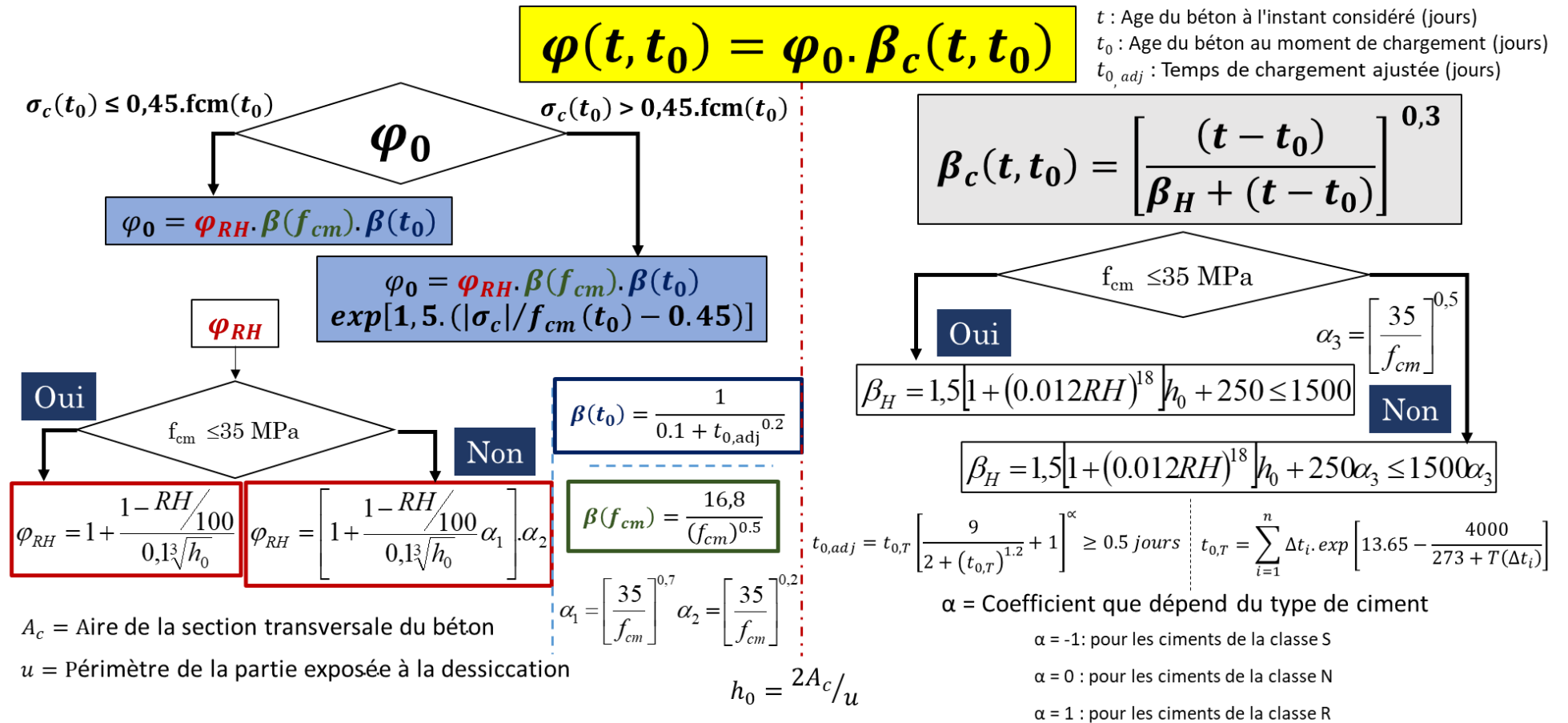
$$\alpha_1 = \left[\frac{35}{f_{cm}} \right]^{0,7} \quad \alpha_2 = \left[\frac{35}{f_{cm}} \right]^{0,2} \quad \alpha_3 = \left[\frac{35}{f_{cm}} \right]^{0,5} \quad \text{Equation 2. 15}$$

L'influence du type de ciment sur le coefficient de fluage du béton peut être prise en compte en modifiant l'âge du chargement t_0 dans l'expression 2.12 conformément à

$$t_0 = t_{0,T} \left(\frac{9}{2 + t_{0,T}^{1,2}} + 1 \right)^\alpha \geq 0,5 \quad \text{Equation 2. 16}$$

où :

$t_{0,T}$ est l'âge du béton au moment du chargement, en jours, corrigé en fonction de la température. α est une puissance qui dépend du type de ciment et vaut -1 pour les ciments de la classe S, 0 pour les ciments de la classe N et 1 pour les ciments de la classe R. La méthode proposée par l'EC2 peut être résumée par l'algorithme illustré sur la Figure II.2.



A_c = Aire de la section transversale du béton

u = Périmètre de la partie exposée à la dessiccation

$h_0 = 2A_c/u$

Figure II. 2 : Calcul du coefficient du fluage selon l'EC2 [63].

II.3. 2 Modèle de la fib 2010

Le modèle du fluage proposé par la fédération internationale pour le béton de structures, fib , s'applique à tout élément en béton plein ou armé aux états limites de service (ELS) [64]. Le modèle, appelé MC2010, est purement phénoménologique et calcule les déformations de fluage total avec une distinction entre le fluage propre et fluage de dessiccation. Le coefficient du fluage, $\varphi(t, t_0)$, se calcule à l'aide de l'équation 2.17.

$$\varphi(t, t_0) = \varphi_{bc}(t, t_0) + \varphi_{dc}(t, t_0) \quad \text{Equation 2. 17}$$

Avec :

$\varphi_{bc}(t, t_0)$: Coefficient de fluage propre ou basique

$\varphi_{dc}(t, t_0)$: Coefficient de fluage de dessiccation

Le coefficient de fluage propre peut être estimé à l'aide de l'expression suivante :

$$\varphi_{bc}(t, t_0) = \beta_{bc}(f_{cm}) \cdot \beta_{bc}(t, t_0) \quad \text{Equation 2. 18}$$

Où :

$$\beta_{bc}(f_{cm}) = \frac{1,8}{(f_{cm})^{0,7}} \quad \text{Equation 2. 19}$$

$$\beta_{bc}(t, t_0) = \ln \left(\left(\frac{30}{t_{0,adj}} + 0,035 \right)^2 \cdot (t - t_0) + 1 \right) \quad \text{Equation 2. 20}$$

Par ailleurs, le coefficient du fluage de dessiccation se détermine par l'équation suivante :

$$\varphi_{dc}(t, t_0) = \beta_{dc}(f_{cm}) \cdot \beta(RH) \cdot \beta_{dc}(t_0) \cdot \beta_{dc}(t, t_0) \quad \text{Equation 2. 21}$$

Avec

$$\beta_{dc}(f_{cm}) = \frac{412}{(f_{cm})^{1,4}} \quad \text{Equation 2. 22}$$

$$\beta(RH) = \frac{1 - \frac{RH}{100}}{\sqrt[3]{0,1 \cdot \frac{h}{100}}} \quad \text{Equation 2. 23}$$

$$\beta_{dc}(t_0) = \frac{1}{0,1 + t_{0,adj}^{0,2}} \quad \text{Equation 2. 24}$$

Le développement du fluage de dessiccation avec le temps est décrit par l'expression :

$$\beta_{dc}(t, t_0) = \left[\frac{(t-t_0)}{\beta_H + (t-t_0)} \right]^{\gamma(t_0)} \quad \text{Equation 2. 25}$$

Avec :

$$\gamma(t_0) = \frac{1}{2,3 + \frac{3,5}{\sqrt{t_{0,adj}}}} \quad \text{Equation 2. 26}$$

$$\beta_H = 1,5 \cdot h + 250 \cdot \left(\frac{35}{f_{cm}} \right)^{0,5} \leq 1500 \cdot \left(\frac{35}{f_{cm}} \right)^{0,5} \quad \text{Equation 2. 27}$$

L'influence du type de ciment sur le coefficient du fluage peut être prise en compte en modifiant l'âge du chargement t_0 dans les équations 2.20, 2.25 et 2.26. L'âge ajusté peut être calculé par l'équation suivante :

$$t_0 = t_{0,T} \left(\frac{9}{2 + t_{0,T}^{1,2}} + 1 \right)^\alpha \geq 0,5 \quad \text{Equation 2. 28}$$

$t_{0,T}$ est l'âge du béton au moment du chargement, en jours, corrigé en fonction de la température et α est une puissance qui dépend du type de ciment et vaut -1 pour les ciments de la classe de résistance 32,5N, 0 pour les ciments de la classe de résistance 32,5R / 42,5N et 1 pour les ciments de la classe de résistance 42,5R / 52,5N / 52,5R.

La figure II.3 récapitule l'algorithme du calcul proposé par le MC2010

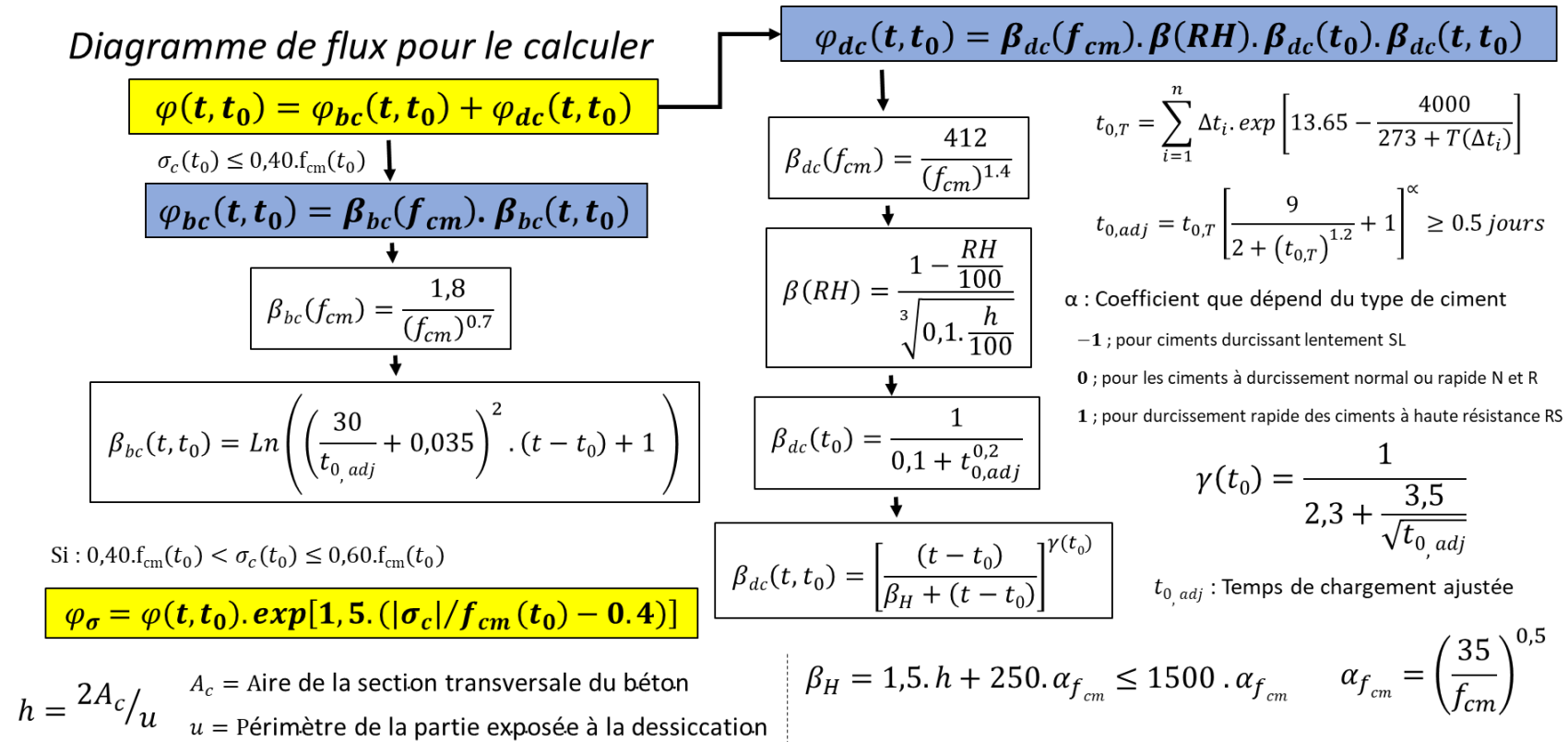


Figure II. 3 : Calcul du coefficient du fluage selon le MC2010 [64].

II.3. 3 Modèle de l'ACI 209-08

L'institut Américain du béton, American Concrete Institute (ACI), recommande le modèle 209.2R dans la norme du calcul en vigueur [65]. Il s'agit d'un modèle empirique qui ne distingue pas également entre le fluage propre et le fluage de dessiccation. Le modèle est recommandé pour les ciments de types I, II et III et des environnements où l'humidité relative est comprise entre 40 et 100%. Pour ce modèle, le coefficient du fluage $\varphi(t, t_0)$ est le produit d'un coefficient de fluage ultime φ_u par une fonction du vieillissement qui tend à l'unité à l'infinie. Le coefficient du fluage $\varphi(t, t_0)$ se calcule par l'expression suivante :

$$\varphi(t, t_0) = \frac{(t-t_0)^\psi}{d+(t-t_0)^\psi} \varphi_u \quad \text{Equation 2. 29}$$

Où :

$\varphi(t, t_0)$ est le coefficient de fluage à l'âge t .

t_0 est l'âge du béton au moment du chargement.

φ_u est la valeur ultime du coefficient de fluage.

Les valeurs moyennes recommandées pour d et ψ sont respectivement 10 et 0,6.

L'effet de la forme et la taille de l'élément étudié peut être considéré dans la fonction du vieillissement $\frac{(t-t_0)^\psi}{d+(t-t_0)^\psi}$ en prenant les valeurs suivantes $\psi=1$ et $d=f$. f est défini tel que $f = 26 \cdot e^{(1.42 \times 10^{-2}(V/S))}$ avec V/S le rapport entre le volume et la surface de l'élément considéré.

Dans les conditions standards, c'est-à-dire en l'absence du fluage spécifique des granulats, la valeur moyenne du coefficient du fluage ultime φ_u est pris égale à 2,35. Les conditions dites standards, sont récapitulées dans le tableau II.1.

Pour des conditions non standards, le coefficient du fluage ultime doit être modifié par six paramètres qui dépendent des conditions particulières.

$$\varphi_u = 2.35\gamma_c \quad \text{Equation 2. 30}$$

$$\gamma_c = \gamma_{c,t0} \cdot \gamma_{c,RH} \cdot \gamma_{c,VS} \cdot \gamma_{c,S} \cdot \gamma_{c,\psi} \cdot \gamma_{c,\alpha} \quad \text{Equation 2. 31}$$

Facteurs		Variables	Conditions standards
Béton (fluage et retrait)	Composition du béton	Degré de compactage Composition de la pâte Rapport Eau/ Ciment Proportion du mélange Caractéristiques des granulats Degré de compactage	Type du ciment Type I et III
		Temps de cure initial	Affaissement 70 mm
			Air occlus ≤ 6%
		Température de cure	% de fines 50%
	Cure initial	Degré de compactage Composition de la pâte Rapport Eau/ Ciment Proportion du mélange Caractéristiques des granulats Degré de compactage	Dosage du ciment 279 à 446 kg/m ³
		Cure humide Température du béton Dosage en eau dans le béton Taille et forme	Cure humide 7 jours
			Cure à vapeur 1 à 3 jours
			Cure humide 23,2 ± 2°C
			Cure à vapeur ≤ 100%
	Cure humide	Humidité relative ≥ 95%	
Géométrie et environnement de l'élément (fluage et retrait)	Environnement	Age du béton au moment de l'application de la charge	Température du béton 23,2 ± 2°C
		Contenu d'eau dans le béton	Humidité relative 40%
	Géométrie	Duré du chargement	Volume / Surface V/S = 38mm
			Epaisseur 150 mm
Charge (fluage)	Histoire du chargement	Nombre de cycles de charge Type de contrainte et de répartition dans la section	Cure humide 7 jours
			Cure à vapeur 1 à 3 jours
		Contrainte/Résistance	Charge soutenue Charge soutenue
			- -
	Conditions de contrainte		Contrainte à la compression Compression axial
			Contrainte/Résistance ≤ 0,50

Tableau II. 1 : Conditions Standards pour prendre $\phi_u=2,35..$

Pour les âges au moment du chargement, t_0 , supérieurs à 7 jours si la cure est humide ou supérieurs à 1-3 jours si la cure est à la vapeur, le paramètre $\gamma_{c,t0}$ se calcule à partir de l'expression suivante :

$$\gamma_{c,t0} = 1.25t_0^{-0.118} \text{ pour la cure humide} \quad \text{Equation 2. 32}$$

$$\gamma_{c,t0} = 1.13t_0^{-0.094} \text{ pour la cure à la vapeur} \quad \text{Equation 2. 33}$$

$\gamma_{c,RH}$ est un facteur qui tient compte de l'effet de l'humidité relative et se calcule par l'équation :

$$\gamma_{c,RH} = 1.27 - 0.67 \cdot h \text{ pour } h \geq 0.40 \quad \text{Equation 2. 34}$$

L'humidité relative, h , dans l'expression 2.34 doit être prise comme un nombre décimal. Une valeur $\gamma_{c,RH} = 1$ doit être considérée si l'humidité relative est inférieure à 40% ou égale à 100%.

Le coefficient $\gamma_{c,VS}$ tient compte de la taille de l'élément par l'intermédiaire du rapport V/S. Il s'applique pour les éléments ayant un rapport V/S différent de 38 mm ou une épaisseur moyenne différente de 150 mm et se détermine par l'équation 2.35.

$$\gamma_{c,VS} = \frac{2}{3} \left(1 + 1.13e^{(-0.0213(\frac{V}{S}))} \right) \quad \text{Equation 2. 35}$$

Avec V le volume en mm^3 et S la surface en mm^2 .

Les coefficients de correction $\gamma_{c,s}$, $\gamma_{c,\psi}$, et $\gamma_{c,\alpha}$ sont relatifs à la composition du béton. Le facteur $\gamma_{c,s}$ tient que de l'effet de l'affaissement du béton frais et se détermine par l'expression 2.36

$$\gamma_{c,s} = 0.82 + 0.00264 \cdot s \quad \text{Equation 2. 36}$$

Avec s l'affaissement, appelé slump en anglais, qui est exprimé en mm.

Le facteur $\gamma_{c,\psi}$ est relatif au pourcentage des gravillons fins, surtout le sable, dans la formulation du béton et se calcule par la relation 2.37.

$$\gamma_{c,\psi} = 0.88 + 0.0024 \cdot [S/(S + G)] \quad \text{Equation 2. 37}$$

spécifiques aux modèles EC2 [63] et fib MC2010 [64] sont la température, le type du ciment, le niveau de contrainte, la section transversale et le périmètre de l'élément en contact avec l'atmosphère.

N°	Paramètres	EC2	fib MC2010	ACI 209R-08
1	Résistance à la compression à 28 jours	x	x	
2	Type du ciment	x	x	x
3	Conditions de cure			x
4	Humidité relative	x	x	x
5	Température de cure	x	x	
6	Age du béton au moment du chargement	x	x	x
7	Niveau du chargement	x	x	
8	Age du béton au moment de la cure			
9	Rapport Volume/Surface			x
10	Affaissement			x
11	Pourcentage massique des fines			x
12	Pourcentage volumique de l'air occlus			x
13	Aire de la section transversale	x	x	
14	Périmètre de la section en contact avec l'ambiance	x	x	

Tableau II. 2: Paramètres requis pour les modèles de fluage.

Le tableau II.3 représente les conditions standards dans lesquelles les modèles s'appliquent. Lorsque ces conditions ne sont pas vérifiées, des coefficients de correction

doivent être appliqués. Pour le modèle de l'EC2 [63] aussi bien que la fib MC2010 [64] une seule correction est nécessaire lorsque le niveau du chargement dépasse 50% de la résistance à la compression. Par contre, pour le modèle de l'ACI [65], plusieurs facteurs correctifs doivent être appliqués afin de modifier la valeur ultime du coefficient de fluage lorsque les conditions standards ne sont pas respectées (Tableau II.1).

N°	Variable	ACI 209.2R-08	EC2 fib MC2010
1	Type du ciment	Type I et III	-
2	Affaissement	70 mm	-
3	Air occlus	≤ 6%	-
4	Pourcentage de fines	50%	-
5	Dosage du ciment	279 à 446 kg/m ³	-
6	Durée de la cure initiale (cure humide)	7 jours	-
7	Durée de la cure initiale (cure à la vapeur)	1 à 3 jours	-
8	Température de cure	23,2 ± 2°C	-
9	Humidité relative pendant la cure	≥ 95%	-
10	Température du béton	23,2 ± 2°C	-
11	Humidité relative	40%	-
12	Rapport Volume / Surface	V/S = 38mm	-
13	Epaisseur minimale	150 mm	-
14	Age du béton au moment du chargement (cure humide)	7 jours	-
15	Age du béton au moment du chargement (cure vapeur)	1 à 3 jours	-
16	Durée du chargement	-	-
17	Contraintes de compression	Compression axiale	Compression axiale
18	Niveau de contrainte	≤ 0,50	≤ 0,50

Tableau II. 3 : Domaines de validité des modèles analytiques.

II. 4 Modélisation analytique du fluage des bétons recyclés

De nombreux chercheurs ont tenté de modifier les modèles analytiques disponibles dans la littérature pour la prédiction du fluage afin de tenir compte de la présence des granulats recyclés [48–50,54,57,66–70].

Fathifazl et al [49] ont utilisé le modèle de Neville [46,71] dans lequel le coefficient de fluage du béton est lié au coefficient de fluage de la pâte de ciment et à la fraction volumique des granulats naturels (Equation 2.39).

$$C = (1 - V_A)^\sigma C_p \quad \text{Equation 2. 39}$$

Avec C coefficient du fluage de béton, V_A volume des granulats naturels et C_p coefficient du fluage de la pâte du ciment. α représente un coefficient lié à la rigidité des granulats naturels et peut être calculé à l'aide de l'équation suivante :

$$\alpha = \frac{3(1-\mu_c)}{1+\mu_c+2(1-2\mu_A)\frac{E}{E_A}} \quad \text{Equation 2. 40}$$

Où :

μ_A : le coefficient de poisson des granulats naturels

μ_c : le coefficient de poisson du béton

E : le module d'élasticité du béton

E_A : le module d'élasticité des granulats

Fathifazl et al [49] ont montré que la valeur de α peut être prise égale à 1,33. Les auteurs ont introduit un terme correctif, appelé coefficient du mortier résiduel K_{RM} , dans l'équation 2.39 pour permettre la prédiction du fluage de béton de granulats recyclés.

$$K_{RM} = \left(\frac{1-(1-RMC) \times V_{RCA}}{1-V_{RCA}} \right)^{1,33} \quad \text{Equation 2. 41}$$

Avec :

RMC : pourcentage du mortier résiduel

V_{RCA} : pourcentage volumique des granulats recyclés.

A l'aide de ce terme correctif, les auteurs ont montré un bon accord entre les résultats expérimentaux obtenus dans leur étude et les résultats prédits. Par ailleurs, cette équipe de recherche n'a pas validé les résultats de la modification proposée avec d'autres résultats de la littérature. En effet, les limites de la correction proposée résident dans la difficulté de l'estimation correcte du volume du mortier attaché dans les granulats recyclés.

Fan et al [50] ont également repris le modèle de Neville (Equation 2.39) afin de modéliser leurs résultats expérimentaux. Pour la modification du modèle initial, ils ont introduit la fraction volumique des granulats recyclés ainsi que les propriétés du mortier attaché. Selon ces auteurs le modèle modifié de Neville s'écrit sous la forme :

$$C_{RAC} = C_m (1 - g_{R-NAC})^{\alpha_{R-NAC}} \quad \text{Equation 2. 42}$$

Où :

C_{RAC} est le coefficient du fluage de béton

C_m est le coefficient du fluage de mortier

g_{R-NAC} est la fraction volumique des granulats naturels, NAC, dans les granulats recyclés.

g_{R-NAC} se donne par l'équation suivante :

$$g_{R-NAC} = \frac{m_{RCA}(1-MRC)}{SG_{NAC}} \quad \text{Equation 2. 43}$$

Avec m_{RCA} la masse des granulats recyclés en kg, MRC la fraction massique du mortier attaché dans les granulats recyclés et SG_{NAC} la densité apparente des granulats naturels en kg/m³.

α_{R-NAC} , apparaissant dans l'équation 2.42, est le paramètre qui tient compte de la rigidité des granulats recyclés et se calcule par l'expression :

$$\alpha_{R-NAC} = \frac{3(1-\mu_{RAC})}{1+\mu_{RAC}+2(1-2\mu_{NCA})\frac{E_{RAC}}{E_{NCA}}} \quad \text{Equation 2. 44}$$

Où μ_{RAC} est le coefficient du poisson du béton de granulats recyclés, μ_{NCA} le coefficient du poisson des granulats naturels, E_{RAC} est le module d'élasticité du béton recyclé et E_{NCA} est le module d'élasticité des granulats naturels.

Le modèle modifié de Fan et al [50] n'a pas été généralisé pour modéliser d'autres essais disponibles dans les références bibliographiques et n'a pas permis de retrouver adéquatement les résultats expérimentaux des auteurs (Figure II.5).

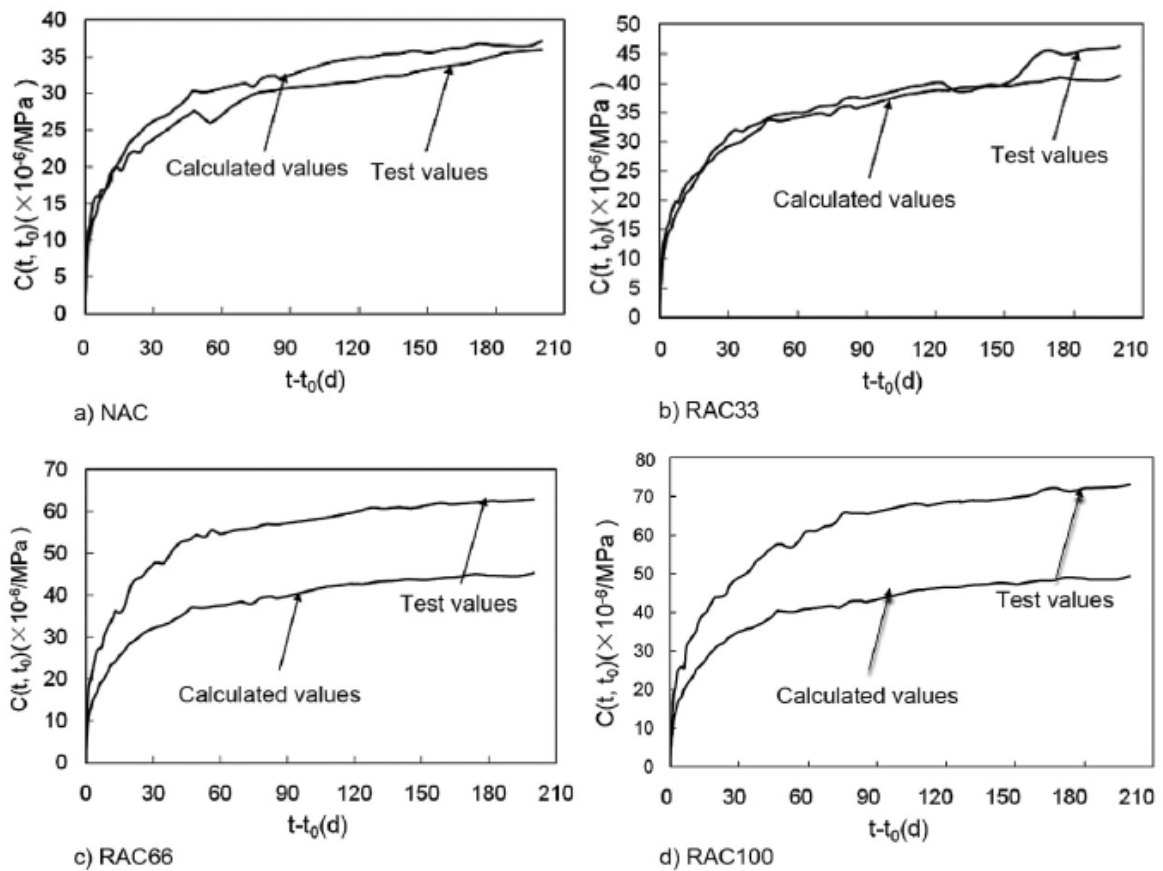


Figure II. 5 : Comparaisons entre les valeurs calculées par le modèle de Neville et les valeurs expérimentales d'après Fan et al [50].

Fathifazl et Razaqpur [67] ont introduit un coefficient de modification lié au pourcentage des granulats recyclés dans le modèle analytique de l'ACI [65] (cf. II.3.3). Le terme correctif, appelé K_{RCA} , qui est à rajouter à l'équation 2.31 est en effet le produit de deux termes K_{RM} et K_{RC} . K_{RM} tient compte de la fraction du mortier attaché dans les granulats recyclés alors que K_{RC} est un coefficient dit coefficient du fluage récupérable. Les deux coefficients s'écrivent comme suit :

$$K_{RM} = \frac{[1 - V_{RCA} \times (-RMC + 1 + R)]^{\frac{2.4}{1.2 + 0.6 \times \frac{E_{RAC}}{E_{NAC}}}}}{[1 - V_{RCA}]^{1.33}} \quad \text{Equation 2. 45}$$

$$K_{RC} = 1 - \beta \times K_t \times \left[\frac{V_{RCA}^{RAC} \times RMC}{1 - V_{RCA}^{RAC} \times (1 + R)} \right]^{1.33} \quad \text{Equation 2. 46}$$

Où :

V_{RCA} : est le volume des gravillons recyclés dans le béton

RMC : est la fraction du mortier attaché

R : est le rapport entre le volume des gravillons naturels et les gravillons recyclés

E_{RAC} et E_{NAC} sont respectivement les modules d'élasticité du béton de granulats naturels et du béton de granulats recyclés

K_t est égal à $\gamma_{c,t0}$ dans l'équation 2.31

V_{RCA}^{RAC} est le volume des granulats recyclés dans le béton

$\beta=0$ et $\beta=1$ dans l'équation 2.46 correspondent à zéro et 100% du fluage récupérable.

La modification proposée a amélioré la prédiction des résultats expérimentaux obtenus par les auteurs mais elle n'a pas été vérifiée avec d'autres résultats.

Geng et al. [57,69] se sont basés sur la définition des déformations du fluage (Equation 2. 2) ainsi que le modèle de Neville [46,71] exprimé par l'équation 2.39 et ils les ont modifiés afin de considérer l'effet des granulats recyclés sur le fluage. La modification proposée prend en compte l'absorption d'eau et la densité des granulats recyclés ainsi que les modifications microstructurales liées à l'incorporation des recyclés dans le béton. La proposition s'écrit sous la forme :

$$\frac{\varphi_{RAC}}{\varphi_{NAC}} = k_{r-RP} k_{r-imp} \quad \text{Equation 2. 47}$$

Avec φ_{RAC} le coefficient du fluage du béton de granulats recyclés, φ_{NAC} celui du béton de granulats naturels, k_{r-RP} un coefficient lié au mortier attaché et, k_{r-imp} un coefficient d'amélioration du fluage.

k_{r-RP} peut se calculer par l'expression suivante :

$$k_{r-RP} = \left(\frac{1 - V_{TNCA}^{RAC} - V_{TNFA}^{RAC}}{1 - V_{CNA}^{NAC} - V_{FNA}^{NAC}} \right)^{1.33} \quad \text{Equation 2. 48}$$

Où : V_{TNCA}^{RAC} est la fraction volumique totale des gravillons naturels dans les granulats recyclés, V_{TNFA}^{RAC} est la fraction volumique totale du sable naturel dans les granulats recyclés, V_{CNA}^{NAC} est la fraction volumique totale des gravillons naturels dans les granulats naturels et enfin V_{FNA}^{NAC} est la fraction volumique du sable naturel dans les granulats naturels.

Quant au coefficient k_{r-imp} , il se donne par la formule suivante :

$$k_{r-imp} = 1.3 + 1.5V_{CRA}^{RAC} - 35V_{CRA}^{RAC} \left(\frac{w_{re}}{c} \right) \quad \text{Equation 2. 49}$$

V_{CRA}^{RAC} représente la fraction volumique des gravillons recyclés et $\frac{w_{re}}{c}$ représente le rapport entre l'eau libre et le ciment et peut se donner par la formule :

$$\frac{w_{re}}{c} = \frac{w_{absorption} - w_{natural} - w_{add}}{c} \quad \text{Equation 2. 50}$$

Avec $w_{absorption}$ l'eau absorbée par le sable recyclé, $w_{natural}$ la teneur en eau initiale du sable recyclé et w_{add} la quantité d'eau supplémentaire rajoutée au mélange à cause de la présence du sable.

A l'aide de ces modifications, les auteurs [57] ont essayé de prédire les résultats de leur propre campagne expérimentale ainsi que certains résultats disponibles dans les références bibliographiques. Sur la figure II.6 nous pouvons observer que les modifications proposées permettent de prédire la tendance du développement de fluage mais avec des écarts remarquables pour certains essais.

En effet, les modèles proposés se limitent aux propres résultats des auteurs. Tous ces modèles précédents supposent la connaissance du volume de mortier attaché ainsi que les propriétés physiques et mécaniques des granulats recyclés ce qui freine leur généralisation.

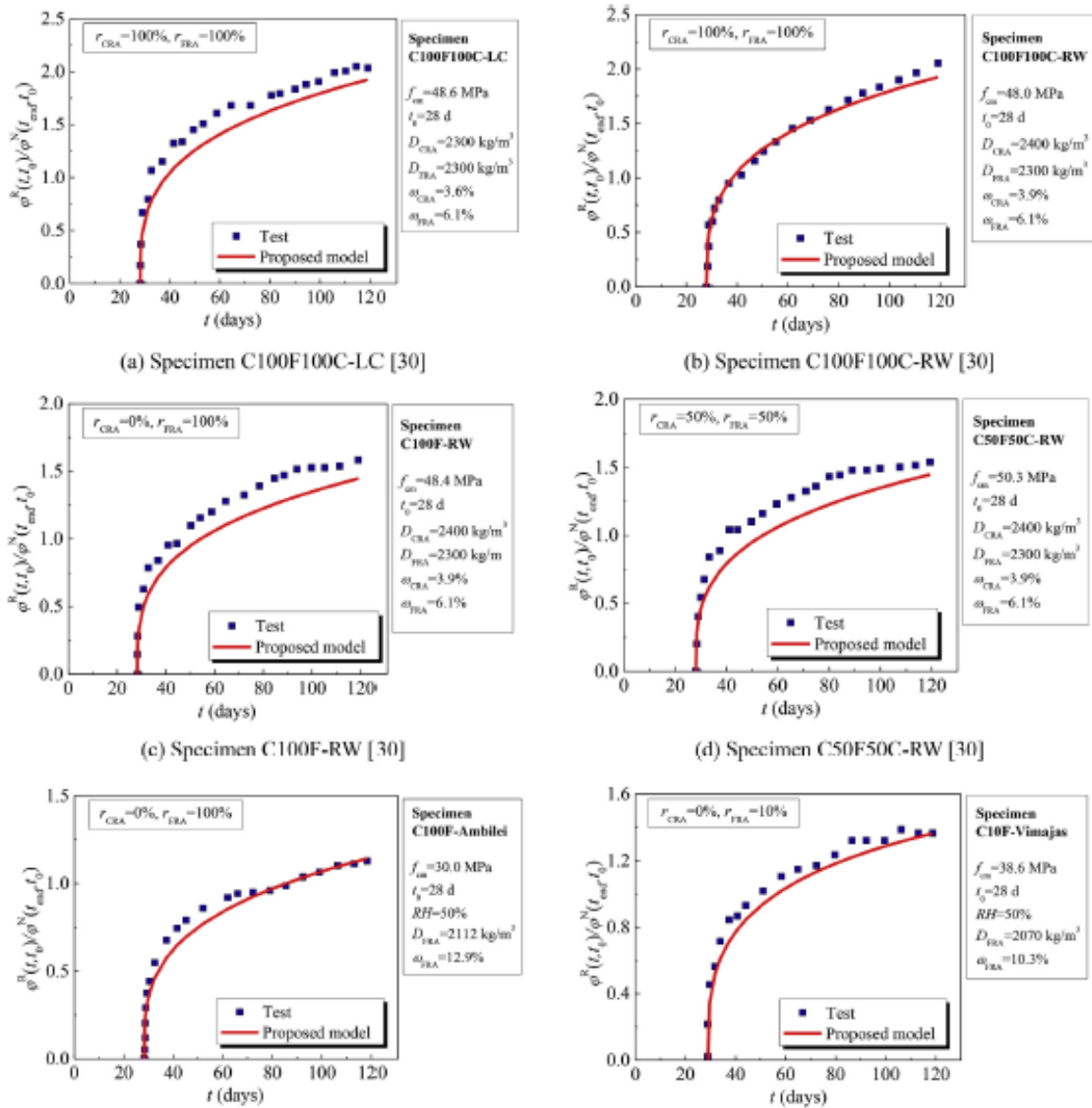


Figure II. 6 : comparaison entre les résultats du modèle modifié de Geng et al. [57] et certaines expériences de la littérature.

Silva et al [68] ont introduit des facteurs de corrections conservatifs dans les modèles proposés par les normes de dimensionnement telles que l'EC2 [63], l'ACI [65], CEB-FIB MC99 [72], B3 [73] et GL2000 [74]. Bien que les coefficients de correction amènent à une amélioration des valeurs prédites, des écarts importants persistent entre ces valeurs et les valeurs expérimentales. Les paramètres de correction sont récapitulés dans le tableau II.4 et les résultats sont illustrés sur la figure II.7.

20% gravillons recyclés	50% gravillons recyclés	100% gravillons recyclés
1,2	1,4	1,8

Tableau II. 4 : Facteurs de correction pour le coefficient du fluage de béton de granulats recyclés.

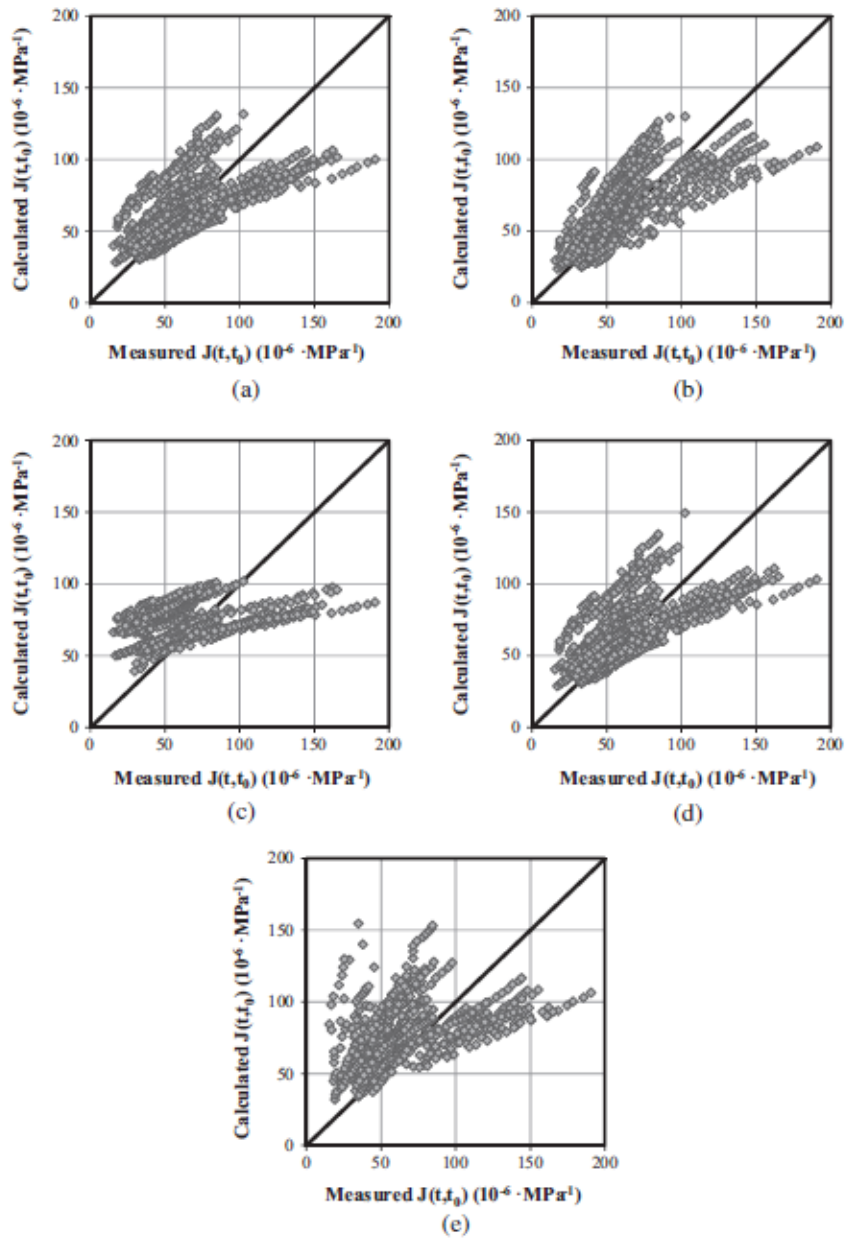


Figure II. 7 : Comparaison entre les valeurs expérimentales de la compliance et celles calculées en utilisant les modèles a) EC2, b) ACI 209R, c) B3, d) CEB-FIP MC99, e) GL2000 d'après Silva et al [68].

Knaack and Kurama [54] ont suivi la même logique et ont introduit un facteur de correction dans l'expression de fluage ultime proposée par l'ACI 209-R [65]. Pour cette étude ainsi que l'étude de Silva et al [68], aucune modification n'a été proposée pour la fonction de vieillissement. Les travaux de Lye et al [48] s'inscrivent également dans le même cadre où un facteur de correction prenant en compte le pourcentage des granulats recyclés est introduit dans les expressions de base des modèles de perte.

Plus récemment, Tošić et al [66] ont adopté cette approche pour améliorer le modèle fib MC2010 [64] en introduisant un coefficient qui prend en compte à la fois la résistance à la compression et le pourcentage des granulats recyclés.

En se basant sur la forme générale du modèle de CEB-FIB 1990 [72], Pan et Meng [70] étaient presque les premiers à s'intéresser non seulement au coefficient de fluage ultime, mais aussi à la puissance de la fonction du vieillissement. Les auteurs ont juste donné de nouvelles valeurs basées uniquement sur leurs propres résultats. Ils ont fixé une valeur de 0,74 pour le coefficient correcteur de la valeur du fluage ultime ainsi qu'une valeur de 0,39 pour la puissance de la fonction du vieillissement au lieu de 0,3 (Equation 2.12).

Le tableau II.5 récapitule enfin les paramètres de modification retenus par les travaux analysés dans ce paragraphe.

Auteurs	Année	Modèles étudiés	Modifications proposées
Fathifazl et al. [49]	2011	Neville CEB-FIB90 EC2	Introduction de la fraction volumique du mortier attaché
Fan et al. [50]	2014	Neville	Introduction de la fraction volumique du mortier attaché.
Fathifazl and Razaqpur [67]	2013	ACI 209.2R – 08 4 modèles rhéologiques	Introduction d'un coefficient, appelé RCA, qui tient compte de la présence du mortier attaché
Silva et al. [68]	2015	EC2, ACI 209-R, Bazant B3 and GL2000	Facteur de correction pour le coefficient du fluage
Knaack and Kurama [54]	2015	ACI 209R	Modification de la valeur ultime du coefficient du fluage par un facteur de correction
Lye et al. [48]	2015	ACI 209, CEB-FIB90, EC2, GL2000, Bazant B3 et Hong Kong Code	Facteur de correction en se basant sur le pourcentage des granulats recyclés.
Geng et al. [69]	2016	Equation 2.2	Correction en se basant sur la densité ou la capacité d'absorption des granulats recyclés.
Pan and Meng [70]	2016	CEB-FIP 90	Modification de la valeur ultime du coefficient du fluage ainsi que la puissance de la fonction de vieillissement
Tošić et al. [66]	2019	CEB-FIP 2010	Facteur de correction variant en fonction du taux de substitution.
Geng et al. [57]	2019	Neville	Facteurs de corrections en fonction du pourcentage de la pâte de ciment adhérente.

Tableau II. 5 : Modèles sélectionnés pour la prédiction du fluage de béton de granulats recyclés.

II. 5 Base de données expérimentales

De nombreuses bases de données sont proposées dans les références bibliographiques mais elles ne fournissent malheureusement pas toutes les informations nécessaires à la requalification des modèles analytiques du fluage [48,68,75]. Pour cette raison, une base de données comprenant 73 formulations de béton de granulats naturels et 48 mélanges de bétons des granulats recyclés a été constituée dans ce travail sur la base des études disponibles dans la littérature [2,15,76–81,47,49,54,56,58,59,69,70]. Les références choisies fournissent toutes les informations suivantes:

- La résistance à la compression et module d'élasticité mesurés expérimentalement à l'âge de 28 jours
- L'âge du béton au moment du chargement et le niveau de contrainte par rapport à la résistance à la compression
- Les paramètres de formulation et les proportions de chaque matériau choisi
- Type du ciment et les propriétés des granulats
- Dimensions des éprouvettes testées
- Les conditions de cure
- Les courbes de l'évolution temporelle des déformations de fluage

La base de données, malgré le nombre de points réduit par rapport aux autres bases de données [48,68,75], considère non seulement le coefficient de fluage final mais toutes les courbes de fluage fournies dans les références choisies. Pour l'acquisition de courbes expérimentales, le logiciel PlotDigitizer (<http://plotdigitizer.sourceforge.net>) a été utilisé. Les tableaux II.6 et II.7 résument les paramètres fournis par chaque étude sélectionnée ainsi que la plage de variation des paramètres. Pour tous les mélanges choisis, le rapport de substitution équivalent a été calculé selon l'expression suivante [6] :

$$\Gamma_m = \frac{\sum M_{RA}}{\sum M_{(NA+RA)}} \quad \text{Equation 2. 51}$$

Avec M_{RA} masse des granulats recyclés dans le mélange granulaire, $M_{(NA+RA)}$ masse des granulats naturels et recyclés.

Auteur	Année	Type du ciment	E/L	S/(S+G)	t ₀ (jours)	Durée de chargement (jours)	Niveau du chargement	HR (%)	Γ _m
Sriravindrarah et Tam [82]	1985	Portland Type I (28)	0,51 - 0,73	0,43 - 0,49	28	56	0,27 - 0,32	77	0 - 0,51
Tia et al. [79]	2005	Portland Type I (28)	0,24 - 0,44	0,32 - 0,41	14, 28	91	0,4 - 0,5	75	-
Kou et al. [59]	2007	Portland Type I (28)	0,55	0,36 - 0,37	28	120	0,35	50	0 - 0,61
Domingo-Cabo et al. [47]	2009	CEM I 42.5 N/SR	0,50	0,433	28	180	0,35	65	0 - 0,55
Ghodousi et al. [80]	2009	Portland Type II (28)	0,43	0,454	28	120 et 200	0,33	30- 50	-
Fathifazl et al. [49]	2011	Portland Type I (28)	0,45	0,46 - 0,49	28	330	0,4	50	0 - 0,50
Manzi et al. [58]	2013	CEM II-A/LL 42.5 R	0,48	0,471	28	500	0,3	60	-
Tang et al. [78]	2014	Portland Type I (28)	0,50	0,35	28	270	0,3	50	-
Knaack et Kurama [54]	2015	Portland Type I (28)	0,44	0,383	28	240	0,2 - 0,4	50	0 - 0,59
Surya et al. [81]	2015	Portland Type I (28)	0,40	0,371	28	90	0,35	50	0 - 0,61
Zhao et al. [76]	2016	Portland (28)	0,45	0,38	28	360	0,4	60	-
Recybeton [3]	2016	CEM II/A-L 42.5 N	0,49	0,44	28	200	0,41	50	0 - 0,52
Geng et al. [69]	2016	Portland Type I (28)	0,3 - 0,6	0,38 - 0,39	28	230	0,26 - 0,29	77	0 - 0,64
Pan et Meng [70]	2016	-	0,33	0,4	7, 28	500 and 600	0,2 - 0,4	60	-
Gholampour et Ozbakkaloglu [55]	2018	Portland Type I (28)	0,27 - 0,50	0,4	28	450	0,2	50	0 - 0,57
He et al. [77]	2017	-	0,40	0,415	7	180	0,25	60	-

Tableau II. 6 : Base de données pour l'analyse du fluage.

Variabes	Béton de granulats naturels NAC (73) valeurs	Béton de granulats recyclés RAC (48) valeurs
f_{cm28} (MPa)	20,0 – 79,8	18,5 – 80,1
w/c	0,24 – 0,73	0,29 – 0,75
Wa.(%)	0,44 – 4,18	1,89 – 4,55
Dosage en ciment (kg/m³)	117 - 600	275 – 600
Type du ciment	Portland Type I / Portland Type II CEM II/A-L 42,5 N / CEM I 42,5 N/SR	Portland Type I / CEM II/A-L 42,5 N / CEM I 42,5 N/SR
Temps de cure	>7 days	>7 days
t – t₀ (days)	56 – 600 days	56 – 450 days
t₀ (days)	7 – 28 days	7 – 113 days
Niveau de chargement	0,2 – 0,5	0,2 – 0,43
h₀ (mm)	40 - 125	50 - 75
HR (%)	30 - 77	50 - 77
T (°C)	11,5 - 40	11,5 - 30

Tableau II. 7 : Plage des paramètres étudiés.

II. 6 Validité des modèles analytiques pour la prédiction du coefficient de fluage

II.6. 1 Validité des modèles analytiques pour le béton de granulats naturels (NAC)

La Figure II.8 montre une comparaison entre les coefficients de fluage calculés selon les modèles présentés dans le paragraphe II.3 et les coefficients de fluage déduits des courbes de fluage expérimentales après 90 jours du chargement. Il ressort clairement de cette figure que les modèles ne fournissent pas une prédiction fiable du coefficient de fluage.

Pour quantifier statistiquement les performances de chaque modèle, les valeurs statistiques suivantes ont été calculées selon les équations 2.52 et 2.53:

$$Cov(\varphi_{exp}, \varphi_{cal}) = \frac{1}{N} \sum (\varphi_{exp} - \bar{\varphi}_{exp}) (\varphi_{cal} - \bar{\varphi}_{cal}) \quad \text{Equation 2. 52}$$

$$R^2 = 1 - \frac{SSE}{SST} = 1 - \frac{\sum (\varphi_{exp} - \varphi_{cal})^2}{\sum (\varphi_{exp} - \bar{\varphi}_{exp})^2} \quad \text{Equation 2. 53}$$

Où :

$Cov(\varphi_{exp}, \varphi_{cal})$ est la covariance entre les valeurs expérimentales et théoriques

$SSE = \sum (\varphi_{exp} - \varphi_{cal})^2$ est la somme des carrés d'erreur

$SST = \sum (\varphi_{exp} - \bar{\varphi}_{exp})^2$ est la somme des écarts des points expérimentaux par rapport à leur moyenne

R^2 est le coefficient de détermination

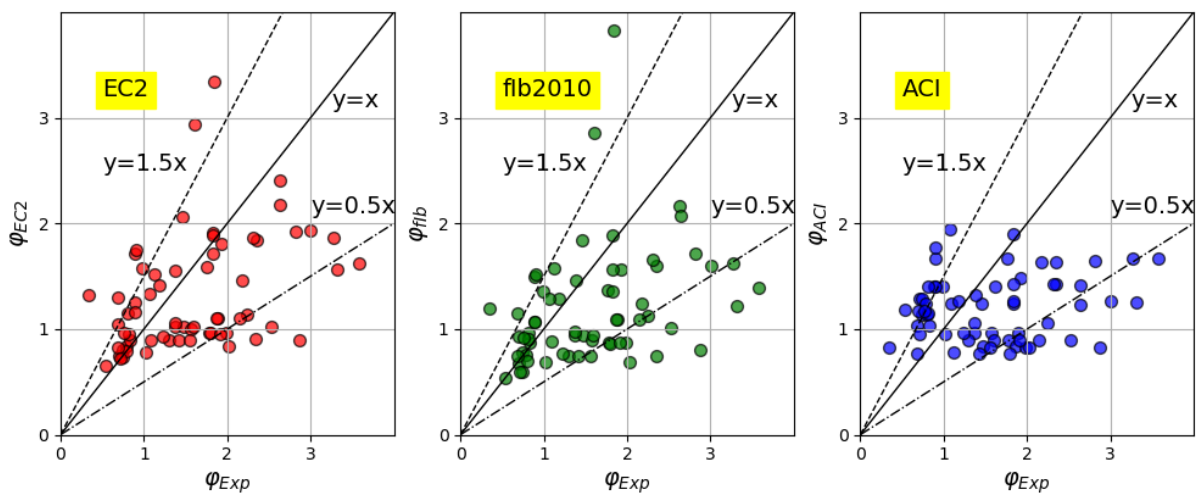


Figure II. 8 : Coefficients de fluage expérimentaux et prédits pour le béton de granulats naturels (NAC).

Le tableau II.8 regroupe les facteurs de corrélation pour tous les modèles où nous remarquons que l'EC2 [63] est le modèle le plus approprié pour la prédiction du fluage suivi par l'ACI-08 209.2 [65] et enfin la fib MC2010 [64]. Par la suite, seul le modèle de l'EC2 est analysé en détail dans le but d'étudier l'éventuelle modification pour améliorer la prédiction du fluage du béton de granulats naturels et prendre en compte la présence des granulats recyclés dans les expressions modifiées.

La Figure II.9 illustre le développement du fluage expérimental et prédit avec le temps selon les modèles choisis dans ce travail (cf II.3) pour plusieurs études [49,56]. Il est évident que dans leur état actuel, les modèles sont incapables de prédire l'évolution du coefficient de

fluage. Les modèles analytiques sous-estiment le comportement du béton étudié par Fathifazl al. [49] et surestiment ce comportement dans les études de Geng et al. [56].

	Moyenne ϕ	Covariance Cov	R ²
Expérimentale	1,49 ^{±0,7}	-	-
EC2 [63]	1,62 ^{±0,82}	0,093	0,49
ACI 209.2R-08 [65]	1,21 ^{±0,30}	0,043	0,37
fib MC2010 [64]	1,60 ^{±1,01}	0,068	0,39

Tableau II. 8 : Corrélations entre les coefficients de fluage expérimentaux et calculés

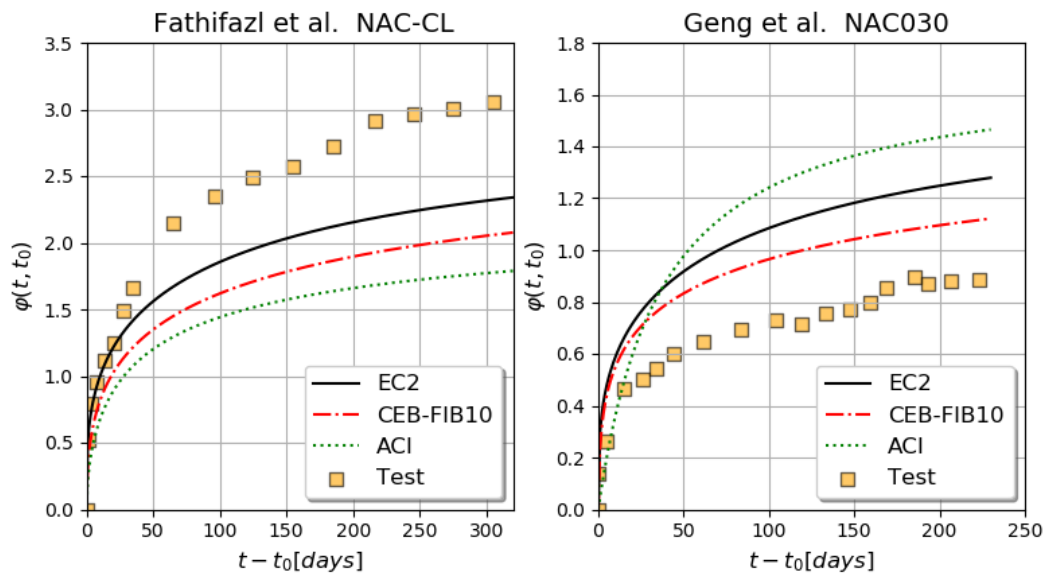


Figure II. 9 : Courbes du fluage expérimentales et prédites des essais de Fathifazl et al. [49] et Geng et al. [56].

II.6. 2 Sensibilité des paramètres du modèle de l'EC2

Afin de comprendre l'origine des écarts entre les résultats expérimentaux et prédits, la sensibilité des paramètres décrivant le modèle de l'EC2 a été étudiée. L'étude a débuté par étudier l'effet de la résistance à la compression, f_{cm} , ainsi que le rayon moyen de l'élément, h_0 , sur le coefficient ϕ_{RH} , qui tient compte de l'effet de l'humidité relative sur le coefficient de fluage conventionnel appelé ϕ_0 . ϕ_0 est estimé par l'équation 2.7 tandis que ϕ_{RH} est donné par les équations 2.8 et 2.9. Les résultats illustrés sur la figure II.10 montrent que bien que ce paramètre

diminue lorsque l'humidité relative augmente, il n'est pas très sensible vis-à-vis de la résistance à la compression et de la taille moyenne et il n'est probablement pas à l'origine de la dispersion observée entre les valeurs expérimentales et calculées. Cette insensibilité est plus remarquable pour les bétons à haute performance et lorsque l'humidité relative est supérieure à 60%.

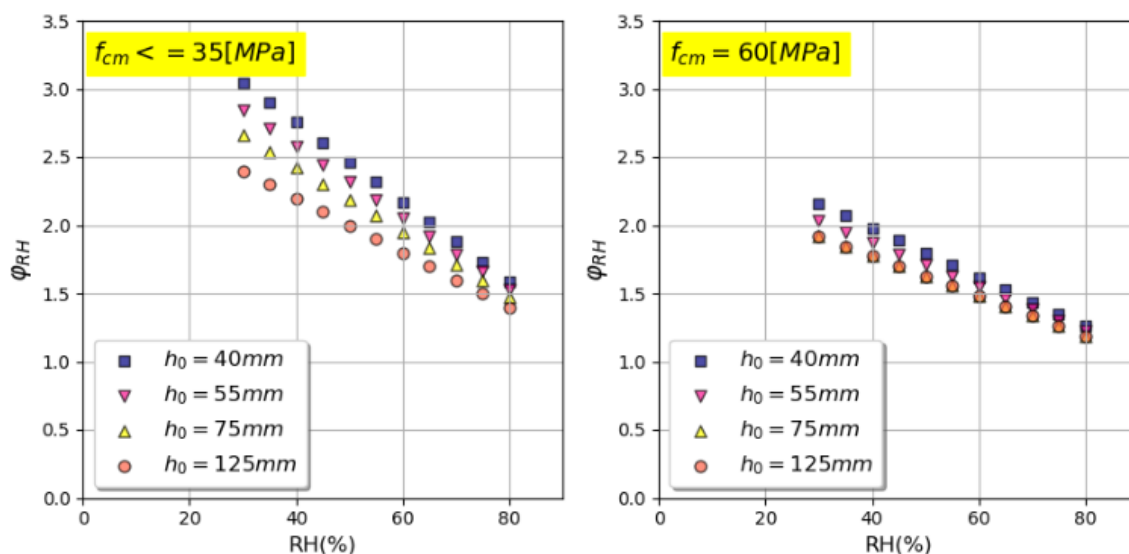


Figure II. 10 : Variation de φ_{RH} en fonction de l'humidité relative.

De même, la sensibilité de β_h qui intervient dans l'évaluation de la fonction du vieillissement (Equation 2.12) a été évaluée. β_h s'exprime par la relation 2.13 si la résistance à la compression est inférieure à 35 MPa et par l'équation 2.14 dans le cas contraire.

Nous remarquons sur la Figure II.11, que pour une résistance à la compression et une taille moyenne données, ce paramètre est très insensible avec la variation de l'humidité relative et il n'est pas non plus à l'origine de la dispersion observée entre les valeurs expérimentales et calculées. Pour une taille moyenne, h_0 , donnée, β_h reste constant tant que l'humidité relative est inférieure à 70%. Par ailleurs, la valeur de β_h diminue si la taille moyenne de l'élément augmente. Cette variation est d'autant plus claire que la résistance à la compression $f_{cm} \leq 35$ MPa.

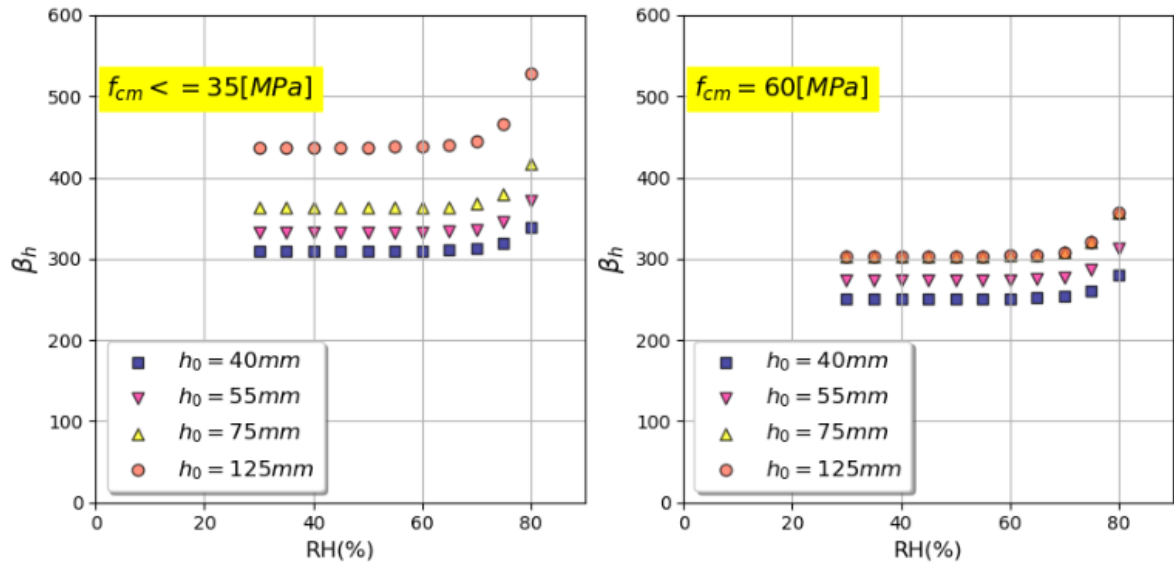


Figure II. 11 : Variation de β_h en fonction de l'humidité relative.

II.6. 3 Optimisation des paramètres du fluage

Le modèle du fluage peut être exprimé par l'équation suivante :

$$\varphi(t, t_0) = \varphi_{0,EXP} \left[\frac{t - t_0}{\beta_H + t - t_0} \right]^{\alpha_{EXP}} \quad \text{Equation 2. 54}$$

Cette équation comporte trois paramètres qui peuvent être à l'origine de la dispersion entre les valeurs expérimentales et celles prédites selon l'EC2. Il s'agit du coefficient du fluage conventionnel $\varphi_{0,EXP}$, la puissance de la courbe, α_{EXP} , qui est prise égale à 0.3 dans l'EC2, et enfin β_H qui dépend de l'humidité relative (HR%) et de la taille de l'élément h_0 . Dans le cadre du présent travail ces paramètres ont été évalués par une approche du simple calage des paramètres qui consiste à minimiser les écarts entre les courbes de fluage expérimentales et les courbes analytiques calculées à l'aide de l'équation 2.54. Cette optimisation peut se faire à l'aide de la fonction `fminsearch` disponible dans Matlab selon l'algorithme représenté sur la figure II.12.

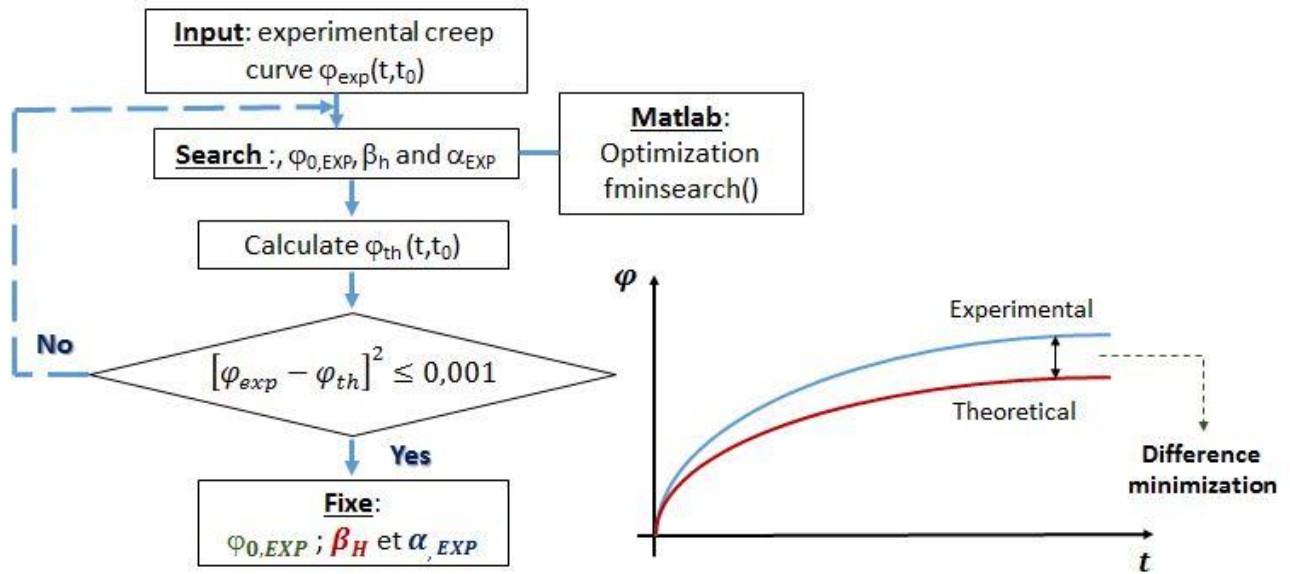


Figure II. 12 : Optimisation des paramètres du fluage par l’approche inverse.

L’optimisation a été réalisée dans un premier temps pour le béton de granulats naturels, appelé NAC, afin de vérifier la validité des expressions analytiques et plus particulièrement celle de l’EC2 (Equation II.6).

Les résultats illustrés sur la Figure II.13.a montrent une dispersion importante entre φ_0 calculé par l’équation 2.7 et φ_0 optimisé par l’analyse inverse. En ce qui concerne α_{EXP} , la puissance de la fonction du vieillissement, la Figure II.13.b montre une valeur moyenne de $0.44^{\pm 0.15}$ et non pas 0.3 comme la fixe l’EC2.

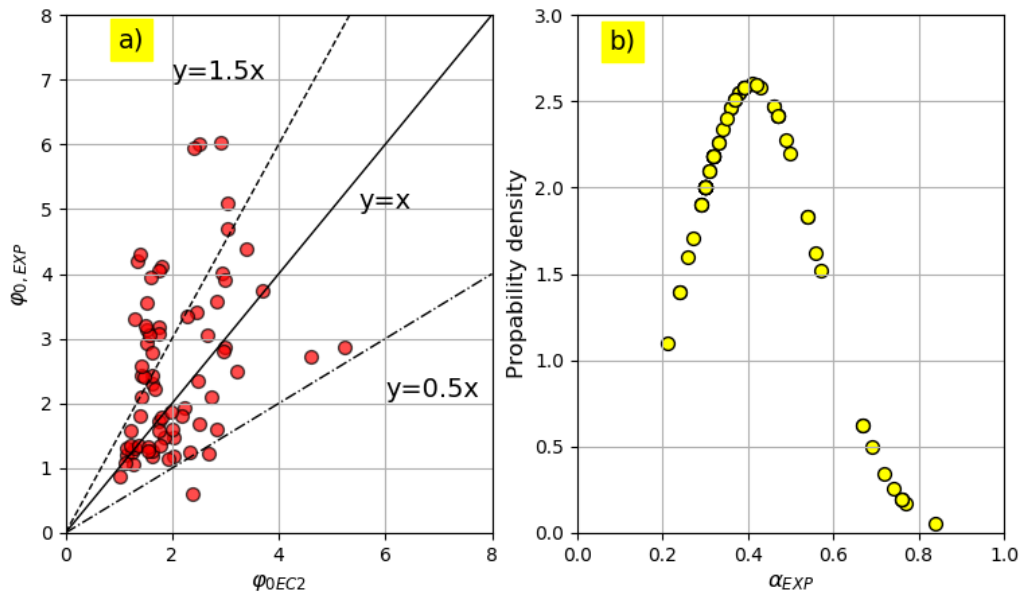


Figure II. 13 : a) Comparaison entre $\varphi_{0,EXP}$ et $\varphi_{0,EC2}$, b) distribution de α_{EXP} la puissance de la fonction du vieillissement.

La sensibilité de $\varphi_{0,EXP}$ a été étudiée en fonction des paramètres du matériau ainsi que les paramètres du test de fluage. Les résultats sont représentés sur la Figure II.14 en fonction de :

- a) la résistance à la compression f_{cm} ,
- b) la température T ,
- c) l'humidité relative HR ,
- d) la taille moyenne h_0 ,
- e) le niveau de chargement k_σ ,
- f) l'âge du béton au moment du chargement t_0 ,
- g) le volume de la pâte V_{paste} ,
- h) le rapport entre le sable et les granulats $\frac{S}{S+G}$.

En effet, aucune corrélation n'est claire sauf la corrélation avec le rapport $\frac{S}{S+G}$ où $\varphi_{0,EXP}$ diminue lorsque ce rapport augmente (Figure II.14.h). Compte tenu de cette observation, une nouvelle expression du coefficient de fluage conventionnel est proposée comme suit:

$$\varphi_{0,modif} = 5.7 \left(\frac{S}{S+G} \right)^2 \varphi_{0,EC2} \quad \text{Equation 2. 55}$$

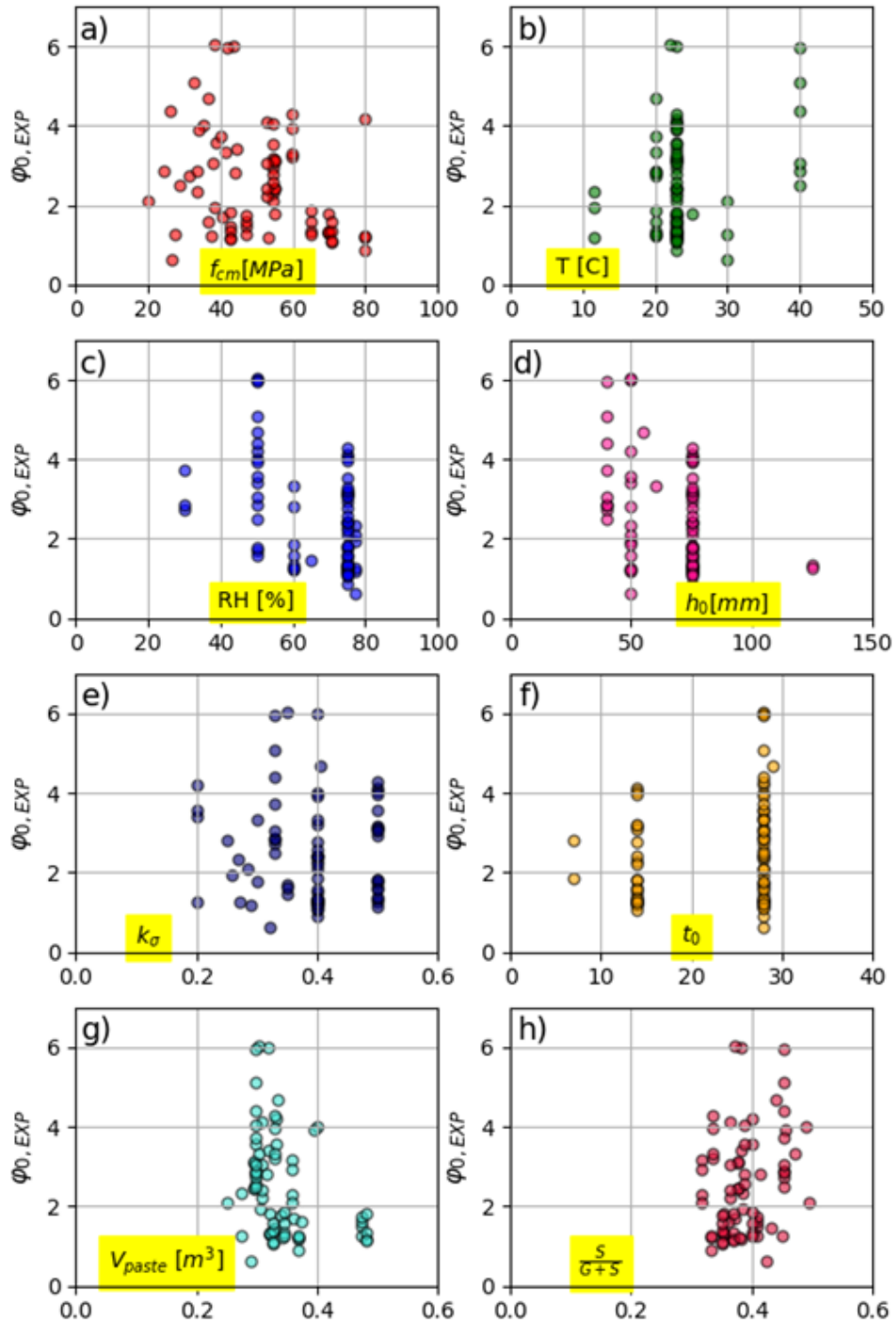


Figure II. 14 : Sensibilité de φ_{EXP} aux paramètres du matériau et aux conditions du test.

L'évolution des valeurs optimisées $\beta_{H,EXP}$ a été analysée en fonction des paramètres qui le déterminent selon l'EC2. Ces paramètres sont respectivement la résistance à la compression, f_{cm} , l'humidité relative, HR ainsi que la taille moyenne de l'élément h_0 . Les résultats illustrés sur la Figure II.15 montrent que pour une taille moyenne donnée et dans un environnement contrôlé, $\beta_{H,EXP}$ augmente avec l'augmentation de f_{cm} .

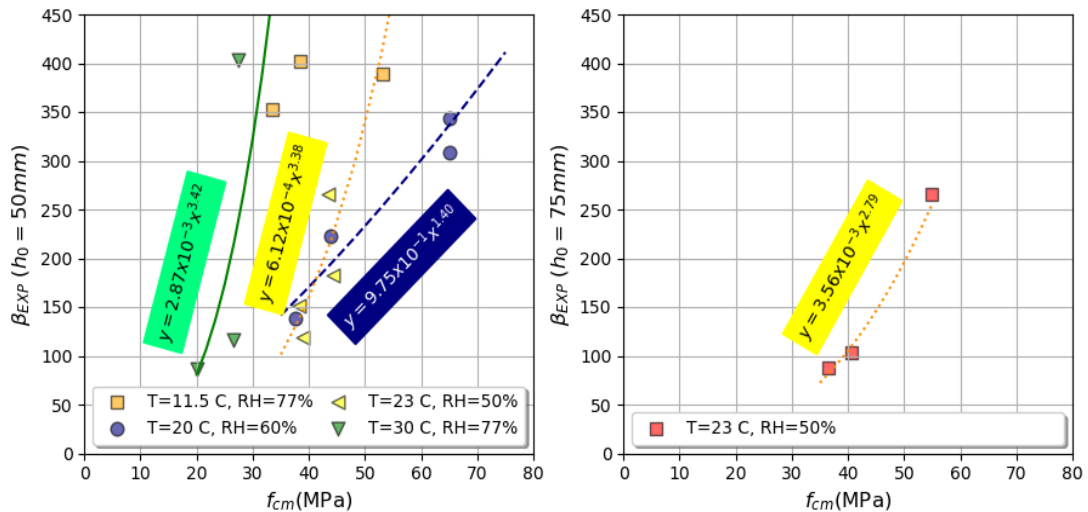


Figure II. 15 : Evolution de $\beta_{H,EXP}$ avec f_{cm} pour une humidité relative, HR , et une taille moyenne, h_0 , données.

En se basant sur cette dernière observation, les équations 2.13 et 2.14 ont été modifiées en introduisant implicitement la résistance à la compression dans le calcul de $\beta_{H,EXP}$ (Equation 2.56).

$$\beta_{h,Modif} = 1.5 \left[1 + (0.012RH)^{18} \right] h_0 + m f_{cm}^3 \quad \text{Equation 2. 56}$$

Avec $m=7.5 \times 10^{-4}$.

La figure II.16 représente une comparaison entre les valeurs optimisées $\beta_{H,EXP}$ et les valeurs calculées par les équations 2.13 et 2.14 (Figure II.16.a) ainsi que par l'expression modifiée 2.56 (Figure II.16.b). Bien que la corrélation soit meilleure lorsque l'équation 2.56 est utilisée au lieu des équations 2.13 et 2.14, le nombre de points ne semble pas encore suffisant pour exprimer le coefficient de corrélation R^2 .

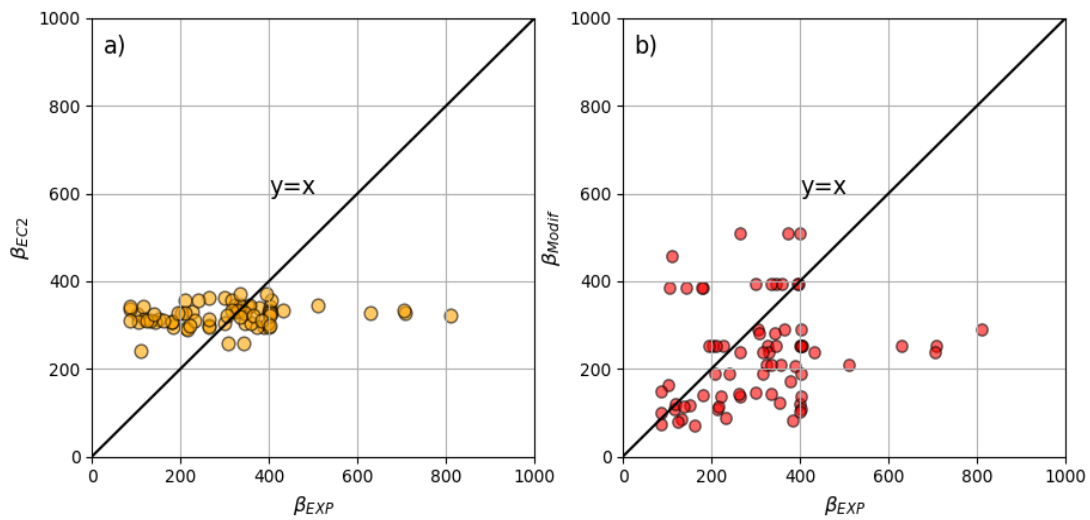


Figure II. 16 : Comparaison entre $\beta_{H,EXP}$ et a) $\beta_{H,EC2}$, b) $\beta_{H,modifié}$.

➤ **Validation de l'optimisation des paramètres du fluage**

L'expression analytique 2.56 pour l'analyse de β_h a été adoptée pour optimiser à nouveau les deux paramètres $\varphi_{0,EXP}$ et α_{EXP} à l'aide d'une approche logarithmique. La relation 2.54 peut être réécrite par une simple transformation logarithmique :

$$\ln[\varphi(t, t_0)] = \ln(\varphi_{0,exp}) + \alpha_{exp} \cdot \ln \left[\frac{t-t_0}{\beta_{H-modif} + t-t_0} \right] \quad \text{Equation 2. 57}$$

Les paramètres $A = \ln(\varphi_{0,EXP})$ et $B = \alpha_{EXP}$ sont obtenus par régression linéaire des résultats expérimentaux dans l'espace $X = \ln \left[\frac{t-t_0}{\beta_{H-modif} + t-t_0} \right], Y = \ln[\varphi(t, t_0)]$ (Figure II.17).

Toutes les courbes du fluage retenues dans la base de données ont été ré-analysées à l'aide de cette approche et des nouvelles valeurs ont été recalculées pour $\varphi_{0,EXP}$ et α_{EXP} . La Figure II.18.a montre une répartition gaussienne pour α_{EXP} avec une valeur moyenne de 0,44 et un écart type de 0,15. Ces deux valeurs sont identiques aux valeurs trouvées précédemment par l'approche inverse. La Figure 2.18.b représente la variation de $\varphi_{0,EXP}$ optimisé par l'approche logarithmique en fonction du rapport $S/(S+G)$ où nous remarquons qu'en général $\varphi_{0,EXP}$ est d'autant plus important que le rapport $S/(S+G)$ est élevé. Cette tendance est également similaire à la tendance présentée sur la Figure 2.14.h et peut être modélisée par l'équation 2.55. Enfin,

les résultats de cette approche algorithmique permettent de valider les résultats de l'approche inverse du calage.

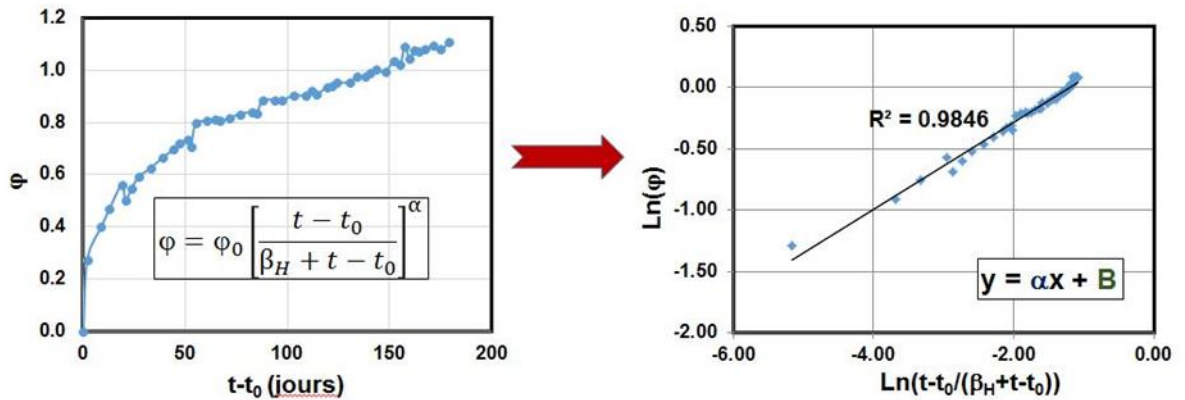


Figure II. 17 : Transformation logarithmique du modèle de fluage.

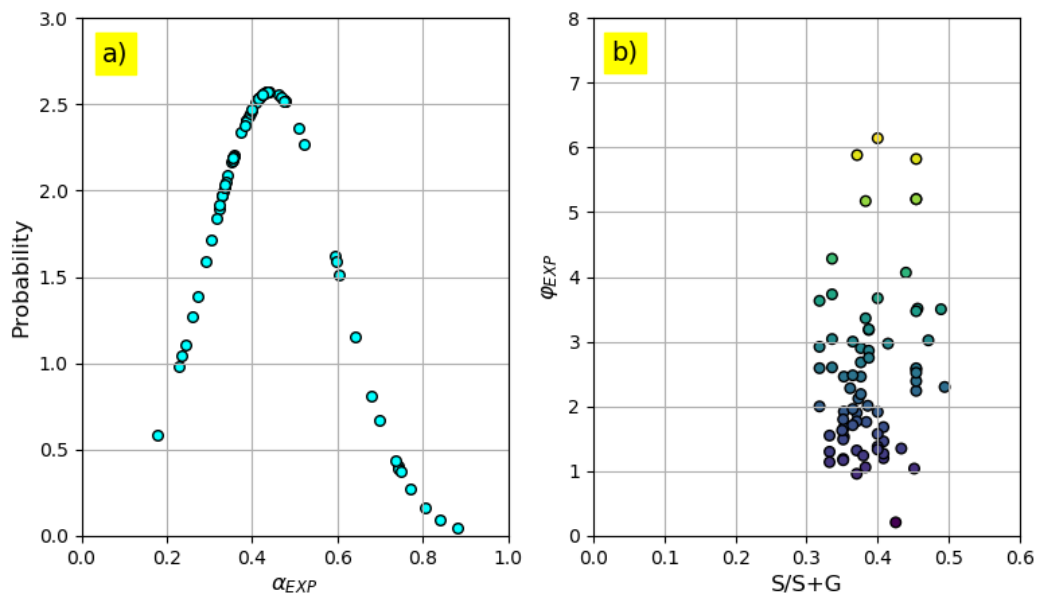


Figure II. 18 : a) Distribution de α_{EXP} , b) Variation de ϕ_{EXP} avec le rapport $S/S+G$.

➤ **Proposition des nouvelles expressions analytiques pour la prédiction du fluage**

En considérant toutes les modifications proposées dans le paragraphe précédent, une nouvelle relation pour prédire le coefficient de fluage peut s'écrire sous la forme:

$$\varphi(t, t_0) = 5.7 \left[\frac{S}{S + G} \right]^2 \varphi_{0,EC2} \left[\frac{t - t_0}{\beta_{h_Modif} + t - t_0} \right]^{-0.44} \quad \text{Equation 2. 58}$$

En utilisant les deux paramètres modifiés $\varphi_{0,Modif}$ et $\beta_{h,Modif}$, une modification du modèle de fluage de l'ACI 209.2R - 08 peut être proposée comme suit:

$$\varphi(t, t_0) = \varphi_{0,Modif} \frac{(t - t_0)^\psi}{\beta_{h,Modif} + (t - t_0)^\psi} \quad \text{Equation 2. 59}$$

Une approche d'optimisation consistant à réduire les écarts entre les courbes de fluage expérimentales et celles prédites par l'équation 2.59 a permis de trouver une valeur moyenne $\psi=1,2$.

Les courbes représentées initialement sur la Figure II.9 ont été retracées sur la Figure II.19 en utilisant des expressions modifiées 2.58 et 2.59. Nous constatons sur cette figure que les nouvelles courbes calculées s'accordent bien avec les résultats expérimentaux.

Les facteurs de corrélation des modèles modifiés sont présentés dans le Tableau II.9 où nous remarquons que ces valeurs sont nettement meilleures que les valeurs des modèles non modifiés (tableau II.8).

Modèle modifié	φ moyenne	Covariance Cov	R ²
EC2 (Equation 2.58)	1,21 ^{±0,69}	0,41	0,81
ACI 209.2R-08 (Equation 2.59)	1,06 ^{±0,77}	0,52	0,77

Tableau II. 9 : Facteurs de corrélation pour les modèles normatifs sans et avec modifications pour le béton naturel.

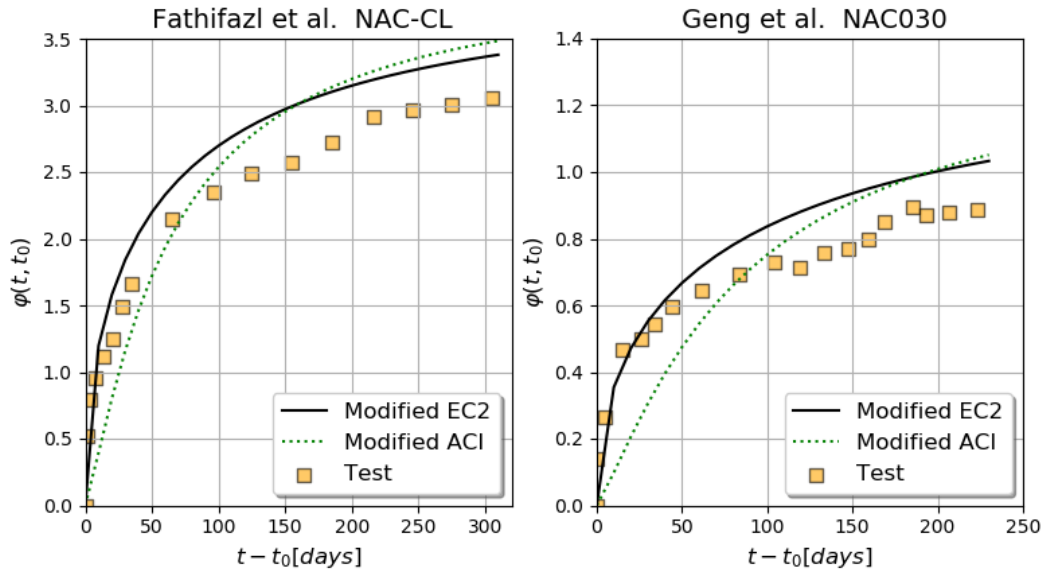


Figure II. 19 : Courbes du fluage expérimentales et prédites des essais de Fathifazl et al. [49] et Geng et al. [56].

II.6. 4 Détermination du coefficient de fluage des bétons recyclés

La validité des modèles proposés par les normes EC2 et ACI a été vérifiée pour le béton de granulats recyclés (RAC). Les résultats représentés sur la figure II.20 ainsi que les coefficients de corrélation R^2 résumés dans le tableau II.10 montrent que les modèles proposés ne permettent pas une prédiction acceptable du coefficient de fluage du béton incorporant des granulats recyclés. Néanmoins, le coefficient de corrélation est meilleur pour EC2 que pour ACI.

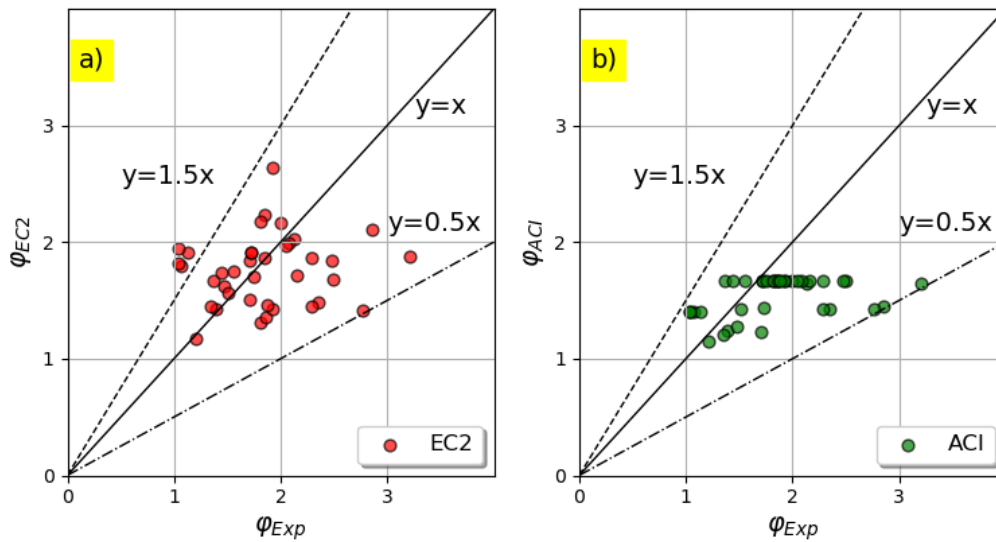


Figure II. 20 : Coefficients de fluage expérimentaux et prédits pour le béton de granulats recyclés (RAC).

Afin de tenir compte de la présence des granulats recyclés, le terme $(1 + \alpha_m \Gamma_m)$ a été introduit dans l'équation 2.58 et une valeur $\alpha_M=0.33$ a été trouvée par une régression linéaire. Ce terme a été proposé par l'équipe de recherche [5,6,16] dans le cadre du projet national PN RECYBETON [3] et de l'ANR ECOREB [4] pour considérer l'effet de la présence des granulats recyclés sur les propriétés mécaniques du béton.

Enfin, l'expression finale du coefficient de fluage pour le béton de granulats recyclés prend la forme:

$$\varphi(t, t_0) = 5.7 \left[\frac{S}{S + G} \right]^2 (1 + 0.33\Gamma_m) \varphi_{0,EC2} \left[\frac{t - t_0}{\beta_{h_Modif} + t - t_0} \right]^{0.44} \quad \text{Equation 2. 60}$$

Le terme correctif $(1 + 0.33\Gamma_m)$ a également été introduit dans l'expression 2.59 pour le calcul du coefficient de fluage du béton de granulats recyclés conformément à la norme ACI [54] (Equation 2.61).

$$\varphi(t, t_0) = (1 + 0.33\Gamma_m) \varphi_{0,Modif} \frac{(t - t_0)^\nu}{\beta_{h,Modif} + (t - t_0)^\nu} \quad \text{Equation 2. 61}$$

Il est à noter que pour la qualification des modèles modifiés (Equations 2.60 et 2.61), certaines études ont été supprimées de la base de données [15,47,55,79,80]. Les travaux de Tia et al. [79] et Ghodousi et al. [80] ont été omis car les auteurs ont utilisé un pourcentage élevé de matériaux cimentaires dans les bétons. Pour d'autres études [15,47,55], les valeurs du fluage étaient trop éloignées des autres valeurs. Par conséquent, un total de 20 valeurs du béton de granulats recyclés a été utilisé pour la validation des relations modifiées.

Les coefficients du fluage prédits à l'aide de modèles modifiés sont comparés aux valeurs expérimentales retenues dans la base de données. Les facteurs de corrélation sont présentés dans le tableau II.10 où il est plutôt intéressant de noter qu'ils sont meilleurs que les valeurs obtenues pour les modèles sans modification.

	Sans modification			Modèles modifiés		
	Moyenne	Cov	R ²	Moyenne	Cov	R ²
Valeurs expérimentales	1,43 ^{±0,93}					
EC2	1,34 ^{±0,65}	0,49	0,62	1,36 ^{±0,81}	0,67	0,79
ACI 209.2R-08	1,05 ^{±0,63}	0,51	0,56	1,13 ^{±0,93}	0,77	0,69
CEB FIP 2010	1,2 ^{±0,63}	0,44	0,52	-	-	-

Tableau II. 10 : Facteurs de corrélation des modèles modifiés pour le béton recyclé.

Quelques comparaisons représentatives pour le béton de granulats recyclés avant et après la modification sont présentées sur la Figure II.21 où nous remarquons que les valeurs calculées s'accordent bien avec les données expérimentales sur le développement du fluage au cours du temps. Cette amélioration est attribuée à l'amélioration du calcul de β_H et la puissance de la fonction du vieillissement aussi bien qu'à l'introduction du terme correctif $(1 + \alpha_m \Gamma_m)$.

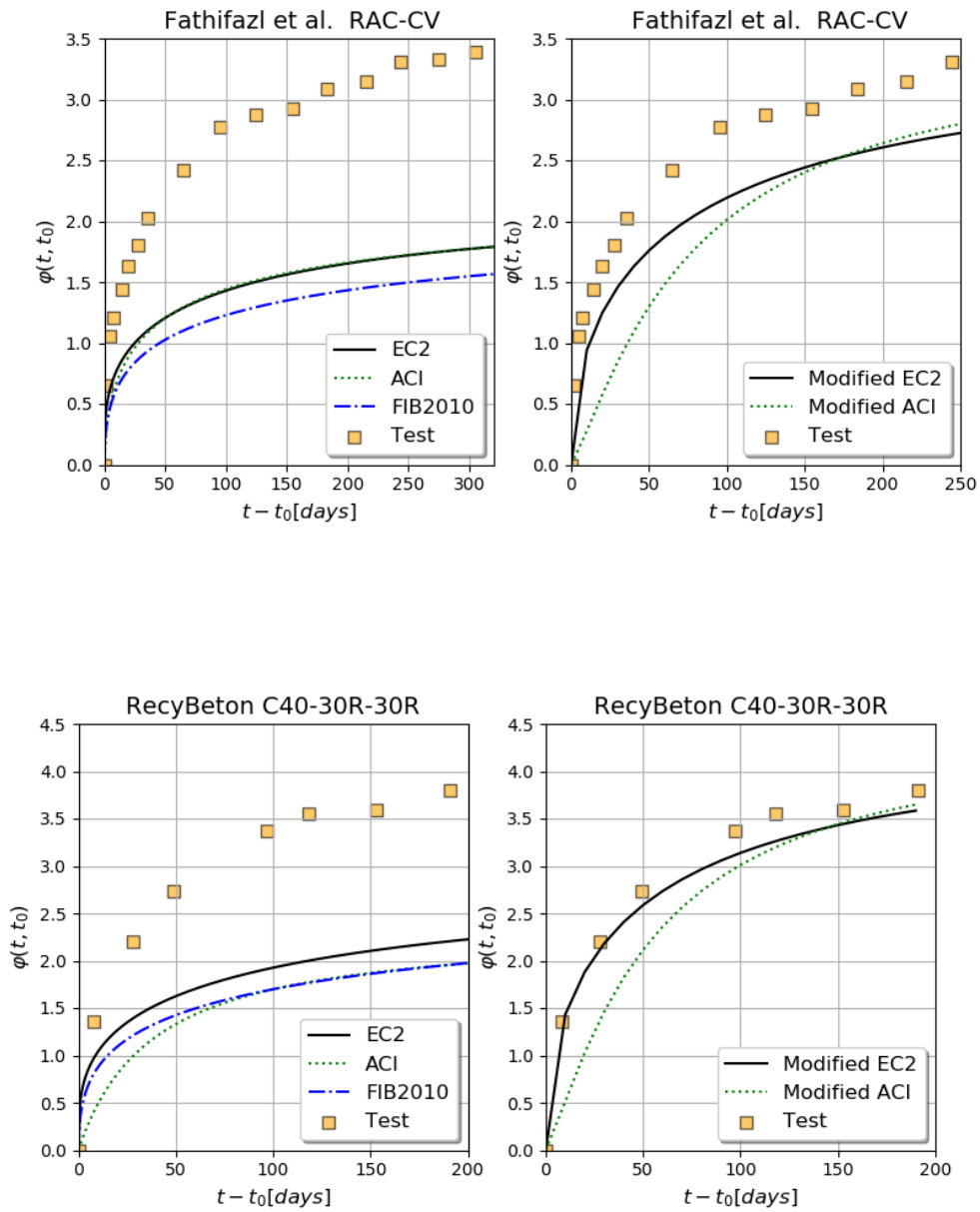


Figure II. 21 : Courbes du fluage expérimentales et prédites des essais de Fathifazl et al. [49] et PN RECYBETON [2] pour le RAC.

II. 7 Modélisation rhéologique unidimensionnelle du fluage

Le modèle rhéologique choisi dans ce travail est le modèle de Kelvin-Voigt correspondant au montage parallèle d'un ressort et d'un amortisseur (Figure II.22).

La contrainte dans le ressort élastique se donne par la loi de Hooke $\sigma^e = E\varepsilon^e$. Par ailleurs, la contrainte dans l'amortisseur se détermine à l'aide de la viscosité, η , et la vitesse de déformation $\frac{d\varepsilon^v}{dt}$. Nous avons donc $\sigma^v = \eta \frac{d\varepsilon^v}{dt}$.

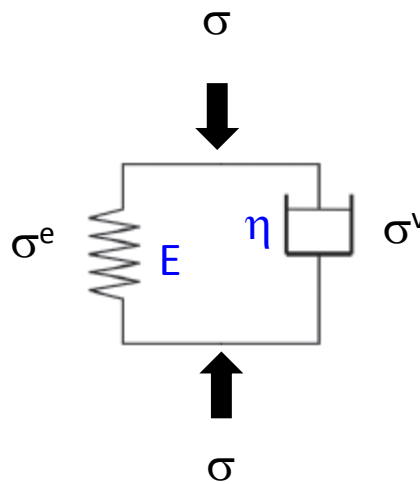


Figure II. 22 : Modèle rhéologique de Kelvin-Voigt.

Pour ce modèle, analogue à un circuit électrique monté en parallèle, nous avons $\sigma = \sigma^e + \sigma^v$ et $\varepsilon = \varepsilon^e = \varepsilon^v$. Ces deux hypothèses permettent d'écrire l'équation différentielle suivante :

$$\sigma = E\varepsilon + \eta \frac{d\varepsilon}{dt} \quad \text{Equation 2. 62}$$

A l'instant $t = 0$, la déformation $\varepsilon = 0$ ce qui permet d'intégrer directement l'équation 2.63 et d'obtenir la solution qui s'écrit sous la forme :

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}} \right), \quad \tau = \frac{\eta}{E} \quad \text{Equation 2. 63}$$

La constante $\tau = \frac{\eta}{E}$ est appelée le temps du fluage ou le temps du retard. Au moment du chargement, $t = 0$, la contrainte est totalement supportée par l'amortisseur qui s'allonge sous l'effet de celle-ci. En s'allongeant, il entraîne avec lui le ressort qui prend à son tour une part de plus en plus grande et qui finit par récupérer la totalité de la contrainte appliquée. Ce comportement s'écrit sous la forme :

$$\begin{aligned} t \rightarrow 0 \quad \dot{\varepsilon} &= \frac{d\varepsilon}{dt} \sim \frac{\sigma}{\eta} \\ t \rightarrow \infty \quad \varepsilon &\sim \frac{\sigma}{E} \end{aligned} \quad \text{Equation 2. 64}$$

Par analogie à l'équation 2.63, le coefficient de fluage $\varphi(t, t_0)$ peut se calculer par l'équation :

$$\varphi(t, t_0) = \varphi_{0,Modif} \left[1 - e^{\left(-\frac{t-t_0}{\tau} \right)} \right] \quad \text{Equation 2. 65}$$

Le temps du fluage, τ , dans l'expression 2.65 peut être pris égal à $\tau = \xi \beta_{h,Modif}$. Nous rappelons que $\varphi_{0,Modif}$ et $\beta_{h,Modif}$ se calcule respectivement par les équations 2.55 et 2.56. Le paramètre ξ a été déterminé pour toutes les courbes du fluage retenues dans la base de données des bétons de granulats naturels (NAC) à l'aide d'une approche inverse. En fixant les paramètres $\varphi_{0,Modif}$ et $\beta_{h,Modif}$, ξ a été optimisé en minimisant les écarts entre les courbes analytiques et expérimentales pour chaque essai du fluage. Enfin, la courbe gaussienne représentée sur la Figure II.23 montre que la valeur moyenne de ξ est de 0.67 avec un écart type de 0.04. Pour la modélisation du fluage des bétons incorporant des granulats recyclés, le terme $(1+0,33\Gamma_m)$ doit être intégré dans l'équation 2.55.

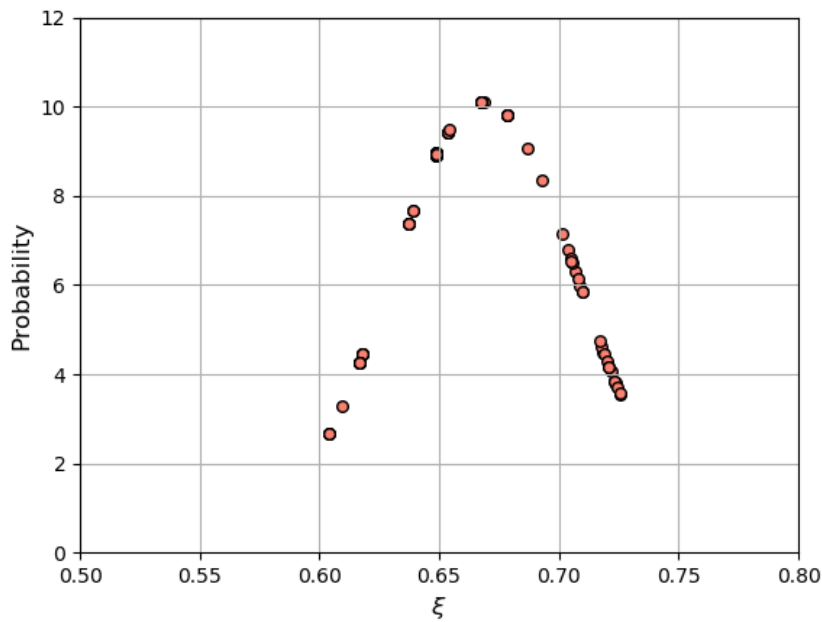


Figure II. 23 : Distribution normale de ξ autour d'une valeur moyenne de 0,67.

Les figures II.24 et II.25 représentent quelques comparaisons représentatives entre les résultats expérimentaux et les résultats prédits à l'aide des modèles normatifs modifiés ainsi que le modèle rhéologique exprimé par l'équation 2.65. Nous remarquons que pour le béton de granulats naturels (NAC) aussi bien que pour le béton de granulats recyclés (RAC), le modèle rhéologique est autant efficace que les modèles analytiques modifiés dans le cadre du présent travail. Les facteurs de corrélation entre les résultats expérimentaux et prédits par le modèle de Kelvin-Voigt (Tableau II.11) sont légèrement inférieurs mais comparables aux facteurs de corrélation des modèles modifiés (Tableaux II.9 et II.10). Le modèle modifié de l'EC2 reste, par ailleurs, le plus efficace pour la prédiction du coefficient de fluage des bétons naturels et recyclés.

	Béton naturel (NAC)			Béton recyclé (RAC)		
	Moyenne	Cov	R ²	Moyenne	Cov	R ²
Modèle rhéologique	1,08	0,57	0,71	1,18	0,83	0,68

Tableau II. 11 : Facteurs de corrélation du modèle rhéologique pour le NAC et le RAC.

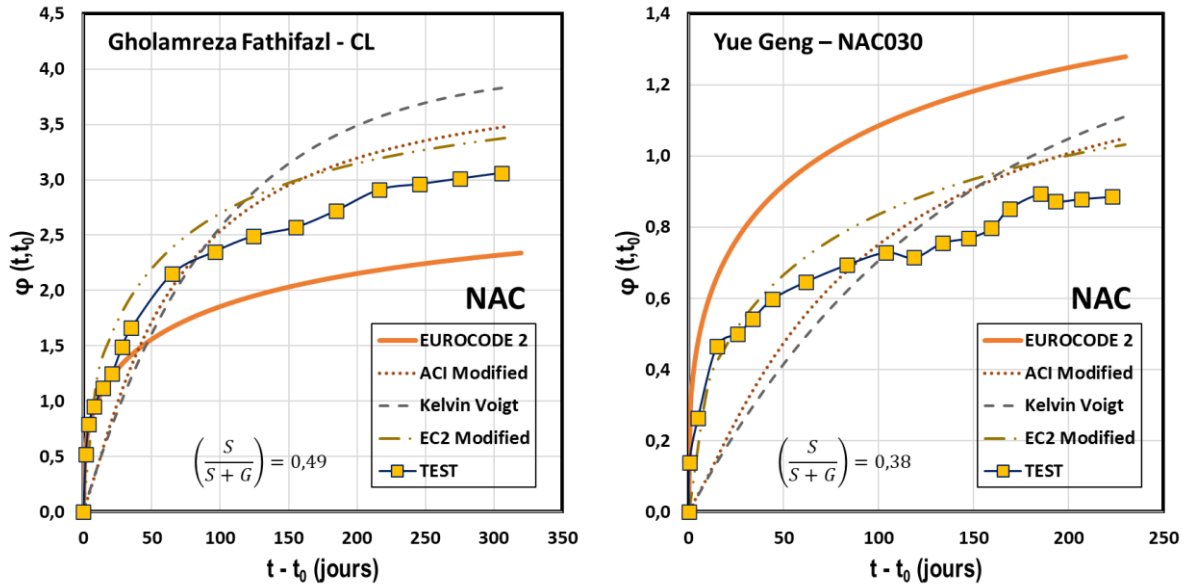


Figure II. 24 : Comparaison entre les courbes du fluage expérimentales de Fathifazl et al. [49] et Geng et al. [56] et les courbes analytiques.

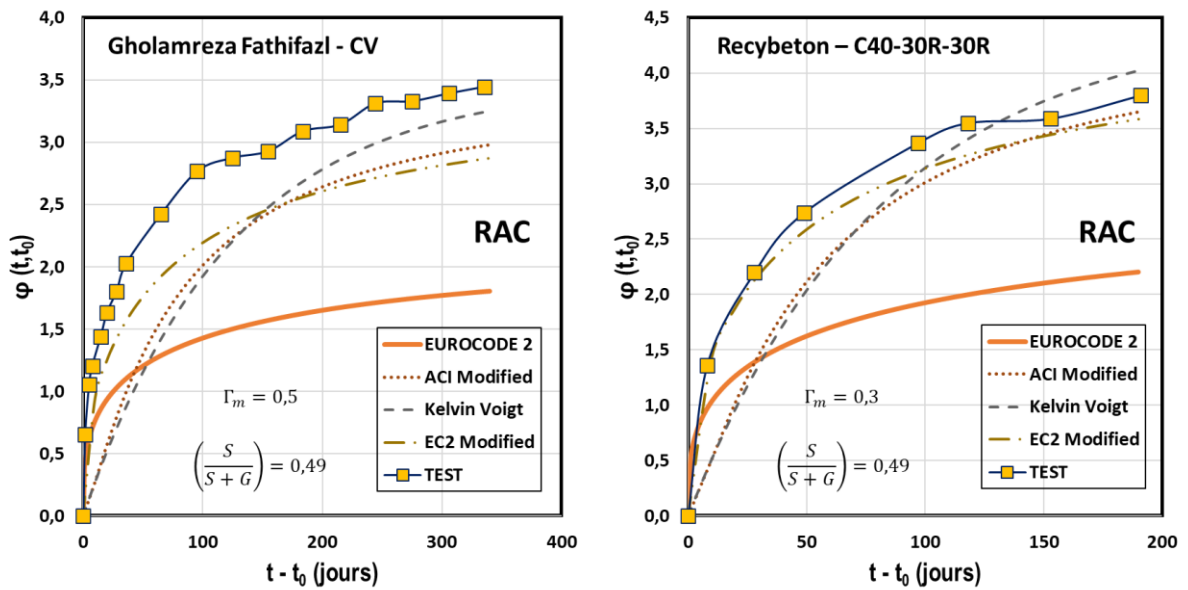


Figure II. 25 : Comparaison entre les courbes du fluage expérimentales Fathifazl et al. [49] et PN RECYBETON [2] et les courbes analytiques.

II. 8 Conclusions

Cette étude présente une analyse des données disponibles dans la littérature sur l'aptitude des normes du dimensionnement à prédire le comportement du fluage des bétons des granulats naturels et recyclés. La comparaison entre les valeurs expérimentales et prédites montre une dispersion significative en termes de coefficient de fluage. Néanmoins, l'EC2 reste la norme la plus appropriée pour estimer le fluage tant pour les bétons naturels que pour les bétons recyclés par rapport à l'ACI et à la fib MC2010. Pour cette raison, l'EC2 a été choisie comme modèle de référence pour proposer les modifications appropriées.

En se basant sur l'expression générale qui donne le coefficient du fluage, le coefficient du fluage conventionnel, noté $\varphi_{0,EXP}$ et la puissance de la fonction du vieillissement, α_{EXP} , ainsi que le coefficient β_h ont été identifiés pour le béton de granulats naturels d'abord par une approche d'optimisation. L'analyse des résultats a montré que la valeur de α_{EXP} est de $0,44^{\pm 0,15}$ et non pas la valeur imposée par l'EC2 qui est prise égale à 0,3. Par ailleurs, des nouvelles expressions ont été proposées pour $\varphi_{0,EXP}$ et β_h . Lorsque ces deux paramètres ont été définis, la puissance de la fonction du vieillissement du modèle de l'ACI a été identifiée et une valeur de 1,2 a été trouvée. Avec toutes ces modifications, la corrélation entre les valeurs expérimentales et prédites est améliorée pour les deux modèles EC2 et ACI.

Afin de considérer la présence des granulats recyclés dans le béton, le terme $(1 + 0.33\Gamma_m)$ a été introduit dans les expressions modifiées avec Γ_m le taux de remplacement équivalent, qui représente la masse des granulats recyclés par rapport à la masse du squelette granulaire.

Un modèle rhéologique basé sur le modèle de Kevin-Voigt a été également développé dans le cadre de ce travail. En adoptant les expressions modifiées de $\varphi_{0,EXP}$ et de β_h , un temps du fluage, $\tau=0,67\beta_h$ a été trouvé. Le modèle rhéologique est étendu aux bétons des granulats recyclés en introduisant le terme correctif $(1 + 0.33\Gamma_m)$

CHAPITRE III : MODELISATION NUMERIQUE DU COMPORTEMENT DIFFERE DU BETON

III. 1 Introduction

Dans ce chapitre, nous passons en revue les modèles unidimensionnels décrivant le comportement viscoélastique du matériau sous l'effet des contraintes uniaxiales. Ces modèles, construits à partir des éléments discrets élastiques et visqueux, peuvent être utilisés pour étudier le comportement différé du béton tant que la contrainte est inférieure à 40% de la résistance du matériau à la sollicitation appliquée.

Le chapitre commence donc par une présentation des modèles les plus utilisés dans la littérature. La deuxième partie est dédiée à la discrétisation des équations constitutives de chaque modèle sous forme de séries de Prony. Cette deuxième partie s'achève par l'identification des paramètres de Prony nécessaires pour la simulation du comportement différé dans les codes de calcul par éléments finis ANSYS et ABAQUS. La dernière partie du chapitre concerne la validation numérique des modèles analytiques développés dans le chapitre II aussi bien que l'extension de ces modèles pour étudier le fluage du béton en flexion.

III. 2 Les modèles rhéologiques

Les matériaux viscoélastiques subissent à la fois des phénomènes élastiques et visqueux. Le comportement de tels matériaux dépend à la fois de la contrainte actuelle et de l'historique des contraintes jusqu'à l'instant étudié et peut être modélisé à l'aide de modèles simples constitués de ressorts et d'amortisseurs. Le ressort schématise l'élasticité linéaire et est caractérisé par son module d'élasticité noté E alors que l'amortisseur schématisant la viscosité et se caractérise par son coefficient de viscosité noté η . Le comportement du ressort s'exprime par la loi de Hooke $\sigma^e = E\varepsilon$ et celui de l'amortisseur se donne par la relation $\sigma^v = \eta\dot{\varepsilon}$ qui relie la contrainte à vitesse de déformation $\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt}$ par l'intermédiaire de la constante de viscosité η . Ces deux éléments, ressort et amortisseur, sont disposés en série ou en parallèle suivant le phénomène viscoélastique à décrire ; à savoir fluage ou relaxation. Lorsque l'on applique une déformation et que l'on mesure l'évolution de la contrainte en fonction du temps,

on parle de la relaxation. Par contre, lorsque l'on applique une contrainte et que l'on mesure l'évolution de la déformation, on parle du fluage.

III.2. 1 Modèle de Maxwell et Maxwell généralisé

La Figure III.1 représente l'évolution de la contrainte lors d'un essai effectué à déformation constante entre les instants t_0 et t_1 . La réponse du matériau est caractérisée par une décroissance continue de la contrainte avec le temps entre la valeur initiale σ_0 et la limite σ_1 atteinte à l'instant t_1 . Ce type du comportement est appelé relaxation.

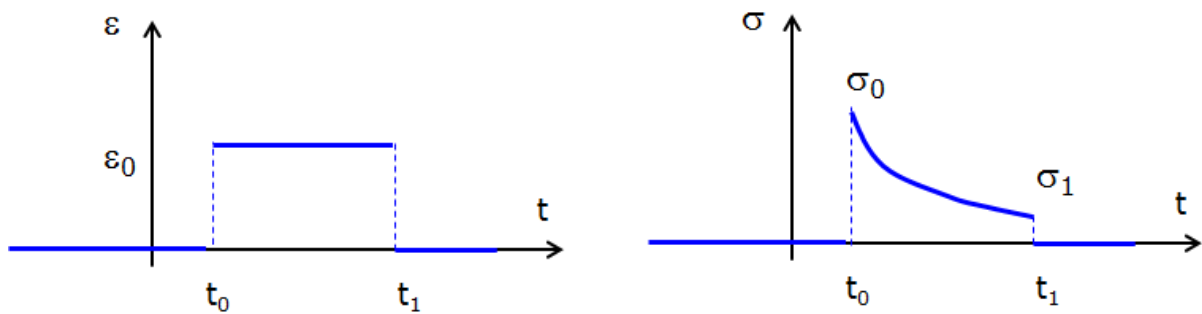


Figure III. 1: Expérience de relaxation.

Le modèle de Maxwell est approprié pour décrire le comportement d'un matériau viscoélastique lors d'un essai de relaxation. Ce modèle est composé d'un ressort et d'un amortisseur reliés en série (Figure III.2.a). Dans ce modèle, nous supposons que la contrainte est constante dans les deux éléments et que la déformation totale est la somme des déformations des composants puisqu'ils sont montés en série. Cette hypothèse permet d'écrire l'équation différentielle suivante [83]:

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{\dot{\sigma}(t)}{E} + \frac{\sigma(t)}{\eta} \quad \text{Equation 3. 1}$$

Au début de l'essai, $t=t_0$, la déformation $\varepsilon = \varepsilon_0$ et c'est uniquement le ressort qui se déforme selon la loi de Hooke $\sigma = E\varepsilon_0$. Puisque le taux de déformation est nul, l'équation précédente s'écrit sous la forme :

$$0 = \frac{\dot{\sigma}(t)}{E} + \frac{\sigma(t)}{\eta} \quad \text{Equation 3. 2}$$

Compte tenu des conditions de l'essai, l'intégration de l'équation 3.2 se donne par :

$$\sigma(t) = E\varepsilon_0 e^{-\frac{t}{\tau}} = E_R \varepsilon_0 \quad \text{Equation 3. 3}$$

Avec $E_R = E e^{-\frac{t}{\tau}}$ et τ le temps de relaxation discret définit par le ratio $\tau = \frac{\eta}{E}$

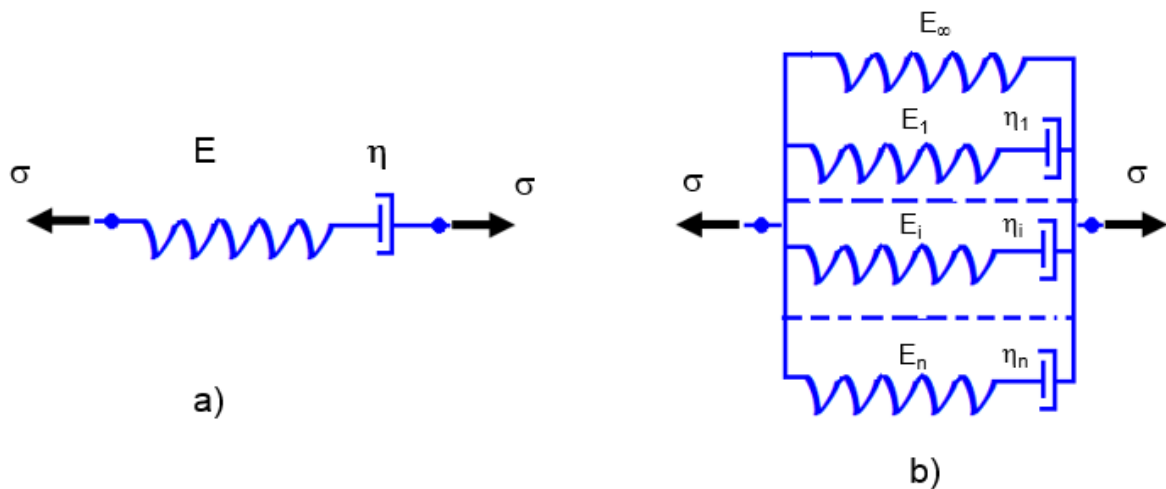


Figure III. 2 : a) Modèle de Maxwell, b) Modèle de Maxwell généralisé.

Le modèle de Maxwell généralisé se compose d'un ressort relié en parallèle avec n éléments de Maxwell constitués chacun d'un ressort et d'un amortisseur (Figure III.2.b). L'équation constitutive du modèle s'écrit sous la forme :

$$\sigma(t) = \left(E_\infty + \sum_{i=1}^n E_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \right) \varepsilon_0 = E_R \varepsilon_0 \quad \text{Equation 3. 4}$$

Avec E_∞ le module d'Young lorsque le temps t tend vers l'infini, E_i le module d'élasticité du ressort de la $i^{\text{ème}}$ branche du modèle de Maxwell et τ_i le temps de relaxation discret définit par le ratio $\tau_i = \frac{\eta_i}{E_i}$ de la $i^{\text{ème}}$ branche du modèle de Maxwell.

III.2. 2 Modèle de Kelvin-Voigt et Kelvin-Voigt généralisé

La Figure III.3 représente l'évolution de la déformation lors d'un essai effectué à contrainte constante entre les instants t_0 et t_1 . La réponse du matériau est caractérisée par une croissance continue de la déformation avec le temps entre la valeur initiale ε_0 et la limite ε_1 atteinte à l'instant t_1 . Ce type de comportement est appelé fluage. Si la déformation s'annule au moment $t = t_1$ la recouvrance est dite totale et il n'y aura pas de déformation permanente après la décharge totale (Figure III.3.b).

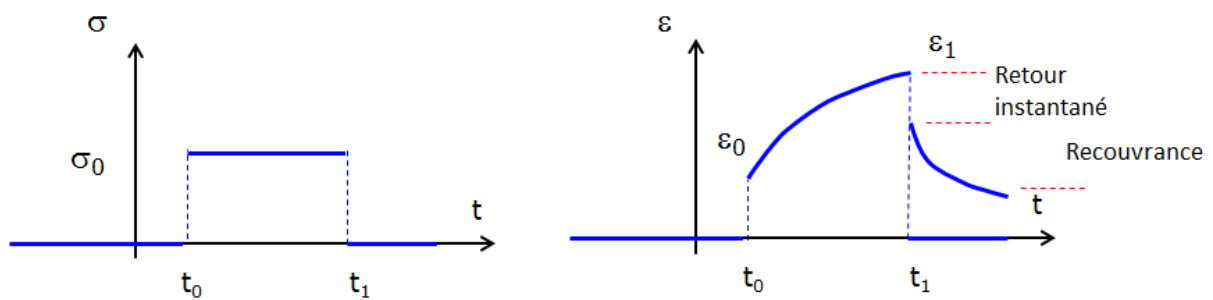


Figure III. 3 : Expérience de fluage.

Le modèle de Kelvin-Voigt, décrit au paragraphe II.7, est approprié pour décrire le comportement d'un matériau viscoélastique lors d'un essai de fluage. Nous rappelons que pour ce modèle, se composant d'un ressort et d'un amortisseur reliés en parallèle, les deux composants sont supposés avoir la même déformation et que la contrainte globale est la somme des contraintes agissant dans chaque branche (Figure III.4.a). Selon ce modèle, la déformation du fluage à l'instant $t_0 \leq t \leq t_1$ se donne par l'équation [83]:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E} \left(1 - e^{-\frac{E}{\eta} t} \right) \quad \text{Equation 3. 5}$$

L'équation 3.5 montre que le début du chargement correspond à l'absence de l'élasticité instantanée alors que lorsque le temps tend vers l'infinie il n'y a plus d'effort dans l'amortisseur et le comportement est assuré par le ressort seul. Il est à noter qu'il existe un modèle où l'on met en série un ressort avec un ressort et un amortisseur qui sont montés en parallèle. Il s'agit donc du modèle de Zener [83].

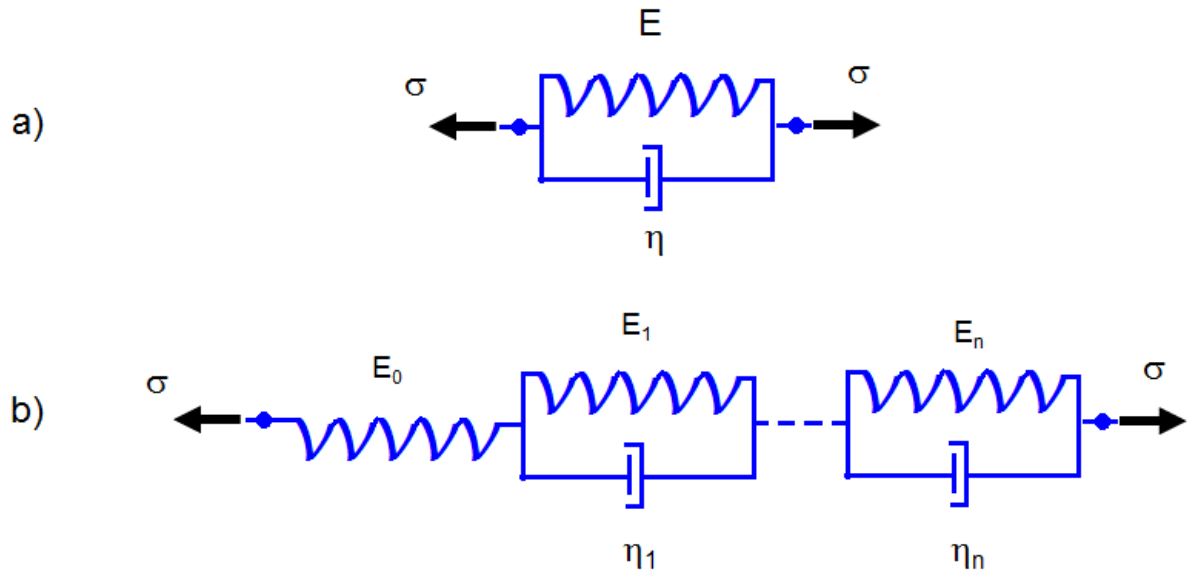


Figure III. 4 : a) Modèle de Kelvin-Voigt, b) Modèle de Kelvin-Voigt généralisé.

Le modèle de Kelvin-Voigt généralisé est composé de n éléments de Kelvin-Voigt en série avec un ressort qui apporte l'élasticité instantanée (Figure III.4.b).

L'équation constitutive d'un essai de fluage s'écrit sous la forme :

$$\varepsilon(t) = \left(J_0 + \sum_{i=1}^n J_i \left[1 - e^{-\frac{t}{\tau_i}} \right] \right) \sigma_0 = J(t) \sigma_0 \quad \text{Equation 3. 6}$$

Avec $J_0 = \frac{1}{E}$ la compliance obtenue au temps $t = t_0$, J_i la complaisance du ressort du i^{ème}

composant du modèle de Kelvin-Voigt et τ_i le temps de retard discret définit par le rapport $\frac{\eta_i}{E_i}$

du i^{ème} composant du modèle.

III.2. 3 Discrétisation du modèle généralisé de Maxwell et de Kelvin-Voigt en séries de Prony

Les codes de calcul éléments finis tels qu'ANSYS [84] et ABAQUS [85] proposent des lois de comportement de type Maxwell généralisé. La relation constitutive de ce modèle est basée sur une discrétisation en séries de Prony.

A partir de l'équation 3.4 et lorsque le temps est égal à zéro, le module d'élasticité initial peut se donner par l'équation :

$$E_0 = E_\infty + \sum_{i=1}^n E_i \quad \text{Equation 3. 7}$$

La fonction de retard exprimée par l'équation 3.4 s'écrit alors sous la forme :

$$E_R = E_0 \left(\alpha_\infty + \sum_{i=1}^n \alpha_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \right) \quad \text{Equation 3. 8}$$

$$\text{Avec } \alpha_\infty = \frac{E_\infty}{E_0}, \alpha_i = \frac{E_i}{E_0} \text{ et } \alpha_\infty + \sum_{i=1}^n \alpha_i \leq 1$$

La série de Prony est proposée sous les deux formes suivantes qui décrivent l'évolution du module de cisaillement, G , et de la compressibilité, K , au cours de temps :

$$G(t) = G_0 \left(\alpha_\infty^G + \sum_{i=1}^n \alpha_i^G e^{-\frac{t}{\tau_i}} \right) \quad \text{Equation 3. 9}$$

$$K(t) = K_0 \left(\alpha_\infty^K + \sum_{i=1}^n \alpha_i^K e^{-\frac{t}{\tau_i}} \right) \quad \text{Equation 3. 10}$$

Dans les deux équations précédentes $G_0 = \frac{E_0}{2(1+\nu)}$ et $K_0 = \frac{E_0}{3(1+2\nu)}$ sont respectivement le module de cisaillement initial et la compressibilité initiale. Ces deux caractéristiques se déterminent à l'infini par les deux équations suivantes :

$$G_\infty = G_0 \left(1 - \sum_{i=1}^n \alpha_i^G \right) \quad \text{Equation 3. 11}$$

$$K_\infty = K_0 \left(1 - \sum_{i=1}^n \alpha_i^K \right) \quad \text{Equation 3. 12}$$

Puisque le coefficient de poisson ν reste inchangé, nous en déduisons donc que $\alpha_i = \alpha_i^G = \alpha_i^K$.

III.2. 4 Modèle rhéologique de Zener

Le modèle viscoélastique linéaire adopté par Abaqus est le modèle de Zener qui est composé d'un ressort et d'un seul élément de Maxwell montés en parallèle (Figure III.5).

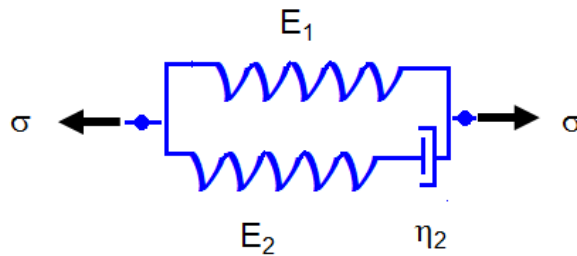


Figure III. 5 : Modèle rhéologique de Zener.

La fonction de relaxation de ce modèle est exprimée par la relation 3.13. Par ailleurs, la compliance peut être exprimée par la relation 3.14.

$$E_R(t) = E_1 + E_2 e^{-\frac{t}{\tau_R}} \quad \text{Equation 3. 13}$$

$$J_C(t) = \left(1 - \frac{E_2}{E_1 + E_2} e^{-\frac{t}{\tau_R}} \right) \frac{1}{E_1} \quad \text{Equation 3. 14}$$

L'analogie entre la compliance donnée par l'équation 3.14 et la compliance du modèle rhéologique exprimée par la relation 2.65 est représentée dans le tableau III.1

Variable	Modèle de Zener	Présent travail
Compliance	Equation 3.14 $J_C(t) = \left(1 - \frac{E_2}{E_1 + E_2} e^{-\frac{t}{\tau_R}}\right) \frac{1}{E_1}$	Equation 2.65 $J_C(t) = \frac{1}{E_{cm}} \left[1 + \varphi_{0,modif} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}\right)\right]$ <p>Avec</p> $\varphi_{0,modif} = 5.7 \left[\frac{S}{S+G}\right]^2 \varphi_{0,EC2}$
$t = 0$	$E_0 = E_1 + E_2$	$E_0 = E_{cm}$
$t = \infty$	$J_C(t) = \frac{1}{E_1}$	$J_C(t) = \frac{1 + \varphi_{0,modif}}{E_{cm}}$
Temps de relaxation	$\tau_R = \frac{\eta_2}{E_2}$	$\tau = 0,67 \beta_{modif}$ <p>Avec</p> $\beta_{h,Modif} = 1.5 \left[1 + (0.012RH)^{18}\right] h_0 + mf_{cm}^3$

Tableau III. 1 : Comparaison entre le modèle de Zener et le modèle exponentiel du présent travail.

La comparaison entre les paramètres récapitulés dans le tableau III.1 permet de montrer que :

$$E_1 = \frac{E_{cm}}{1 + \varphi_{0,modif}}$$

$$E_2 = E_{cm} \frac{\varphi_{0,modif}}{1 + \varphi_{0,modif}}$$

Equation 3. 15

Pour la modélisation viscoélastique dans Abaqus, nous utilisons le module du cisaillement et la compressibilité développée sous la forme des séries de Prony. Si l'on se base sur le modèle de Zener, ces deux propriétés s'écrivent sous la forme suivante qui est dérivée des équations 3.9 et 3.10:

$$G(t) = G_\infty + G_1 e^{-\frac{t}{\tau_G}}$$

$$K(t) = K_\infty + K_1 e^{-\frac{t}{\tau_K}}$$

Equation 3. 16

A l'aide des équations 3.11 et 3.12 l'équation 3.16 peut être exprimée sous la nouvelle forme suivante:

$$\begin{aligned}
 G(t) &= G_0 \left(1 - \alpha_1^G (1 - e^{-\frac{t}{\tau_G}}) \right) \\
 K(t) &= K_0 \left(1 - \alpha_1^K (1 - e^{-\frac{t}{\tau_G}}) \right)
 \end{aligned}$$

Equation 3. 17

Avec $\alpha_1^G = \frac{G_1}{G_0}$ et $\alpha_1^K = \frac{K_1}{K_0}$. G_1 et K_1 se déterminent de l'équation 3.16 à l'instant $t = 0$

et se donnent par $G_1 = G_0 - G_\infty$ et $K_1 = K_0 - K_\infty$.

En utilisant l'équation 2.65, les modules du cisaillement se calculent par l'expression 3.18.

$$\begin{aligned}
 G_0 &= \frac{E_{cm}}{2(1+\nu)} \\
 G_\infty &= \frac{E_{cm}}{2(1+\varphi_{0,modif})(1+\nu)} \\
 G_1 &= \frac{E_{cm}\varphi_{0,modif}}{2(1+\varphi_{0,modif})(1+\nu)}
 \end{aligned}$$

Equation 3. 18

De la même façon, les compressibilités se donnent par l'équation 3.19.

$$\begin{aligned}
 K_0 &= \frac{E_{cm}}{3(1-2\nu)} \\
 K_\infty &= \frac{E_{cm}}{3(1+\varphi_{0,modif})(1-2\nu)} \\
 K_1 &= \frac{E_{cm}\varphi_{0,modif}}{3(1+\varphi_{0,modif})(1-2\nu)}
 \end{aligned}$$

Equation 3. 19

Pour les matériaux incompressibles ou ceux pour lesquels la variation de la compressibilité est négligeable au cours du fluage, les modules du cisaillement se calculent par l'équation 3.20.

$$\begin{aligned}
 G_0 &= \frac{3K_0(E_1 + E_2)}{9K_0 - (E_1 + E_2)} \\
 G_\infty &= \frac{3K_0E_1}{9K_0 - E_1} \\
 G_1 &= G_0 - G_\infty
 \end{aligned}$$

Equation 3. 20

Pour un essai de fluage, le temps de relaxation se donne par la formule 3.21 :

$$\tau_1^G = \frac{9K_0 - E_1 - E_2}{9K_0 - E_1} \frac{0,67\beta_{h-modif}}{1 + \frac{E_2}{E_1}} \quad \text{Equation 3. 21}$$

Les paramètres des séries de prony ainsi que les temps de relaxation peuvent se calculer automatiques dans l'environnement ANSYS par un algorithme de régression linéaire à partir des valeurs expérimentales ou analytiques de G et de K .

III. 3 Modélisation numérique du comportement à long terme

L'objectif de cette modélisation est de valider les modèles analytiques proposés dans le cadre du présent travail et de généraliser par la suite ces modèles aux essais de fluage en flexion. Pour ce faire, les codes de calcul ANSYS Student et Abaqus student ont été utilisés. La version étudiante d'ANSYS est limitée à 3000 nœuds tandis que celle d'Abaqus est limitée à 1000 mais les deux restent suffisantes pour atteindre les objectifs fixés dans cette partie de la thèse.

Les éprouvettes ont été modélisées dans ANSYS en utilisant l'élément finis SOLID185 qui est utilisé pour la modélisation tridimensionnelle des structures solides. L'élément est constitué de 8 nœuds ayant chacun trois degrés de liberté : translations dans les directions X, Y, Z. L'élément est adapté pour la modélisation des déformations plastiques, de l'écrouissage ainsi que des grandes déformations. Pour la modélisation à l'aide d'Abaqus l'élément C3D8, qui est identique à l'élément SOLID185, a été utilisé.

Afin de pouvoir simuler le comportement à long terme avec les versions limitées de ces codes de calcul tout en gardant un niveau de précision assez élevé, un quart des éprouvettes étudiés a été modélisé en considérant la symétrie des corps d'épreuve.

III.3. 1 Modélisation du fluage en compression

Une éprouvette cylindrique 15x30 cm fabriquée d'un béton de granulats naturels a été sélectionnée de l'étude de Fathifazl et al [49]. La formulation ainsi que les caractéristiques mécaniques du matériau utilisé sont récapitulées dans le Tableau III.2. Nous rappelons que le test du fluage a été effectué pendant 311 jours dans une ambiance contrôlée à 50% HR et une température de 23°C avec un niveau de contrainte représentant 40% de la résistance à la compression soit 14,1 MPa.

Référence du matériau	CL
E/C	0,64
Eau (kg/m ³)	193
Ciment (kg/m ³)	430
Sable (kg/m ³)	808
Gravier naturelle (kg/m ³)	835
Gravier recyclé (kg/m ³)	0
Superplastifiant (kg/m ³)	0
Γ_m	0
Vpate (m ³)	0,329
f _{cm} (MPa)	35,2
E _{cm} (GPa)	30,3

Tableau III. 2 : Formulation et caractéristique du béton sélectionné de l'étude de Fathifazl [49].

Pour le quart de l'éprouvette, le rayon a été discrétisé en 7 nœuds, l'arc en 9 nœuds et la hauteur en 31 nœuds ce qui fait au total 960 éléments. Les modèles ont été encastres sur la face inférieure et les conditions des symétries ont été appliquées sur les surfaces planes. Enfin une pression de 14.1 a été appliquée sur la surface supérieure. Les paramètres nécessaires pour le calcul du coefficient de fluage et les coefficients des séries de Prony sont regroupés dans le Tableau III.3.

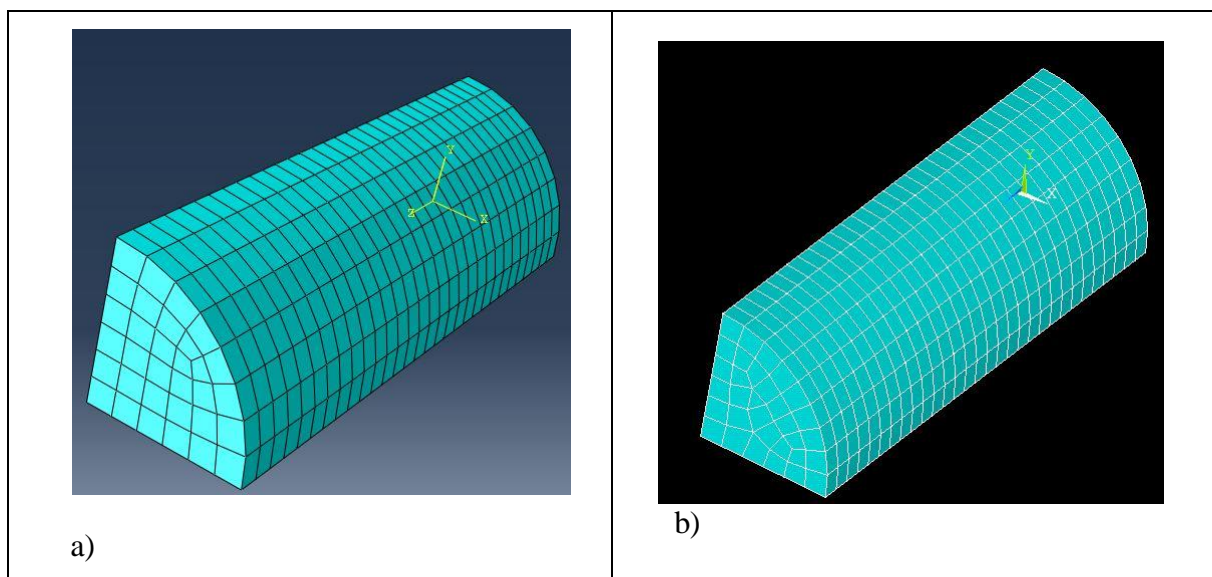


Figure III. 6 : Maillage éléments finis dans a) Abaqus, b) Ansys.

$\varphi_{0,EC2}$ (Equation 2. 7)	2,94
$S/(S+G)$	0,49
$\beta_{H-modif}$ (Equation 2. 56)	145
$\varphi_{0,modif}$ (Equation 2. 55)	$\varphi_{0,modif} = 5,7 \left(\frac{S}{S+G} \right)^2 \varphi_{0,EC2} = 5,7 \times 0,49^2 \times 2,94 = 4,02$
E_1 (Equation 3. 15)	$E_1 (MPa) = \frac{E_{cm}}{1 + \varphi_{modif}} = \frac{30300}{1 + 4,02} = 6060$
E_2 (Equation 3. 15)	$E_2 (MPa) = \frac{\varphi_{modif} E_{cm}}{1 + \varphi_{modif}} = \frac{4,02 \times 30300}{1 + 4,02} = 24240$
K_0 (Equation 3.19)	$K_0 (MPa) = \frac{E_{cm}}{3(1-2\nu)} = \frac{30300}{3(1-2 \times 0,2)} = 16833$
G_0 (Equation 3.20)	$G_0 (MPa) = \frac{3K_0(E_1 + E_2)}{9K_0 - (E_1 + E_2)} = \frac{3 \times 16833 \times (6060 + 24240)}{9 \times 16833 - (6060 + 24240)} = 12625$
G_∞ (Equation 3.20)	$G_\infty (MPa) = \frac{3K_0 E_1}{9K_0 - E_1} = \frac{3 \times 16833 \times 6060}{9 \times 16833 - 6060} = 2104$
τ_1^G (Equation 3.21)	$\tau_1^G = 16,2 (jour)$
Coefficient de Prony α_1^G	$\alpha_1^G = 1 - \frac{G_\infty}{G_1} = 0,83$

Tableau III. 3 : Coefficients du fluage et de Prony pour le béton de Fathifazl [49].

Après la définition du modèle géométrique dans les deux codes, les propriétés élastiques et viscoélastiques ont été introduites. Il est à noter que lorsqu'on utilise un seul terme des séries de Prony nous pouvons entrer seulement le module du cisaillement et saisir zéro pour la compressibilité. La définition du chargement se fait en deux pas, le premier est purement statique et instantané alors que le deuxième est viscoélastique pour le calcul des déformations différées. Enfin, un solveur basé sur la méthode de Newton-Raphson a été choisi pour la résolution du système d'équations non linéaire dans les deux codes. Un exemple de la modélisation dans chaque environnement est donné dans l'Annexe D.

La figure III.7 représente une comparaison entre les résultats de l'essai conjointement avec les résultats numériques et ceux du modèle de l'EC2 modifié (Equation 2. 58) et du modèle exponentiel (Equation 2. 65). Nous observons que le modèle de l'EC2 modifié reste le plus adéquat pour reproduire les résultats expérimentaux. Quant aux résultats numériques, ils sont proches des résultats du modèle exponentiel puisque les paramètres de Prony ont été optimisés de celui-ci. Par ailleurs, les résultats d'Abaqus sont plus proches aux résultats analytiques de ce modèle par rapport à ANSYS.

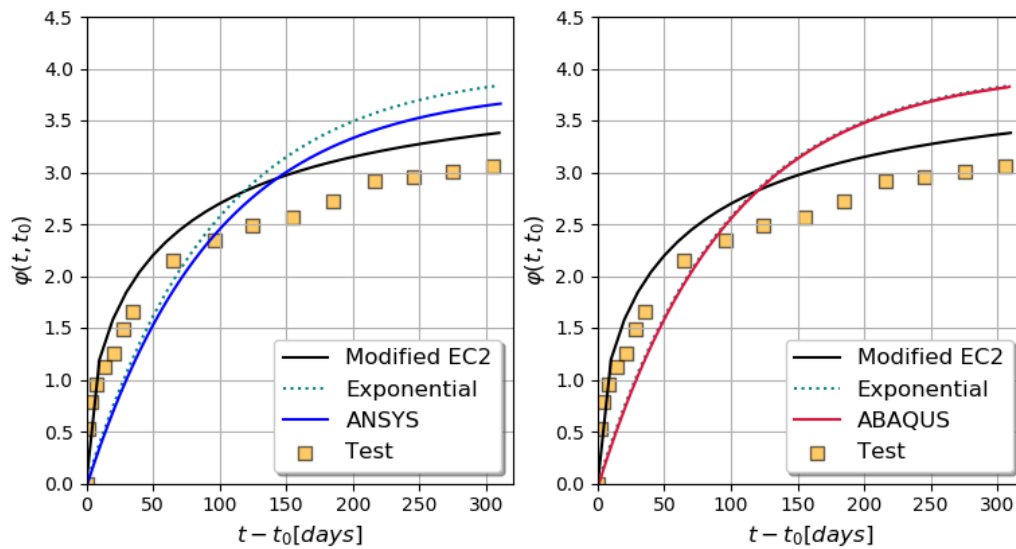


Figure III. 7 : Résultats expérimentaux, analytiques et numériques de l'essai de Fathifazl [49].

III.3. 2 Modélisation du fluage en flexion

L'objectif de cette partie est d'étudier la possibilité de généraliser les modèles développés dans le cadre de cette thèse pour la prédiction du comportement différé du béton de granulats recyclés en flexion. Pour atteindre cet objectif, les essais de Guo [52] sur les poutres 10x20x80 cm non entaillées ont été modélisés (voir I.4. 4). Nous rappelons que ces poutres ont été fabriquées d'un béton C25/30 de référence et deux formulations avec 30% et 100% de gravillons recyclés. Les poutres ont été testées en flexion 3 points sous l'effet d'une charge constante de 500 kg (5000 N) représentant 40% de leurs résistances à la flexion. Les formulations ainsi que les caractéristiques mécaniques des matériaux étudiés sont récapitulées dans le Tableau III.4.

Le Tableau III.5 regroupe les coefficients de fluage et ceux des séries de Prony pour les bétons retenus de la thèse de Guo. Nous observons que lorsque le taux de substitution augmente le temps de relaxation, τ_1^G , diminue tandis que le coefficient de Prony, α_1^G , augmente. La diminution du temps de relaxation en même temps que la diminution du module d'élasticité traduit une baisse de la viscosité de l'amortisseur du modèle de Zener (Tableau III.5).

Reference	B-N-N	B-N-30R	B-N-100R
E/C	0,64	0,65	0,65
Eau (kg/m ³)	180	185	189
Ciment (kg/m ³)	270	276	282
Sable 0/4 mm (kg/m ³)	780	813	806
Gravier 6,3/20 mm (kg/m ³)	820	462	0
Gravier 4/10 mm (kg/m ³)	267	228	0
Gravier recyclé 10/20 mm (kg/m ³)	0	296	701
Gravier recyclé 4/10 mm (kg/m ³)	0	0	163
Filler Calcaire (kg/m ³)	45	31	31
Superplastifiant (kg/m ³)	1,31	1,51	1,4
Γ_m	0	0,18	0,52
Vpate (m ³)	0,284	0,286	0,291
f_{cm} (MPa)	28,1	26,7	25,2
E_{cm} (GPa)	34,8	31,8	28,1
f_{ctm} (MPa)	2,48	2,46	2,4

Tableau III. 4 : Formulation et caractéristique du béton sélectionné de l'étude de Guo[52].

	B-N-N	B-N-30R	B-N-100R
φ_{0_EC2} (Equation 2. 7)	3,46	3,55	3,65
S/(S+G)	0.42	0,45	0,48
β_{H_modif} (Equation 2. 56)	117	114	112
φ_{0_modif} (Equation 2. 55)	3,44	4,35	5,68
E_1 (Equation 3. 15)	7830	5942	4212
E_2 (Equation 3. 15)	26935	25848	23923
K_0 (Equation 3.19)	19314	176614	15631
G_0 (Equation 3.20)	144854	13246	11723
G_∞ (Equation 3.20)	27334	2058	1447
τ_1^G (Equation 3.21)	14,8	11,86	9,26
Coefficient de Prony α_1^G	0,81	0,84	0.88
Viscosité η_2 (MPa.jour) = $\tau_1^G \times E_{cm}$	$5,14 \times 10^5$	$3,77 \times 10^5$	$2,61 \times 10^5$

Tableau III. 5 : Coefficients du fluage et de Prony pour les bétons de Guo [52].

Un quart de la poutre représentée sur la Figure III.8a a été modélisé dans Abaqus et ANSYS respectivement. Un bloc du béton de 50x200x400 mm a été discrétisé en 4x10x20 éléments respectivement avec un cylindre métallique représentant l'appui et un demi-cylindre

pour le bâti du chargement. Les conditions de symétrie et de limites ont été appliquées sur le modèle avec la charge totale de l'essai répartie sur les cinq nœuds du bâti.

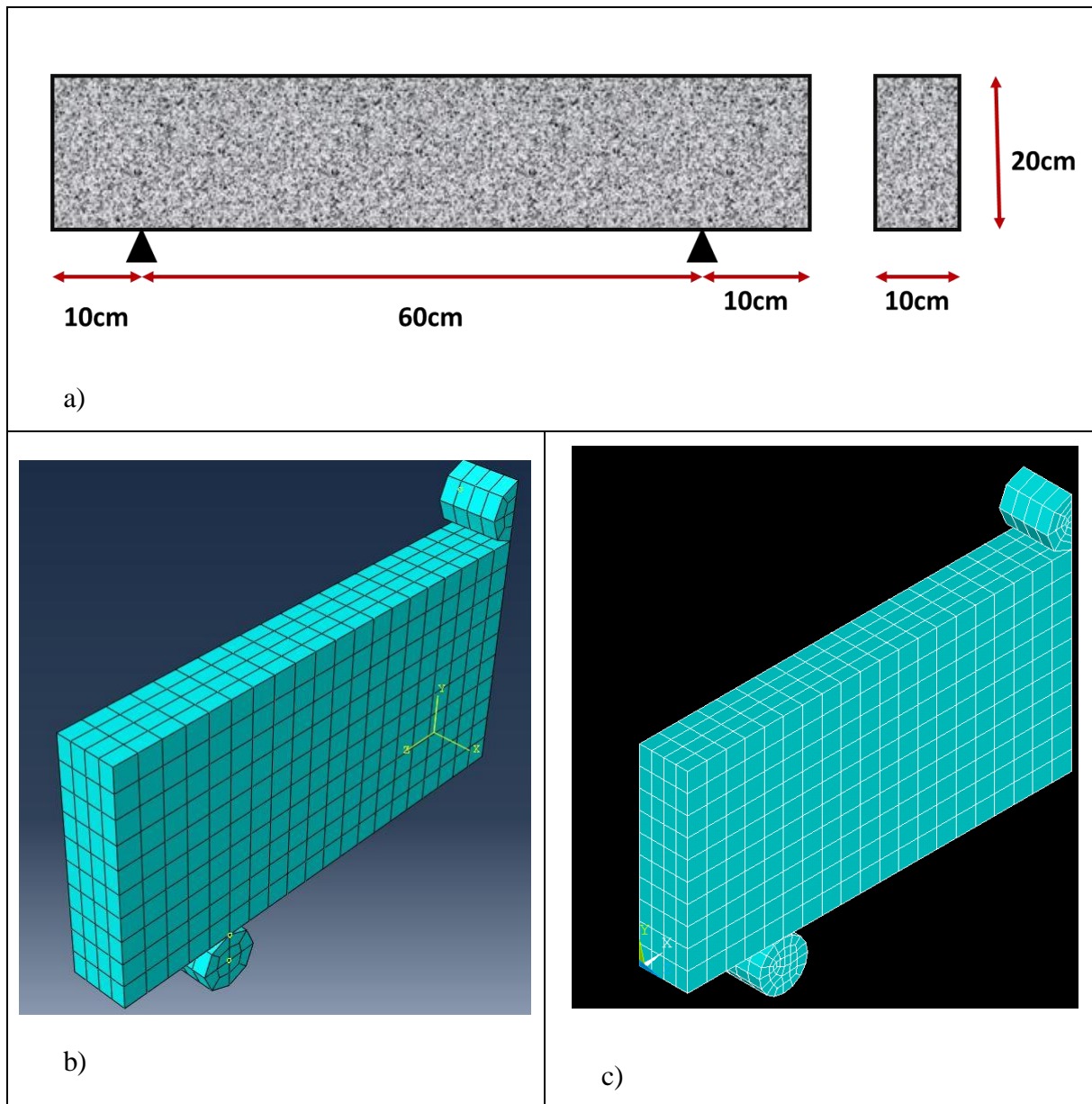


Figure III. 8 : a) Dimensions des poutres étudiées [52], b) maillage Abaqus, c) maillage ANSYS.

Les flèches expérimentales ont été calculées à partir des compliances expérimentales et à partir de l'expression suivante qui donne la flèche d'une poutre isostatique chargée ponctuellement en son milieu.

$$\Delta(t) = \frac{PL^3}{48E_c(t)I}$$

Equation 3. 22

Où:

P est la charge appliquée

L est la travée

I est le moment quadratique d'inertie.

Le coefficient du fluage se détermine à l'instant t comme suit :

$$E_c(t) = \frac{E_c(t_0)}{1 + \phi(t, t_0)} \quad \text{Equation 3. 23}$$

Les déplacements différés expérimentaux, numériques et analytiques sont représentés sur la Figure III.9. On s'aperçoit que les déplacements numériques sont légèrement supérieurs aux déplacements expérimentaux vers la fin du test. Quant aux résultats analytiques, le modèle de l'EC2 modifié reste plus adéquat que le modèle exponentiel pour la modélisation du comportement différé en flexion. Par ailleurs, les résultats analytiques sont inférieurs aux résultats de l'expérience vers la fin de l'essai.

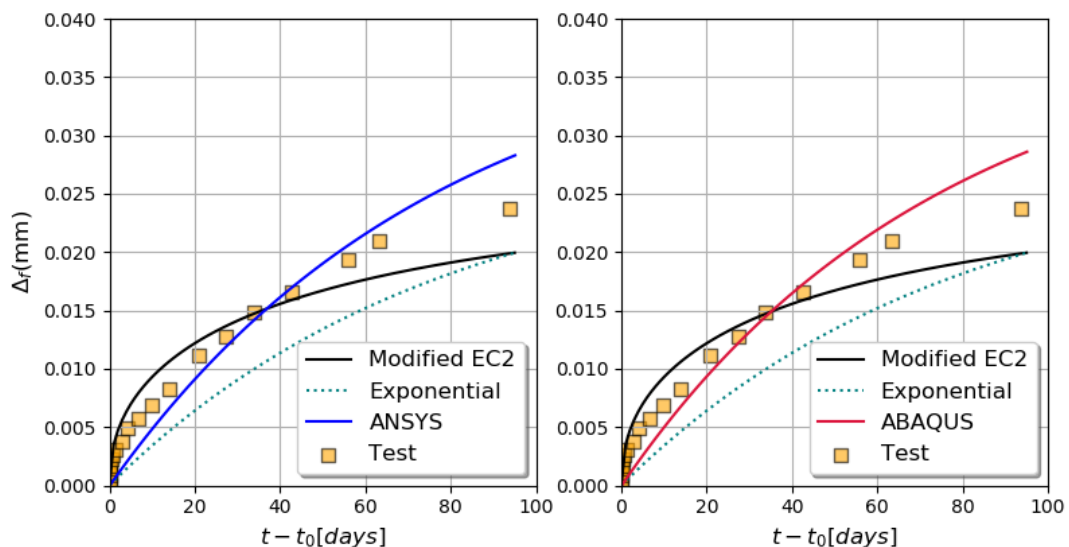


Figure III. 9 : Résultats expérimentaux, analytiques et numériques du béton B-N-N [52].

La figure III.10 représente une comparaison entre les résultats expérimentaux, numériques et analytiques des bétons incorporant des granulats recyclés. Sur cette figure les résultats d'ANSYS ne sont pas illustrés puisqu'ils sont identiques aux résultats d'Abaqus. Nous remarquons sur cette figure que les résultats numériques ne sont pas en accord avec les résultats

des essais et ceci peut s'expliquer par le fait qu'un seul terme dans les séries de Prony ne suffit pas pour modéliser le comportement viscoélastique des bétons recyclés. Nous remarquons également que le modèle l'EC2 modifié reste plus adéquat pour la prédiction du comportement différé du béton. Quant au modèle exponentiel, il est le moins convenable pour modéliser le fluage du béton incorporant des granulats recyclés.

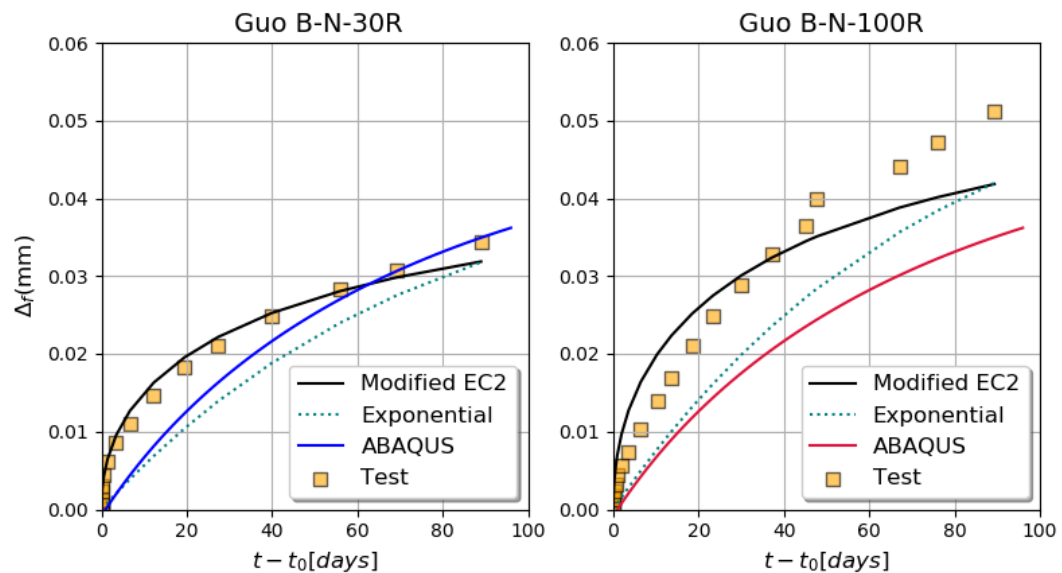


Figure III. 10 : Résultats expérimentaux, analytiques et numériques des bétons recyclés [52].

CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES

Ce travail de recherche a porté sur la modélisation analytique et viscoélastique du béton de granulats recyclés. L'objectif de ce travail a été, dans un premier temps, de réaliser une étude comparative des modèles de prédiction proposés dans les normes de dimensionnement (EC2, fib MC 2010, ACI) afin de déterminer leur aptitude à prédire le comportement viscoélastique du béton et d'apporter ensuite les modifications nécessaires permettant leur extension au béton de granulats recyclés. Pour atteindre cet objectif, une base de données comprenant 73 formulations de béton de granulats naturels et 48 mélanges de bétons des granulats recyclés a été constituée dans ce travail sur la base des études disponibles dans la littérature. Cette base de données, malgré le nombre de points réduit par rapport aux autres bases de données, considère non seulement le coefficient de fluage final mais toutes les courbes de fluage fournies dans les références sélectionnées. Nous tenons également à rappeler qu'un programme expérimental a été mis en place pour réaliser de essais du fluage sur les bétons élaborés dans le cadre du PN RECYBETON et de l'ANR ECOREB et enrichir la base de données mais certains problèmes hors de notre volonté, tels que la situation sanitaire mondiale, nous ont empêché de finir la campagne expérimentale et d'exploiter ces résultats. Le plan expérimental qui a été fixé inclut des tests de fluage en compression en condition endogène et en dessiccation à plusieurs niveaux de chargement par rapport à la charge de rupture.

L'EC2 et l'ACI proposent des modèles empiriques établis de la même manière pour prédire le fluage total du béton. Les propriétés de fluage sont généralement déterminées en mesurant le coefficient de fluage, noté φ , en fonction du temps, t , et de l'âge du béton au moment du chargement, t_0 . Ce coefficient est le produit d'un coefficient de fluage conventionnel, φ_0 , par une fonction temporelle de type puissance. Quant au modèle fib MC2010, le coefficient de fluage est la somme du coefficient de fluage propre et celui du fluage de dessiccation. La comparaison entre les valeurs expérimentales et prédites montre une dispersion significative en termes de coefficient de fluage. Néanmoins, l'EC2 reste la norme la plus appropriée pour estimer le fluage tant pour les bétons naturels que pour les bétons recyclés par rapport à l'ACI et à la fib MC2010. Pour cette raison, l'EC2 a été choisie comme modèle de référence pour proposer les modifications appropriées. A partir de la forme générale de la loi phénoménologique de l'EC2 et en se basant sur les résultats obtenus par plusieurs approches d'optimisation sur les bétons des granulats naturels, des nouvelles expressions ont été proposées pour le calcul du coefficient de fluage conventionnel φ_0 , ainsi que le coefficient β_h qui intervient

dans la qualification de la fonction temporelle du vieillissement. La puissance de cette fonction a été modifiée de 0,3 à 0,44. La puissance de la fonction du vieillissement du modèle de l'ACI a été identifiée et une valeur de 1,2 a été trouvée. Avec toutes ces modifications, la corrélation entre les valeurs expérimentales et prédites est améliorée pour les deux modèles EC2 et ACI.

Afin de considérer la présence des granulats recyclés dans le béton, le terme $(1 + 0.33\Gamma_m)$ a été introduit dans les expressions modifiées avec Γ_m le taux de remplacement équivalent, qui représente la masse des granulats recyclés par rapport à la masse du squelette granulaire. Un modèle rhéologique basé sur le modèle de Kevin-Voigt a été également développé. En adoptant les expressions modifiées de $\varphi_{0,EXP}$ et de β_h , un temps du fluage, $\tau=0,67\beta_h$ a été trouvé. Le modèle rhéologique est étendu aux bétons des granulats recyclés en introduisant le terme correctif $(1 + 0.33\Gamma_m)$.

La troisième partie de ce mémoire propose une modélisation numérique viscoélastique du fluage. Le modèle rhéologique choisi pour décrire les phénomènes observés est le modèle de Zener qui est constitué d'un ressort et d'un élément de Maxwell montés en parallèles. Les paramètres de ce modèle ont été identifiés par une approche analogique avec le modèle de Kevin-Voigt développé dans le deuxième chapitre. Le modèle de Zener a été ensuite discrétisé sous la forme des séries de Prony avec un seul terme afin de permettre la modélisation du fluage à l'aide des codes de calcul ANSYS et Abaqus. Cette modélisation a permis la validation du modèle de Kelvin-Voigt développé pour des essais du fluage en compression ainsi que l'extension de celui-ci pour décrire le comportement différé en flexion. L'application de l'approche viscoélastique pour les bétons des granulats recyclés a montré que la modélisation du fluage nécessite le développement des séries de Prony avec plusieurs termes.

Ce travail ouvre des perspectives et des voies d'investigations complémentaires afin de préciser les mécanismes à l'origine de l'amplification des déformations du fluage des bétons recyclés. Il est indispensable d'alimenter les modèles prédictifs, développés dans le cadre de cette thèse, avec des valeurs supplémentaires. L'objectif est d'améliorer la précision des relations empiriques qui concourent à la prédiction du fluage des bétons tant naturels que recyclés.

Des essais de fluage en compression sous plusieurs niveaux de chargement et à différents âges sont envisageables. Ces essais permettront de mieux cerner l'effet des granulats recyclés sur le comportement différé et de mieux étudier l'interaction entre fluage et endommagement

et permettront de compléter les informations obtenues à l'aide des essais du fluage en flexion. L'ensemble des résultats permettra d'élaborer un modèle visco-elasto-plastique avec endommagement.

Des essais du fluage sur des éléments de structures tels que des poutres en béton et en béton armé recyclé sont indispensables. Ces essais permettront de valider les modèles analytiques à la fois en compression et en traction. Du point de vue de la modélisation, les simulations numériques permettent d'étudier les phénomènes couplés endommagement-fluage ainsi que leurs effets sur la durabilité des éléments de structures.

REFERENCES

- [1] UNPG, Union nationale des producteurs de granulats, (2015). <https://www.unpg.fr>.
- [2] François DE LARRARD, Horacio COLINA, eds., *Le béton recyclé*, Ifsttar, 2018.
- [3] PN RECYBETON, *Le recyclage complet du béton*, (2012). <https://www.pnrecybeton.fr/>.
- [4] ECOREB, *ECO-construction par le REcyclage du Béton dans le béton*, (2013). <https://anr.fr/Projet-ANR-12-VBDU-0003>.
- [5] Minh-Duc Nguyen, *Performances mécaniques des bétons incorporant des granulats recyclés et applicabilité des normes de dimensionnement*, Université de Cergy-Pontoise, France, 2017.
- [6] E. Ghorbel, G. Wardeh, H. Fares, Mechanical and fracture properties of recycled aggregate concrete in design codes and empirical models, *Struct. Concr.* 20 (2019) 2156–2170. doi:10.1002/suco.201800335.
- [7] Mirian Quebaud, *Caractérisation des granulats recyclés, étude de la composition et du comportement de bétons incluant ces granulats*, Université d'Artois, Lille-France, 1996.
- [8] C. Molin, K. Larsson, H. Arvidsson, Quality of reused crushed concrete strength, contamination and crushing technique., in: *Use Recycl. Mater. Build. Struct.*, RILEM, Barcelone, 2004: pp. 150–155.
- [9] C. Cimpelli, M. Lefort, *Guide technique pour l'utilisation des matériaux régionaux d'Ile-de-France : les bétons et produits de démolition recyclés.*, 1996.
- [10] M.S. de Juan, P.A. Gutiérrez, Study on the influence of attached mortar content on the properties of recycled concrete aggregate, *Constr. Build. Mater.* 23 (2009) 872–877. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2008.04.012>.
- [11] S. Nagataki, A. Gokce, T. Saeki, M. Hisada, Assessment of recycling process induced damage sensitivity of recycled concrete aggregates, *Cem. Concr. Res.* 34 (2004) 965–971. doi:<https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2003.11.008>.
- [12] T.C.H. and E. Boegh, *Elasticity and Drying Shrinkage Concrete of Recycled-Aggregate*,

- ACI J. Proc. 82 (n.d.). doi:10.14359/10374.
- [13] C.S. Poon, S.C. Kou, L. Lam, Use of recycled aggregates in molded concrete bricks and blocks, *Constr. Build. Mater.* 16 (2002) 281–289. doi:[https://doi.org/10.1016/S0950-0618\(02\)00019-3](https://doi.org/10.1016/S0950-0618(02)00019-3).
- [14] T.C. Hansen, *Recycling of Demolished Concrete and Masonry*, Oxfordshire: Taylor and Francis, 1992.
- [15] R. Sri Ravindrarajah, C.T. Tam, Properties of concrete made with crushed concrete as coarse aggregate, in: *ICE Themes Recycl. Aggregates Use Concr.*, ICE Publishing, 2019: pp. 87–104. doi:[doi:10.1680/icetra.64638.087](https://doi.org/10.1680/icetra.64638.087).
- [16] S. Omary, E. Ghorbel, G. Wardeh, Relationships between recycled concrete aggregates characteristics and recycled aggregates concretes properties, *Constr. Build. Mater.* 108 (2016) 163–174. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.01.042>.
- [17] G. Wardeh, E. Ghorbel, H. Gomart, Mix Design and Properties of Recycled Aggregate Concretes: Applicability of Eurocode 2, *Int. J. Concr. Struct. Mater.* 9 (2015) 1–20. doi:[10.1007/s40069-014-0087-y](https://doi.org/10.1007/s40069-014-0087-y).
- [18] İ.B. Topçu, S. Şengel, Properties of concretes produced with waste concrete aggregate, *Cem. Concr. Res.* 34 (2004) 1307–1312. doi:<https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2003.12.019>.
- [19] S.-C. Kou, C.-S. Poon, Properties of concrete prepared with crushed fine stone, furnace bottom ash and fine recycled aggregate as fine aggregates, *Constr. Build. Mater.* 23 (2009) 2877–2886. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2009.02.009>.
- [20] L. Evangelista, J. de Brito, Mechanical behaviour of concrete made with fine recycled concrete aggregates, *Cem. Concr. Compos.* 29 (2007) 397–401. doi:<https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2006.12.004>.
- [21] M. Casuccio, M.C. Torrijos, G. Giaccio, R. Zerbino, Failure mechanism of recycled aggregate concrete, *Constr. Build. Mater.* 22 (2008) 1500–1506. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2007.03.032>.
- [22] M. Etxeberria, A.R. Marí, E. Vázquez, Recycled aggregate concrete as structural

- material, *Mater. Struct.* 40 (2007) 529–541. doi:10.1617/s11527-006-9161-5.
- [23] C. Thomas, J. Setién, J.A. Polanco, P. Alaejos, M. Sánchez de Juan, Durability of recycled aggregate concrete, *Constr. Build. Mater.* 40 (2013) 1054–1065. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.11.106>.
- [24] S.M. Levy, P. Helene, Durability of recycled aggregates concrete: a safe way to sustainable development, *Cem. Concr. Res.* 34 (2004) 1975–1980. doi:<https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2004.02.009>.
- [25] M. Etxeberria, E. Vázquez, A. Marí, M. Barra, Influence of amount of recycled coarse aggregates and production process on properties of recycled aggregate concrete, *Cem. Concr. Res.* 37 (2007) 735–742. doi:<https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2007.02.002>.
- [26] J. Xiao, J. Li, C. Zhang, Mechanical properties of recycled aggregate concrete under uniaxial loading, *Cem. Concr. Res.* 35 (2005) 1187–1194. doi:<https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2004.09.020>.
- [27] Paul Acker, *Comportement mécanique du béton: Apports de l'approche physico-chimique*, 1988.
- [28] P. Acker, F.-J. Ulm, Creep and shrinkage of concrete: physical origins and practical measurements, *Nucl. Eng. Des.* 203 (2001) 143–158. doi:[https://doi.org/10.1016/S0029-5493\(00\)00304-6](https://doi.org/10.1016/S0029-5493(00)00304-6).
- [29] Farid Benboudjema, *Modélisation des déformations différées du béton sous sollicitations biaxiales. Application aux enceintes de confinement de bâtiments réacteurs des centrales nucléaires*, Université de Marne La Vallée, 2005.
- [30] R.S. Ghosh, A hypothesis on mechanism of maturing creep of concrete, *Matériaux Constr.* 6 (1973) 23–27. doi:10.1007/BF02474839.
- [31] B.Z. P., P. Santosh, Solidification Theory for Concrete Creep. I: Formulation, *J. Eng. Mech.* 115 (1989) 1691–1703. doi:10.1061/(ASCE)0733-9399(1989)115:8(1691).
- [32] F.-J. ULM, F. LE MAOU, C. BOULAY, Creep and shrinkage coupling : New review of some evidence, *Rev. Française Génie Civil.* 3 (1999) 21–37.

- [33] Z.P. Bažant, A.B.H.S. Baweja, F.J. Ulm, Microprestress-solidification theory for concrete creep. I: Aging and drying effects, *Civ. Environ. Eng.* 123 (1997) 1188–1194.
- [34] G. Pons, Jean Michel Torrenti, Le retrait et le fluage, in: J.P. Ollivier, A. Vichot (Eds.), *La Durabilité Des Bétons*, Ecole nationale des ponts et chaussées, 2009: pp. 167–216.
- [35] J.J. Brooks, The influence of pore stress on creep of hardened cement paste, in: *Int. Conf. Creep, Shrinkage Durab. Mech. Concr. Other Quasi-Brittle Mater. Creep, Shrinkage Durab. Mech. Concr. Other Quasi-Brittle Mater.*, Cambridge, MA, 2001: pp. 61–66.
- [36] K. Konstantin, Interdependence of Creep and Shrinkage for Concrete under Tension, *J. Mater. Civ. Eng.* 7 (1995) 96–101. doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(1995)7:2(96).
- [37] P.L. Domone, Uniaxial tensile creep and failure of concrete, *Mag. Concr. Res.* 26 (1974) 144–152. doi:10.1680/mac.1974.26.88.144.
- [38] B. Bissonnette, M. Pigeon, Tensile creep at early ages of ordinary, silica fume and fiber reinforced concretes, *Cem. Concr. Res.* 25 (1995) 1075–1085. doi:https://doi.org/10.1016/0008-8846(95)00102-I.
- [39] Wahid LADAOUÏ, Etude expérimentale du comportement Thermo-Hydro-Mécanique à long terme des BHP destinés aux ouvrages de stockage des déchets radioactif, Université Toulouse III - Paul Sabatier, 2010.
- [40] B.Z. P., P. Santosh, Solidification Theory for Concrete Creep. II: Verification and Application, *J. Eng. Mech.* 115 (1989) 1704–1725. doi:10.1061/(ASCE)0733-9399(1989)115:8(1704).
- [41] B.Z. P., C. Gianluca, C. Luigi, Temperature Effect on Concrete Creep Modeled by Microprestress-Solidification Theory, *J. Eng. Mech.* 130 (2004) 691–699. doi:10.1061/(ASCE)0733-9399(2004)130:6(691).
- [42] H.A. Boe, D. Lars, H.P. Freiesleben, Transitional Thermal Creep of Early Age Concrete, *J. Eng. Mech.* 125 (1999) 458–465. doi:10.1061/(ASCE)0733-9399(1999)125:4(458).
- [43] J.-C. Maréchal, Le fluage du béton en fonction de la température, *Matériaux Constr.* 2 (1969) 111–115. doi:10.1007/BF02475098.

- [44] H. WALKER, D. LANE, P. STUTZMAN, *Petrographic Methods of Examining Hardened Concrete: A Petrographic Manual*, 2006.
- [45] Hashim Abdul Razak, *Time Dependent Effects in Reinforced Concrete Sections Subjected to Flexure*, University of Surrey, 1986.
- [46] A.M. Neville, J.J. Brooks, *Concrete Technology*, Prentice Hall, 2010.
- [47] A. Domingo-Cabo, C. Lázaro, F. López-Gayarre, M.A. Serrano-López, P. Serna, J.O. Castaño-Tabares, Creep and shrinkage of recycled aggregate concrete, *Constr. Build. Mater.* 23 (2009) 2545–2553. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2009.02.018>.
- [48] C.-Q. Lye, R.K. Dhir, G.S. Ghataora, H. Li, Creep strain of recycled aggregate concrete, *Constr. Build. Mater.* 102 (2016) 244–259. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.10.181>.
- [49] G. Fathifazl, A. Ghani Razaqpur, O. Burkan Isgor, A. Abbas, B. Fournier, S. Foo, Creep and drying shrinkage characteristics of concrete produced with coarse recycled concrete aggregate, *Cem. Concr. Compos.* 33 (2011) 1026–1037. doi:<https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2011.08.004>.
- [50] Y. Fan, J. Xiao, V.W.Y. Tam, Effect of old attached mortar on the creep of recycled aggregate concrete, *Struct. Concr.* 15 (2014) 169–178. doi:10.1002/suco.201300055.
- [51] J. Xiao, Y. Fan, V.W.Y. Tam, On creep characteristics of cement paste, mortar and recycled aggregate concrete, *Eur. J. Environ. Civ. Eng.* 19 (2015) 1234–1252. doi:10.1080/19648189.2015.1008652.
- [52] Menghuan GUO, *Identifications expérimentale et numérique des micromécanismes liés à la rupture et au fluage dans le béton recyclé*, Ecole centrale de Nantes, 2017.
- [53] S. Seara-Paz, B. González-Fonteboa, F. Martínez-Abella, I. González-Taboada, Time-dependent behaviour of structural concrete made with recycled coarse aggregates. Creep and shrinkage, *Constr. Build. Mater.* 122 (2016) 95–109. doi:10.1016/j.conbuildmat.2016.06.050.
- [54] A.M. Knaack, Y.C. Kurama, Creep and shrinkage of normal-strength concrete with recycled concrete aggregates, *ACI Mater. J.* 112 (2015) 451–462.

doi:10.14359/51687392.

- [55] A. Gholampour, T. Ozbakkaloglu, Time-dependent and long-term mechanical properties of concretes incorporating different grades of coarse recycled concrete aggregates, *Eng. Struct.* 157 (2018) 224–234. doi:<https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2017.12.015>.
- [56] Y. Geng, Y. Wang, J. Chen, Creep behaviour of concrete using recycled coarse aggregates obtained from source concrete with different strengths, *Constr. Build. Mater.* 128 (2016) 199–213. doi:10.1016/j.conbuildmat.2016.10.086.
- [57] Y. Geng, M. Zhao, H. Yang, Y. Wang, Creep model of concrete with recycled coarse and fine aggregates that accounts for creep development trend difference between recycled and natural aggregate concrete, *Cem. Concr. Compos.* 103 (2019) 303–317. doi:10.1016/j.cemconcomp.2019.05.013.
- [58] S. Manzi, C. Mazzotti, M.C. Bignozzi, Short and long-term behavior of structural concrete with recycled concrete aggregate, *Cem. Concr. Compos.* 37 (2013) 312–318. doi:10.1016/j.cemconcomp.2013.01.003.
- [59] K.S. Cong, P.C. Sun, C. Dixon, Influence of Fly Ash as Cement Replacement on the Properties of Recycled Aggregate Concrete, *J. Mater. Civ. Eng.* 19 (2007) 709–717. doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(2007)19:9(709).
- [60] Z. hai He, H. bo Hu, I. Casanova, C. feng Liang, S. gui Du, Effect of shrinkage reducing admixture on creep of recycled aggregate concrete, *Constr. Build. Mater.* 254 (2020) 119312. doi:10.1016/j.conbuildmat.2020.119312.
- [61] Edward G. Nawy, *Prestressed Concrete: A Fundamental Approach*, 5th ed., 2005.
- [62] Z.P.B. and J.-C. Chern, Log Double Power Law for Concrete Creep, *ACI J. Proc.* 82 (n.d.). doi:10.14359/10377.
- [63] CEN, *Eurocode2 : calcul des structures en béton*, Bruxelles, 2004.
- [64] FIB, *Model Code 2010*, 2010.
- [65] ACI 209.2R-08, *Guide for Modeling and Calculating Shrinkage and Creep in Hardened Concrete*, 2008.

- [66] N. Tošić, A. de la Fuente, S. Marinković, Creep of recycled aggregate concrete: Experimental database and creep prediction model according to the fib Model Code 2010, *Constr. Build. Mater.* 195 (2019) 590–599. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.11.048>.
- [67] G.F. and A.G. Razaqpur, Creep Rheological Models for Recycled Aggregate Concrete, *ACI Mater. J.* 110 (n.d.). doi:10.14359/51685526.
- [68] R. V Silva, J. de Brito, R.K. Dhir, Comparative analysis of existing prediction models on the creep behaviour of recycled aggregate concrete, *Eng. Struct.* 100 (2015) 31–42. doi:<https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.06.004>.
- [69] Y. Geng, Y. Wang, J. Chen, Time-dependent behaviour of steel tubular columns filled with recycled coarse aggregate concrete, *J. Constr. Steel Res.* 122 (2016) 455–468. doi:<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.04.009>.
- [70] Z. Pan, S. Meng, Three-level experimental approach for creep and shrinkage of high-strength high-performance concrete, *Eng. Struct.* 120 (2016) 23–36. doi:<https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2016.04.009>.
- [71] A.M. Neville, Creep of concrete as a function of its cement paste content, *Mag. Concr. Res.* 16 (1964) 21–30. doi:10.1680/mac.1964.16.46.21.
- [72] CEB-FIP, CEB-FIP model code 1990: Design code 1994, London, 1994.
- [73] Z.P. Bažant, Sandeep Baweja, Creep and shrinkage prediction model for analysis and design of concrete structures— model B3, *Mater. Struct.* 28 (1995) 357–365. doi:10.1007/BF02473152.
- [74] N.J. Gardner, M.J. Lockman, Design Provisions for Drying Shrinkage and Creep of Normal-Strength Concrete, *ACI Mater. J.* 98 (n.d.). doi:10.14359/10199.
- [75] R.W. Mija H. Hubler and Zdenek P. Bažant, Comprehensive Database for Concrete Creep and Shrinkage: Analysis and Recommendations for Testing and Recording, *ACI Mater. J.* 112 (n.d.). doi:10.14359/51687453.
- [76] Q. Zhao, J. Yu, G. Geng, J. Jiang, X. Liu, Effect of fiber types on creep behavior of concrete, *Constr. Build. Mater.* 105 (2016) 416–422.

- doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.12.149>.
- [77] Z. hai He, L. yuan Li, S. gui Du, Creep analysis of concrete containing rice husk ash, *Cem. Concr. Compos.* 80 (2017) 190–199. doi:10.1016/j.cemconcomp.2017.03.014.
- [78] W.C. Tang, H.Z. Cui, M. Wu, Creep and creep recovery properties of polystyrene aggregate concrete, *Constr. Build. Mater.* 51 (2014) 338–343. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.10.093>.
- [79] M. Tia, N. Hossiney, P. Bekoe, Modulus of elasticity, creep and Shrinkage of concrete, 2009.
- [80] P. Ghodousi, Mohammad Hadi Afshar, Hamed Ketabchi, E. Rasa, Study of Early-Age Creep and Shrinkage of Concrete Containing Iranian Pozzolans: An Experimental Comparative Study, *Sci. Iran.* 16 (2009) 126–137.
- [81] V.V.L.K.R. M. Surya and Parameswaran Lakshmy, Mechanical, Durability, and Time-Dependent Properties of Recycled Aggregate Concrete with Fly Ash, *ACI Mater. J.* 112 (n.d.). doi:10.14359/51687853.
- [82] R.S. Ravindrarajah, C.T. Tam, Properties of concrete made with crushed concrete as coarse aggregate, *Mag Concr Res.* 37 (1985) 29–38.
- [83] S.P.C. Marques, G.J. Creus, *Computational Viscoelasticity*, Springer, 2012.
- [84] ANSYS, Ansys Academic, (n.d.). <https://www.ansys.com/academic/free-student-products>.
- [85] ABAQUS, ABAQUS student, (n.d.). <https://edu.3ds.com/fr/software/abaqus-edition-etudiante>.

Annexe A : Bétons considérés dans le présent travail.

Annexe A : Bétons considérés dans le présent travail.N°	Etude	Reference	E/C	E/L	Type de ciment	Ciment (kg)	Cendres V. (kg)	Scories (kg)	Filler Calcaire (kg)	Fume Silice (kg)	Eau (kg)	Sable		Gravier		S/(S+G)	Vpâte (m ³)	W.A. granulats (%)	
												Masse (kg)	W.A. (%)	Masse (kg)	W.A. (%)				
1	Recybeton, France (2016)	C40-0R-0R	0,59	0,49	CEM II/A-L 42.5 N	299	-	-	58	-	175	771	0,87	1074	0,56	0,440	0,334	0,69	
2	Domingo Cabo, Espagne (2009)	C40-0	0,50	0,50	CEM I 42.5 N/SR	380	-	-	-	-	190	714	3,22	1004	1,42	0,433	0,330	2,17	
3	Shi Cong Kou, Chine (2007)	R0	0,55	0,55	Portland Type I (28)	410	-	-	-	-	225	642	1,50	1048	1,11	0,373	0,362	1,26	
		R0F25	0,73	0,55	Portland Type I (28)	308	102,5	-	-	-	225	611	1,50	1048	1,11	0,361	0,374	1,25	
4	Yue Geng, Chine (2016)	NAC-0,60	0,60	0,60	Portland Type I (28)	300	-	-	-	-	180	710	3,45	1240	0,50	0,386	0,275	1,57	
		NAC-0,45	0,45	0,45	Portland Type I (28)	400	-	-	-	-	180	670	3,45	1180	0,50	0,384	0,306	1,57	
		NAC-0,30	0,30	0,30	Portland Type I (28)	600	-	-	-	-	180	610	3,45	1080	0,50	0,383	0,369	1,56	
5	Adam M, Knaack, EEUU (2015)	NA-CL	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	-	-	150	676	1,39	1138	0,74	0,546	0,522	0,98	
		NA-CL	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	-	-	150	676	1,39	1138	0,74	0,546	0,522	0,98	
6	Sriravindrarajah Rasiah, Sidney (1985)	H	0,51	0,51	Portland Type I (28)	375	-	-	-	-	190	815	1,50	995	0,30	0,425	0,290	0,84	
		M	0,60	0,60	Portland Type I (28)	315	-	-	-	-	190	885	1,50	980	0,30	0,451	0,274	0,87	
		L	0,73	0,73	Portland Type I (28)	260	-	-	-	-	190	1000	1,50	925	0,30	0,494	0,251	0,92	
7	A. Gholampour, Australie (2017)	NC	0,50	0,50	Portland Type I (28)	350	-	-	-	-	175	720	0,40	1080	2,0	0,400	0,332	1,36	
		HC	0,29	0,27	Portland Type I (28)	437	-	-	-	38	128	730	0,40	1095	2,0	0,400	0,331	1,36	
8	Surya Maruthupandian, Inde (2015)	NAC	0,40	0,40	Portland Type I (28)	410	-	-	-	-	164	706	0,90	1172	0,42	0,371	0,303	0,60	
9	G. Fathifazl, Canada (2011)	CL	0,45	0,45	Portland Type I (28)	430	-	-	-	-	193	808	0,54	835	0,34	0,489	0,401	0,44	
		CG	0,45	0,45	Portland Type I (28)	424	-	-	-	-	191	763	0,54	900	0,89	0,456	0,394	0,73	
10	Mang Tia, EEUU (2005)	Mix-1	0,30	0,24	Portland Type I (28)	475	119	-	-	-	140	553	0,50	996	3,03	0,332	0,368	2,13	
			0,30	0,24	Portland Type I (28)	475	119	-	-	-	140	553	0,50	996	3,03	0,332	0,368	2,13	
			0,30	0,24	Portland Type I (28)	475	119	-	-	-	140	553	0,50	996	3,03	0,332	0,368	2,13	
		Mix-2	0,39	0,31	Portland Type I (28)	357	89	-	-	-	140	565	0,50	735	6,60	0,408	0,474	3,95	
			0,39	0,31	Portland Type I (28)	357	89	-	-	-	140	565	0,50	735	6,60	0,408	0,474	3,95	
			0,39	0,31	Portland Type I (28)	357	89	-	-	-	140	565	0,50	735	6,60	0,408	0,474	3,95	
			0,39	0,31	Portland Type I (28)	357	89	-	-	-	140	565	0,50	735	6,60	0,408	0,474	3,95	
		Mix-3	0,40	0,33	Portland Type I (28)	389	85	-	-	-	158	537	0,50	1032	3,03	0,318	0,358	2,16	
			0,40	0,33	Portland Type I (28)	389	85	-	-	-	158	537	0,50	1032	3,03	0,318	0,358	2,16	
			0,40	0,33	Portland Type I (28)	389	85	-	-	-	158	537	0,50	1032	3,03	0,318	0,358	2,16	
			0,40	0,33	Portland Type I (28)	389	85	-	-	-	158	537	0,50	1032	3,03	0,318	0,358	2,16	
		Mix-4	0,66	0,33	Portland Type I (28)	237	-	237	-	-	-	155	630	0,50	1038	3,03	0,352	0,321	2,07
			0,66	0,33	Portland Type I (28)	237	-	237	-	-	-	155	630	0,50	1038	3,03	0,352	0,321	2,07
			0,66	0,33	Portland Type I (28)	237	-	237	-	-	-	155	630	0,50	1038	3,03	0,352	0,321	2,07
			0,66	0,33	Portland Type I (28)	237	-	237	-	-	-	155	630	0,50	1038	3,03	0,352	0,321	2,07
		Mix-5	0,51	0,41	Portland Type I (28)	293	73	-	-	-	-	151	697	0,50	1036	3,03	0,376	0,296	2,01
0,51	0,41		Portland Type I (28)	293	73	-	-	-	-	151	697	0,50	1036	3,03	0,376	0,296	2,01		
0,51	0,41		Portland Type I (28)	293	73	-	-	-	-	151	697	0,50	1036	3,03	0,376	0,296	2,01		
0,51	0,41		Portland Type I (28)	293	73	-	-	-	-	151	697	0,50	1036	3,03	0,376	0,296	2,01		

N°	Etude	Reference	E/C	E/L	Type de ciment	Ciment (kg)	Cendres V. (kg)	Scories (kg)	Filler Calcaire (kg)	Fume Silice (kg)	Eau (kg)	Sable		Gravier		S/(S+G)	Vpâte (m³)	W.A. granulats (%)
												Masse (kg)	W.A. (%)	Masse (kg)	W.A. (%)			
10	Mang Tia, EEUU (2005)	Mix-6	0,98	0,39	Portland Type I (28)	167	-	251	-	-	163	506	0,50	771	6,60	0,371	0,481	4,18
			0,98	0,39	Portland Type I (28)	167	-	251	-	-	163	506	0,50	771	6,60	0,371	0,481	4,18
			0,98	0,39	Portland Type I (28)	167	-	251	-	-	163	506	0,50	771	6,60	0,371	0,481	4,18
			0,98	0,39	Portland Type I (28)	167	-	251	-	-	163	506	0,50	771	6,60	0,371	0,481	4,18
		Mix-7	0,71	0,36	Portland Type I (28)	225	-	225	-	-	160	622	0,50	1030	3,03	0,352	0,327	2,08
			0,71	0,36	Portland Type I (28)	225	-	225	-	-	160	622	0,50	1030	3,03	0,352	0,327	2,08
			0,71	0,36	Portland Type I (28)	225	-	225	-	-	160	622	0,50	1030	3,03	0,352	0,327	2,08
			0,71	0,36	Portland Type I (28)	225	-	225	-	-	160	622	0,50	1030	3,03	0,352	0,327	2,08
		Mix-8	1,36	0,41	Portland Type I (28)	117	-	274	-	-	158	665	0,50	1038	3,03	0,365	0,307	2,04
			1,36	0,41	Portland Type I (28)	117	-	274	-	-	158	665	0,50	1038	3,03	0,365	0,307	2,04
			1,36	0,41	Portland Type I (28)	117	-	274	-	-	158	665	0,50	1038	3,03	0,365	0,307	2,04
			1,36	0,41	Portland Type I (28)	117	-	274	-	-	158	665	0,50	1038	3,03	0,365	0,307	2,04
		Mix-9	0,88	0,44	Portland Type I (28)	182	-	182	-	-	160	715	0,50	1015	3,03	0,387	0,298	1,98
			0,88	0,44	Portland Type I (28)	182	-	182	-	-	160	715	0,50	1015	3,03	0,387	0,298	1,98
			0,88	0,44	Portland Type I (28)	182	-	182	-	-	160	715	0,50	1015	3,03	0,387	0,298	1,98
			0,88	0,44	Portland Type I (28)	182	-	182	-	-	160	715	0,50	1015	3,03	0,387	0,298	1,98
Mix-10	0,46	0,37	Portland Type I (28)	356	90	-	-	-	165	593	0,50	1052	3,03	0,336	0,329	2,12		
	0,46	0,37	Portland Type I (28)	356	90	-	-	-	165	593	0,50	1052	3,03	0,336	0,329	2,12		
	0,46	0,37	Portland Type I (28)	356	90	-	-	-	165	593	0,50	1052	3,03	0,336	0,329	2,12		
	0,46	0,37	Portland Type I (28)	356	90	-	-	-	165	593	0,50	1052	3,03	0,336	0,329	2,12		
11	Manzi, Italie (2013)	CC	0,48	0,48	CEM II-A/LL 42.5 R	350	-	-	-	-	168	864	2,20	936	1,20	0,471	0,303	1,68
12	P. Ghodousi, Iran (2009)	PL	0,43	0,43	Portland Type II (28)	400	-	-	-	-	172	796	4,07	972	3,10	0,454	0,299	3,54
		PC1	0,43	0,43	Portland Type II (28)	400	-	-	-	-	172	796	4,07	972	3,10	0,454	0,299	3,54
		SFL	0,46	0,43	Portland Type II (28)	372	-	-	-	28	172	796	4,07	972	3,10	0,454	0,299	3,54
		SFC1	0,46	0,43	Portland Type II (28)	372	-	-	-	28	172	796	4,07	972	3,10	0,454	0,299	3,54
		SFC2	0,61	0,55	Portland Type II (28)	272	-	-	-	28	165	796	4,07	972	3,10	0,454	0,299	3,54
		TL	0,57	0,43	Portland Type II (28)	300	100	-	-	-	172	796	4,07	972	3,10	0,454	0,299	3,54
		TC	0,57	0,43	Portland Type II (28)	300	100	-	-	-	172	796	4,07	972	3,10	0,454	0,299	3,54
		SC1	0,61	0,43	Portland Type II (28)	280	-	120	-	-	172	796	4,07	972	3,10	0,454	0,299	3,54
SC2	0,51	0,43	Portland Type II (28)	340	-	60	-	-	172	796	4,07	972	3,10	0,454	0,299	3,54		
13	Q. Zhao, Chine (2015)	F0	0,64	0,45	Portland (28)	273	117	-	-	-	175	695		1135		0,380	0,342	
14	W. C. Tang, Australie (2013)	C5	0,50	0,50	Portland Type I (28)	390	-	-	-	-	195	609		1131		0,350	0,341	
15	Zhi-hai He, Chine (2017)	C	0,40	0,40	-	460	-	-	-	-	184	703		1053		0,415	0,316	
16	Zuanfeng Pan, Chine (2016)	C1	0,41	0,33	-	384	96	-	-	-	159	706		1059		0,400	0,345	
		C2	0,41	0,33	-	384	96	-	-	-	159	706		1059		0,400	0,345	
		C3	0,41	0,33	-	384	96	-	-	-	159	706		1059		0,400	0,345	
		C4	0,41	0,33	-	384	96	-	-	-	159	706		1059		0,400	0,345	

Tableau A. 1 : Formulations des bétons de granulats naturels.

N°	Etude	Reference	f _{cm} (Mpa)	E _{cm} (Gpa)	Conditions de cure	T (°C)	RH (%)	h ₀ (mm)	σ _c (t ₀) (MPa)	K _σ	t ₀ (jours)	t _{0,adj} (jours)	t - t ₀ (jours)	Spécimen	φ _{EXP}	Durée d'essai (jours)	φ ₀	α	β _{H EC2}	R ²	φ _{0 EC2}	φ _{EC2}
1	Recybeton, France (2016)	C40-0R-0R	36,7	36,7	Humide dans un sac de plastique	20	50	55	14,9	0,41	29	27,9	90	11cm x 22cm cylindrique	2,805	200	4,598	0,320	327	0,992	3,029	1,815
2	Domingo Cabo, Espagne (2009)	C40-0	42,8	32,2	Humide, T= 20°C, RH = 95%, jusque l'essai	23	65	75	15,0	0,35	28	32,1	90	15cm x 30cm cylindrique	0,880	180	1,539	0,357	340	0,984	2,021	0,905
3	Shi Cong Kou, Chine (2007)	R0	40,6	30,0	Dans l'eau, T= 27°C jusque l'essai	23	50	75	14,2	0,35	28	32,1	90	15cm x 30cm cylindrique	0,823	120	2,693	0,702	325	0,991	2,518	1,591
		R0F25	36,4	29,0		23	50	75	12,8	0,35	28	32,1	90	15cm x 30cm cylindrique	0,752	120	3,285	0,825	337	0,995	2,827	1,620
4	Yue Geng, Chine (2016)	NAC-0,60	33,5	31,7	Humide, T= 20°C, RH = 95%, jusque l'essai	11,5	77	50	9,0	0,27	28	18,6	90	10cm x 10cm x 40cm prismatique	1,380	230	2,437	0,348	343	0,994	2,489	1,264
		NAC-0,45	38,4	35,7		11,5	77	50	10,0	0,26	28	18,6	90		1,179	230	2,028	0,360	332	0,994	2,227	1,837
		NAC-0,30	53,2	33,9		11,5	77	50	15,4	0,29	28	18,6	90		0,705	230	1,137	0,320	296	0,989	1,639	1,867
5	Adam M, Knaack, EEUU (2015)	NA-CL	44,3	43,9	Dans l'eau, T= 23°C jusque l'essai	23	50	50	8,9	0,20	28	32,1	90	10cm x 20cm cylindrique	1,760	240	4,020	0,564	297	0,992	2,465	0,749
		NA-CL	43,5	42,3		23	50	50	17,4	0,40	28	32,1	90	10cm x 20cm cylindrique	3,577	240	6,044	0,374	299	0,992	2,514	0,807
6	Sriravindrarah Rasiah, Sidney (1985)	H	26,5	31,5	Humide, T= 30°C, RH = 95%, jusque l'essai	30	77	50	8,5	0,32	28	43,9	56	10cm x 10cm x 40cm prismatique	0,343	56	0,340	0,554	343	0,987	2,377	0,656
		M	27,5	36,5		30	77	50	7,5	0,27	28	43,9	56		0,626	56	1,357	0,363	343	0,983	2,333	1,160
		L	20,0	28,5		30	77	50	5,7	0,29	28	43,9	56		0,983	56	4,163	0,670	343	0,983	2,736	1,251
7	A. Gholampour, Australie (2017)	NC	38,8	30,0	Dans l'eau, T= 23°C jusque l'essai	23	50	50	7,8	0,20	28	32,1	90	10cm x 20cm cylindrique	1,927	450	4,613	0,644	312	0,987	2,845	1,017
		HC	79,8	41,3		23	50	50	16,0	0,20	28	32,1	90	10cm x 20cm cylindrique	2,346	450	5,116	0,672	241	0,991	1,338	1,096
8	Surya Maruthupandian, Inde (2015)	NAC	38,2	27,0	Dans l'eau, T= 23°C jusque l'essai	22	50	50	13,4	0,35	28	30,7	90	10cm x 10cm x 50cm prismatique	3,269	90	8,996	0,676	314	0,982	2,921	1,023
9	G. Fathifazl, Canada (2011)	CL	35,2	30,3	Humide à T=23°C, RH=100% (7j), RH=50% (jusque l'essai)	23	50	75	14,1	0,40	28	32,1	96	15cm x 30cm cylindrique	2,350	330	4,174	0,385	362	0,995	2,936	1,103
		CG	34,1	30,5		23	50	75	13,6	0,40	28	32,1	95	15cm x 30cm cylindrique	2,313	330	4,200	0,409	363	0,996	2,993	0,897

N°	Etude	Reference	fcm (Mpa)	Ecm (Gpa)	Conditions de cure	T (°C)	RH (%)	h ₀ (mm)	σ _c (t ₀) (MPa)	K _σ	t ₀ (jours)	t _{0, adj} (jours)	t - t ₀ (jours)	Spécimen	φ _{EXP}	Durée d'essai (jours)	φ ₀	α	β _{H EC2}	R ²	φ _{0 EC2}	φ _{EC2}
10	Mang Tia, EEUU (2005)	Mix-1	79,7	39,3	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	30,6	0,40	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	0,705	91	1,164	0,324	295	0,993	1,155	0,967
			79,7	39,3		23	75	75	38,2	0,50	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	0,745	91	1,333	0,367	295	0,990	1,245	0,835
			79,7	39,3	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	31,9	0,40	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	0,540	91	1,029	0,398	295	0,998	1,013	0,900
		Mix-2	47,1	22,6	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	16,5	0,40	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	0,839	91	1,272	0,261	345	0,998	1,856	0,732
			47,1	22,6		23	75	75	20,7	0,50	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	0,960	91	1,578	0,311	345	0,995	2,001	0,789
			47,1	22,6	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	18,8	0,40	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	0,788	91	1,448	0,380	345	0,996	1,627	1,021
			47,1	22,6		23	75	75	23,5	0,50	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	1,061	91	1,912	0,361	345	0,992	1,754	1,100
		Mix-3	54,6	32,1	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	20,6	0,40	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	1,374	91	3,069	0,465	330	0,986	1,620	0,895
			54,6	32,1		23	75	75	25,8	0,50	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	1,889	91	3,171	0,314	330	0,987	1,746	0,965
			54,6	32,1	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	21,8	0,40	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	1,296	91	2,223	0,353	330	0,984	1,420	1,263
			54,6	32,1		23	75	75	27,3	0,50	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	1,784	91	3,219	0,366	330	0,981	1,531	1,362
		Mix-4	69,8	37,4	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	26,1	0,40	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	0,784	91	1,425	0,440	306	0,985	1,299	1,107
			69,8	37,4		23	75	75	32,7	0,50	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	1,088	91	2,273	0,468	306	0,995	1,400	1,194
			69,8	37,4	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	27,9	0,40	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	0,742	91	1,739	0,604	306	0,982	1,139	0,827
			69,8	37,4		23	75	75	34,9	0,50	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	0,794	91	1,873	0,569	306	0,999	1,228	0,892
		Mix-5	54,7	34,6	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	19,8	0,40	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	1,476	91	2,907	0,419	329	0,982	1,616	0,725
			54,7	34,6		23	75	75	24,8	0,50	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	1,871	91	3,081	0,324	329	0,997	1,741	0,782
			54,7	34,6	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	21,9	0,40	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	1,419	91	2,341	0,351	329	0,997	1,416	1,055
			54,7	34,6		23	75	75	27,4	0,50	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	1,794	91	2,617	0,238	329	0,998	1,527	1,137

N°	Etude	Reference	fcm (Mpa)	Ecm (Gpa)	Conditions de cure	T (°C)	RH (%)	h ₀ (mm)	σ _c (t ₀) (MPa)	K _σ	t ₀ (jours)	t _{0,adj} (jours)	t - t ₀ (jours)	Spécimen	φ _{EXP}	Durée d'essai (jours)	φ ₀	α	β _{H EC2}	R ²	φ _{0 EC2}	φ _{EC2}
10	Mang Tia, EEUU (2005)	Mix-6	42,6	20,3	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	14,0	0,40	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	0,717	91	1,470	0,440	356	0,997	2,036	0,925
			42,6	20,3	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	17,5	0,50	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	1,090	91	1,778	0,300	356	0,994	2,195	0,997
			42,6	20,3	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	17,1	0,40	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	0,830	91	1,590	0,409	356	0,990	1,785	1,022
			42,6	20,3	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	21,3	0,50	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	0,709	91	1,240	0,382	356	0,987	1,924	1,102
		Mix-7	70,6	38,9	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	26,5	0,40	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	0,680	91	1,163	0,398	305	0,995	1,286	0,896
			70,6	38,9	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	33,1	0,50	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	0,830	91	1,455	0,375	305	0,994	1,386	0,966
			70,6	38,9	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	28,2	0,40	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	0,713	91	1,225	0,373	305	0,993	1,128	0,950
			70,6	38,9	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	35,3	0,50	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	1,017	91	1,683	0,361	305	0,994	1,215	1,024
		Mix-8	52,7	32,6	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	18,6	0,40	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	1,374	91	1,881	0,241	333	0,979	1,674	0,833
			52,7	32,6	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	23,3	0,50	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	2,242	91	3,377	0,290	333	0,990	1,804	0,898
			52,7	32,6	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	21,1	0,40	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	1,231	91	2,175	0,428	333	0,981	1,468	1,456
			52,7	32,6	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	26,3	0,50	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	1,570	91	2,747	0,423	333	0,982	1,582	2,937
		Mix-9	54,7	33,1	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	19,1	0,40	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	1,597	91	3,125	0,460	329	0,994	1,617	1,936
			54,7	33,1	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	23,9	0,50	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	2,149	91	3,392	0,330	329	0,982	1,743	2,401
			54,7	33,1	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	21,9	0,40	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	1,556	91	3,015	0,469	329	0,980	1,418	1,561
			54,7	33,1	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	27,3	0,50	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	1,988	91	3,704	0,413	329	0,991	1,529	1,912
		Mix-10	59,6	34,5	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	21,7	0,40	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	1,912	91	3,111	0,315	321	0,985	1,495	3,340
			59,6	34,5	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	27,1	0,50	14	16,0	91	15cm x 30cm cylindrique	2,526	91	3,691	0,229	321	0,990	1,611	2,171
			59,6	34,5	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 7 jours	23	75	75	23,9	0,40	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	2,025	91	2,637	0,176	321	0,983	1,311	2,058
			59,6	34,5	Humide, T= 23°C, RH = 95%, 14 jours	23	75	75	29,8	0,50	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	2,873	91	4,207	0,256	321	0,998	1,413	1,717

N°	Etude	Reference	fcm (Mpa)	Ecm (Gpa)	Conditions de cure	T (°C)	RH (%)	h ₀ (mm)	σ _c (t ₀) (MPa)	K _σ	t ₀ (jours)	t _{0,adj} (jours)	t - t ₀ (jours)	Spécimen	φ _{EXP}	Durée d'essai (jours)	φ ₀	α	β _{H EC2}	R ²	φ _{0 EC2}	φ _{EC2}
11	Manzi, Italie (2013)	CC	41,3	31,4	Humide, T = 20°C, RH>95%, jusque l'essai	20	60	60	12,4	0,30	28	32,4	90	12cm x 24cm cylindrique	2,173	500	3,333	0,296	320	0,998	2,295	1,711
12	P. Ghodousi, Iran (2009)	PL	31,4	26,0	Humide, T = 20°C, RH>95%, jusque l'essai	20	30	40	10,3	0,33	28	24,1	90	8cm x 28cm cylindrique	1,612	200	2,716	0,337	310	0,993	4,594	1,926
		PC1	32,6	27,0		40	50	40	10,8	0,33	28	63,2	90	8cm x 28cm cylindrique	3,002	200	7,377	0,671	310	0,989	3,028	1,319
		SFL	40,1	34,0		20	30	40	13,2	0,33	28	24,1	90	8cm x 28cm cylindrique	2,633	200	4,019	0,289	293	0,972	3,709	1,465
		SFC1	41,8	35,0		40	50	40	13,8	0,33	28	63,2	90	8cm x 28cm cylindrique	3,317	200	7,015	0,515	289	0,994	2,402	1,319
		SFC2	33,4	16,0		40	50	40	11,0	0,33	28	63,2	90	8cm x 28cm cylindrique	1,724	120	3,105	0,364	310	0,982	2,990	1,295
		TL	24,2	18,0		20	30	40	8,0	0,33	28	24,1	90	8cm x 28cm cylindrique	1,839	200	3,950	0,546	310	0,977	5,225	1,518
		TC	25,9	19,0		40	50	40	8,6	0,33	28	63,2	90	8cm x 28cm cylindrique	2,637	120	8,209	0,738	310	0,991	3,397	1,861
		SC1	28,8	17,0		40	50	40	9,5	0,33	28	63,2	90	8cm x 28cm cylindrique	1,456	200	3,652	0,733	310	0,999	3,220	1,152
		SC2	38,0	20,0		40	50	40	12,6	0,33	28	63,2	90	8cm x 28cm cylindrique	1,829	120	3,228	0,356	300	0,983	2,665	1,554
13	Q. Zhao, Chine (2015)	F0	37,5	33,2	Humide, T = 20°C, RH>95%, jusque l'essai	20	60	50	15,0	0,40	28	27,9	90	10cm x 10cm x 40cm prismatique	0,895	360	1,497	0,375	325	0,985	2,690	1,401
14	W. C. Tang, Australie (2013)	C5	55,0	34,2	Dans l'eau, T = 27°C jusque l'essai	25	50	75	16,5	0,30	28	35,1	90	15cm x 30cm cylindrique	0,809	270	1,745	0,488	312	0,989	1,805	1,059
15	Zhi-hai He, Chine (2017)	C	43,8	33,5	Humide, T = 20°C, RH>95%, jusque l'essai	20	60	50	8,5	0,25	7	7,0	90	10cm x 10cm x 30cm prismatique	1,829	180	3,412	0,465	299	0,982	2,969	1,914
16	Zuanfeng Pan, Chine (2016)	C1	65,0	46,6	Humide, T = 20°C, RH>95%, jusque l'essai	20	60	50	20,0	0,40	7	7,0	90	10cm x 10cm x 30cm prismatique	1,068	600	1,889	0,432	259	0,991	1,992	1,327
		C2	65,0	46,6		20	60	50	22,0	0,40	14	14,0	90		0,895	600	1,555	0,406	259	0,994	1,748	1,164
		C3	65,0	46,6		20	60	125	22,0	0,40	14	14,0	90	25cm x 25cm x 200cm prismatique	0,812	500	1,368	0,328	371	0,983	1,558	0,954
		C4	65,0	46,6		20	60	125	11,0	0,20	14	14,0	90		0,763	500	1,323	0,360	371	0,986	1,558	0,954

Tableau A. 2 : Conditions d'essais pour les bétons de granulats naturels.

N°	Etude	Reference	Γm	E/C	E/L	Type de ciment	Ciment (kg)	Cendres V. (kg)	Filler C. (kg)	Eau (kg)	Sable N		Sable R		Gravier N		Gravier R		S/(S+G)	Vpâte (m³)	W.A. granulats (%)
											Masse (kg)	W.A. (%)	Masse (kg)	W.A. (%)	Masse (kg)	W.A. (%)	Masse (kg)	W.A. (%)			
1	RECYBETON, France (2016)	C40-0R-100R	0,52	0,58	0,49	CEM II/A-L 42.5 N	321	-	53	185	782	0,87	-	-	-	-	840	5,56	0,431	0,369	3,32
		C40-30R-30R	0,30	0,53	0,47	CEM II/A-L 42.5 N	336	-	44	179	491	0,87	214	8,78	710	0,56	306	5,56	0,490	0,393	2,55
2	A. Domingo Cabo, Espagne (2009)	C40-20	0,11	0,50	0,50	CEM I 42.5 N/SR	380	-	-	190	744	3,22	-	-	757	1,42	189	5,19	0,452	0,330	2,46
		C40-50	0,29	0,50	0,50	CEM I 42.5 N/SR	380	-	-	190	710	3,22	-	-	471	1,42	471	5,19	0,432	0,332	3,16
		C40-100	0,55	0,50	0,50	CEM I 42.5 N/SR	380	-	-	190	715	3,22	-	-	-	-	874	5,19	0,437	0,336	4,30
3	Shi Cong Kou, Hong Kong (2007)	R50	0,30	0,55	0,55	Portland Type I (28)	410	-	-	225	642	1,50	-	-	524	1,11	506	3,89	0,373	0,362	2,10
		R100	0,61	0,55	0,55	Portland Type I (28)	410	-	-	225	642	1,50	-	-	0	1,11	1017	3,89	0,372	0,360	2,97
		R50F25	0,31	0,73	0,55	Portland Type I (28)	307,5	102,5	-	225	611	1,50	-	-	524	1,11	506	3,89	0,361	0,374	2,11
		R100F25	0,62	0,73	0,55	Portland Type I (28)	307,5	102,5	-	225	611	1,50	-	-	0	1,11	1017	3,89	0,360	0,372	2,99
4	Yue Geng, China (2016)	RAC-0,3-0,45	0,64	0,30	0,30	Portland Type I (28)	600	-	-	180	580	3,45	-	-	-	-	1030	5,07	0,368	0,369	4,49
		RAC-0,45-0,45	0,64	0,45	0,45	Portland Type I (28)	400	-	-	180	640	3,45	-	-	-	-	1130	5,07	0,369	0,306	4,48
		RAC-0,6-0,45	0,64	0,60	0,60	Portland Type I (28)	300	-	-	180	680	3,45	-	-	-	-	1200	5,07	0,370	0,275	4,48
		RAC-0,45-0,3	0,64	0,45	0,45	Portland Type I (28)	400	-	-	180	640	3,45	-	-	-	-	1130	5,18	0,369	0,306	4,55
		RAC-0,45-0,6	0,64	0,45	0,45	Portland Type I (28)	400	-	-	180	640	3,45	-	-	-	-	1130	4,43	0,370	0,306	4,08
5	Adam M, Knaack, EEUU (2015)	CS-1 R50	0,27	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	568	0,74	458	6,06	0,546	0,522	2,43
		CS-1 R100	0,58	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	0	0,74	917	6,06	0,545	0,521	4,08
		CS-2 R50	0,27	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	568	0,74	458	6,06	0,546	0,522	2,43
		CS-2 R100	0,58	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	0	0,74	917	6,06	0,545	0,521	4,08
		CS-3 R50	0,27	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	568	0,74	458	6,06	0,546	0,522	2,43
		CS-3 R100	0,58	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	0	0,74	917	6,06	0,545	0,521	4,08
		CS-4 R50	0,28	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	568	0,74	484	4,33	0,547	0,523	2,00
		CS-4 R100	0,59	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	0	0,74	968	4,33	0,547	0,523	3,12
		CS-5 R50	0,28	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	568	0,74	482	5,85	0,547	0,523	2,42
		CS-5 R100	0,59	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	0	0,74	965	5,85	0,547	0,523	4,01
		CS-6 R50	0,28	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	568	0,74	484	4,33	0,547	0,523	2,00
		CS-6 R100	0,59	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	0	0,74	968	4,33	0,547	0,523	3,12
		CS-7 R50	0,27	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	568	0,74	458	6,06	0,546	0,522	2,43
		CS-7 R100	0,58	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	0	0,74	917	6,06	0,545	0,521	4,08
		CS-8 R50	0,27	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	568	0,74	458	6,06	0,546	0,522	2,43
		CS-8 R100	0,58	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	0	0,74	917	6,06	0,545	0,521	4,08
		CS-9 R50	0,27	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	568	0,74	458	6,06	0,546	0,522	2,43
		CS-9 R100	0,58	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	0	0,74	917	6,06	0,545	0,521	4,08
		CS-10 R50	0,27	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	568	0,74	458	6,06	0,546	0,522	2,43
		CS-10 R100	0,58	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	0	0,74	917	6,06	0,545	0,521	4,08
CS-11 R50	0,27	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	568	0,74	458	6,06	0,546	0,522	2,43		
CS-11 R100	0,58	0,44	0,44	Portland Type I (28)	341	-	-	150	676	1,39	-	-	0	0,74	917	6,06	0,545	0,521	4,08		

N°	Etude	Reference	Γm	E/C	E/L	Type de ciment	Ciment (kg)	Cendres V. (kg)	Filler C. (kg)	Eau (kg)	Sable N		Sable R		Gravier N		Gravier R		S/(S+G)	Vpâte (m³)	W.A. granulats (%)
											Masse (kg)	W.A. (%)	Masse (kg)	W.A. (%)	Masse (kg)	W.A. (%)	Masse (kg)	W.A. (%)			
6	Sriravindrarajah Rasiah, Sidney (1985)	HL	0,51	0,50	0,50	Portland Type I (28)	410	-	-	205	835	1,5	-	-	0	0,0	870	4,7	0,445	0,306	3,13
		MM	0,46	0,60	0,60	Portland Type I (28)	340	-	-	205	960	1,5	-	-	0	0,0	820	4,5	0,492	0,277	2,88
		LH	0,42	0,75	0,75	Portland Type I (28)	275	-	-	205	1065	1,5	-	-	0	0,0	785	5,4	0,523	0,245	3,15
7	A. Gholampour, Australie (2017)	NC-40	0,27	0,50	0,50	Portland Type I (28)	350	-	-	216	720	0,4	-	-	540	2,0	465	5,9	0,400	0,308	2,38
		NC-110	0,28	0,50	0,50	Portland Type I (28)	350	-	-	213	720	0,4	-	-	540	2,0	480	5,0	0,403	0,312	2,17
8	Surya Maruthupandian, Inde (2015)	R100	0,61	0,40	0,33	Portland Type I (28)	410	82	-	164	706	0,9	-	-	0	0	1095	2,76	0,371	0,304	2,03
9	G. Fathifazl, Canada (2011)	CM	0,47	0,45	0,45	Portland Type I (28)	349	-	-	156	888	0,54	-	-	0	0	792	5,4	0,517	0,378	2,83
		EM	0,41	0,45	0,45	Portland Type I (28)	335	-	-	151	630	0,54	-	-	414	0,34	720	5,4	0,350	0,347	2,48
		CV	0,50	0,45	0,45	Portland Type I (28)	349	-	-	156	857	0,54	-	-	0	0	867	3,3	0,486	0,361	1,93
		EV	0,47	0,45	0,45	Portland Type I (28)	358	-	-	161	645	0,54	-	-	281	0,89	813	3,3	0,363	0,355	1,89

Tableau A. 3 : Formulations des bétons de granulats recyclés.

N°	Etude	Reference	fcm (MPa)	Ecm (GPa)	Conditions de cure	T (°C)	RH (%)	h ₀ (mm)	σ _c (t ₀) (MPa)	Kσ	Âge du béton : t ₀ (jours)	t _{0,adj} (jours)	t - t ₀ (jours)	Spécimen	φ _{EXP}	φ _{EXP} / φ _{NAC}	Durée d'essai (jours)	φ ₀	α	β _{H-EC2}	R ²	φ ₀ EC2	φ EC2
1	RECYBETON, France (2016)	C40-0R-100R	34,8	30,0	Humide dans un sac de plastique jusqu'à l'essai	20	50	55	14,9	0,43	28	27,9	90	11cm x 22cm cylindrique	2,130	0,756	200	3,770	0,370	333	0,988	3,221	2,025
		C40-30R-30R	37,6	33,4		20	50	55	14,9	0,40	28	27,9	90		3,210	1,140	200	5,728	0,380	324	0,994	2,970	1,879
2	A. Domingo Cabo, Espagne (2009)	C40-20	42,7	31,2	Humide, T= 20°C, RH = 95%, jusqu'à l'essai	23	65	75	14,9	0,35	28	32,1	91	15cm x 30cm cylindrique	1,104	1,246	180	1,752	0,308	340	0,995	2,025	1,270
		C40-50	41,3	31,2		23	65	75	14,5	0,35	28	32,1	87		1,100	1,241	180	1,882	0,340	344	0,993	2,093	1,295
		C40-100	41,8	31,6		23	65	75	14,6	0,35	28	32,1	88		1,001	1,129	180	1,678	0,320	343	0,996	2,068	1,285
3	Shi Cong Kou, Hong Kong (2007)	R50	35,5	26,3	Dans l'eau, T= 27°C jusqu'à l'essai	23	50	75	12,4	0,35	28	32,1	90	15cm x 30cm cylindrique	1,069	1,086	120	3,024	0,661	339	0,991	2,906	1,793
		R100	31,9	21,7		23	50	75	11,1	0,35	28	32,1	90		1,130	1,148	120	2,930	0,596	352	0,982	3,096	1,907
		R50F25	34,9	28,7		23	50	75	12,2	0,35	28	32,1	90		1,035	1,150	120	3,410	0,719	342	0,996	2,960	1,823
		R100F25	30,8	23,2		23	50	75	10,8	0,35	28	32,1	90		1,040	1,156	120	2,871	0,623	356	0,996	3,151	1,941
4	Yue Geng, China (2016)	RAC-0,3-0,45	47,2	29,4	Humide, T= 20°C, RH = 95%, jusqu'à l'essai	11,5	77	50	12,7	0,27	28	18,6	89	10cm x 10cm x 40cm prismatique	1,210	1,743	230	2,134	0,336	308	0,997	1,832	1,169
		RAC-0,45-0,45	37,8	27,4		11,5	77	50	9,8	0,26	28	18,6	92		1,392	1,181	230	2,655	0,380	334	0,999	2,261	1,428
		RAC-0,6-0,45	30,6	26,0		11,5	77	50	8,0	0,26	28	18,6	90		1,471	1,066	230	3,179	0,434	343	0,982	2,604	1,626
		RAC-0,45-0,3	36,6	29,0		11,5	77	50	9,5	0,26	28	18,6	88		1,346	1,141	230	2,692	0,395	338	0,990	2,332	1,454
		RAC-0,45-0,6	35,3	25,1		11,5	77	50	9,2	0,26	28	18,6	89		1,706	1,447	230	3,485	0,410	342	0,995	2,415	1,505
5	Adam M, Knaack, EEUU (2015)	CS-1 R50	41,0	33,6	Dans l'eau, T= 23°C jusqu'à l'essai	23	50	50	8,2	0,20	28	32,1	90	10cm x 20cm cylindrique	2,155	1,224	240	4,464	0,474	306	0,992	2,680	1,718
		CS-1 R100	38,3	26,7		23	50	50	7,7	0,20	28	32,1	90		1,716	0,975	240	3,867	0,553	314	0,992	2,886	1,839
		CS-2 R50	41,9	34,5		23	50	50	16,8	0,40	28	32,1	90		2,498	0,698	240	4,692	0,433	303	0,998	2,617	1,681
		CS-2 R100	38,2	27,0		23	50	50	15,3	0,40	28	32,1	90		2,474	0,692	240	4,454	0,397	314	0,995	2,894	1,844
		CS-3 R50	45,9	34,5		23	50	50	14,3	0,40	7	8,0	90		2,078	0,892	240	4,020	0,438	293	0,997	3,084	1,997
		CS-3 R100	42,3	27,0		23	50	50	13,2	0,40	7	8,0	90		1,999	0,858	240	3,912	0,450	302	0,997	3,366	2,164
		CS-4 R50	40,9	34,4		23	50	50	12,8	0,40	7	8,0	90		1,846	0,871	240	3,620	0,438	306	0,996	3,492	2,239
		CS-4 R100	34,6	25,0		23	50	50	10,8	0,40	7	8,0	90		1,928	0,910	240	3,771	0,421	325	0,997	4,164	2,632
		CS-5 R50	55,3	34,4		23	50	50	17,2	0,40	7	8,0	90		1,363	0,811	240	2,530	0,428	274	0,997	2,534	1,666
		CS-5 R100	52,8	25,0		23	50	50	16,5	0,40	7	8,0	90		1,440	0,857	240	2,537	0,393	279	0,999	2,657	1,741
		CS-6 R50	36,8	34,4		23	50	50	14,7	0,40	28	32,1	90		1,716	1,197	240	3,943	0,553	319	0,985	3,015	1,915
		CS-6 R100	30,1	25,0		23	50	50	12,0	0,40	28	32,1	90		1,816	1,267	240	3,825	0,486	325	0,985	3,435	2,172
		CS-7 R50	37,7	27,8		23	50	50	15,1	0,40	28	32,1	90		1,853	0,886	240	3,532	0,429	316	0,996	2,936	1,869
		CS-7 R100	41,4	23,3		23	50	50	16,6	0,40	28	32,1	90		1,754	0,839	240	3,163	0,395	305	0,996	2,652	1,702
		CS-8 R50	49,4	34,5		23	50	50	15,4	0,40	7	8,0	90		2,285	0,962	240	3,838	0,362	286	0,999	2,854	1,859
		CS-8 R100	46,5	27,0		23	50	50	14,5	0,40	7	8,0	90		2,048	0,862	240	3,859	0,434	292	0,993	3,039	1,970
		CS-9 R50	41,2	34,5		23	50	50	18,6	0,40	113	129,5	90		1,815	1,132	240	3,855	0,501	306	0,991	2,043	1,310
		CS-9 R100	39,9	27,0		23	50	50	18,0	0,40	113	129,5	90		1,862	1,161	240	3,869	0,477	309	0,989	2,112	1,351
		CS-10 R50	49,6	33,8		23	50	50	19,8	0,40	28	32,1	90		1,918	0,971	240	2,981	0,306	285	0,998	2,185	1,424
		CS-10 R100	48,2	25,8		23	50	50	19,3	0,40	28	32,1	90		1,878	0,951	240	2,908	0,305	288	0,993	2,252	1,464
CS-11 R50	52,6	33,8	23	50	50	16,4	0,40	7	8,0	90	2,548	0,928	240	4,268	0,365	279	0,991	2,671	1,749				
CS-11 R100	48,1	25,8	23	50	50	15,0	0,40	7	8,0	90	2,668	0,971	240	4,626	0,384	288	0,990	2,935	1,908				

N°	Etude	Reference	fcm (MPa)	Ecm (GPa)	Conditions de cure	T (°C)	RH (%)	h ₀ (mm)	σ _c (t ₀) (MPa)	Kσ	Âge du béton : t ₀ (jours)	t _{0,adj} (jours)	t - t ₀ (jours)	Spécimen	φ _{EXP}	φ _{EXP} / φ _{NAC}	Durée d'essai (jours)	φ ₀	α	β _{H-EC2}	R ²	φ ₀ EC2	φ EC2
6	Sriravindrarajah Rasiah, Sidney (1985)	HL	32,0	25,0	Humide, T= 30°C, RH = 95%, jusque l'essai	30	77	50	7,5	0,23	28	43,9	56	10cm x 10cm x 40cm prismatique	0,780	2,276	56	1,796	0,347	343	0,976	2,163	1,200
		MM	25,5	25,0		30	77	50	6,0	0,24	28	43,9	56		1,030	1,509	56	2,658	0,428	343	0,983	2,423	1,344
		LH	18,5	23,0		30	77	50	4,9	0,26	28	43,9	56		1,786	1,594	56	5,350	0,526	343	0,985	2,845	1,578
7	A. Gholampour, Australie (2017)	NC-40	32,0	26,7	Dans l'eau, T= 23°C jusque l'essai	23	50	50	6,4	0,20	28	32,1	91	10cm x 20cm cylindrique	2,857	1,483	450	5,797	0,507	325	0,994	3,332	2,112
		NC-110	36,8	29,1		23	50	50	7,4	0,20	28	32,1	90		1,728	0,897	450	4,817	0,740	319	0,986	3,015	1,915
8	Surya Maruthupandian, Inde (2015)	R100	40,7	19,0	Dans l'eau, T= 23°C jusque l'essai	22	50	50	14,2	0,35	28	30,7	90	10cm x 10cm x 50cm prismatique	1,552	0,475	90	2,826	0,427	307	0,983	2,727	1,747
9	G. Fathifazl, Canada (2011)	CM	43,9	27,2	Humide à T=23°C, RH=100% (7jours), RH=50% (jusque l'essai)	23	50	75	17,6	0,40	28	32,1	96	15cm x 30cm cylindrique	3,300	1,404	330	5,525	0,388	336	0,978	2,320	1,478
		EM	41,4	29,8		23	50	75	16,6	0,40	28	32,1	96		1,510	0,643	330	2,935	0,443	342	0,998	2,468	1,565
		CV	45,9	28,8		23	50	75	18,4	0,40	28	32,1	95		2,768	1,197	330	4,456	0,350	331	0,997	2,214	1,412
		EV	44,8	31,8		23	50	75	17,9	0,40	28	32,1	95		2,286	0,988	330	4,249	0,443	333	0,981	2,271	1,445

Tableau A. 4 : Conditions d'essais pour les bétons de granulats recyclés.

Annexe B : Histogrammes des valeurs de α

Les figures B.1 à B.21 représentent la répartition des matériaux étudiés en fonction des paramètres de formulation et de d'un essai du fluage.

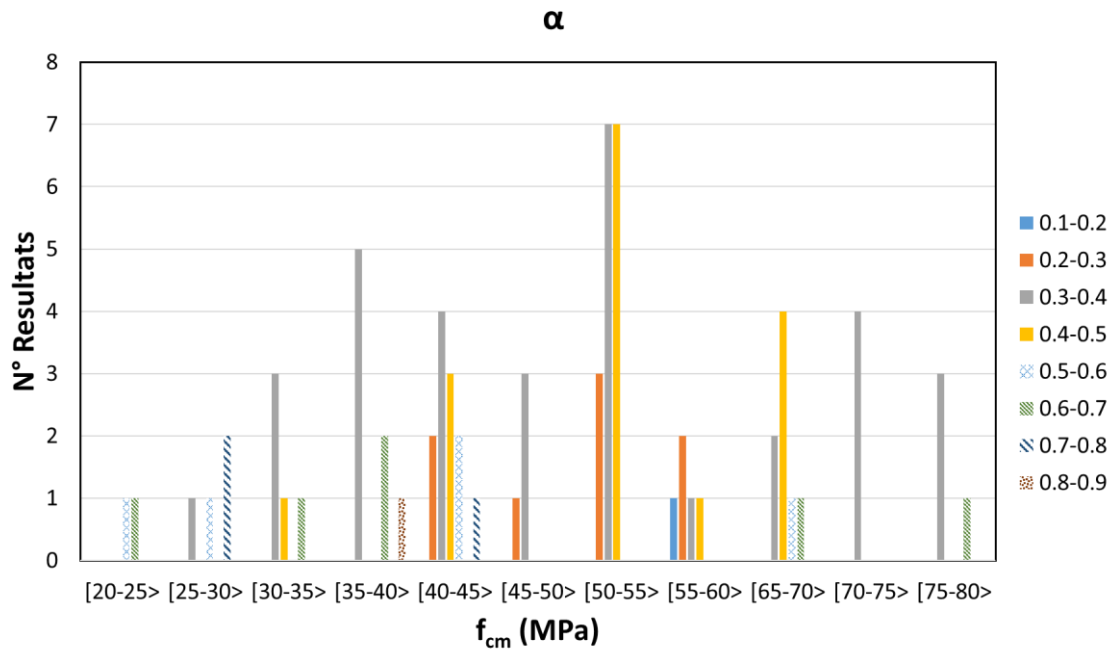


Figure B. 1 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à f_{cm} .

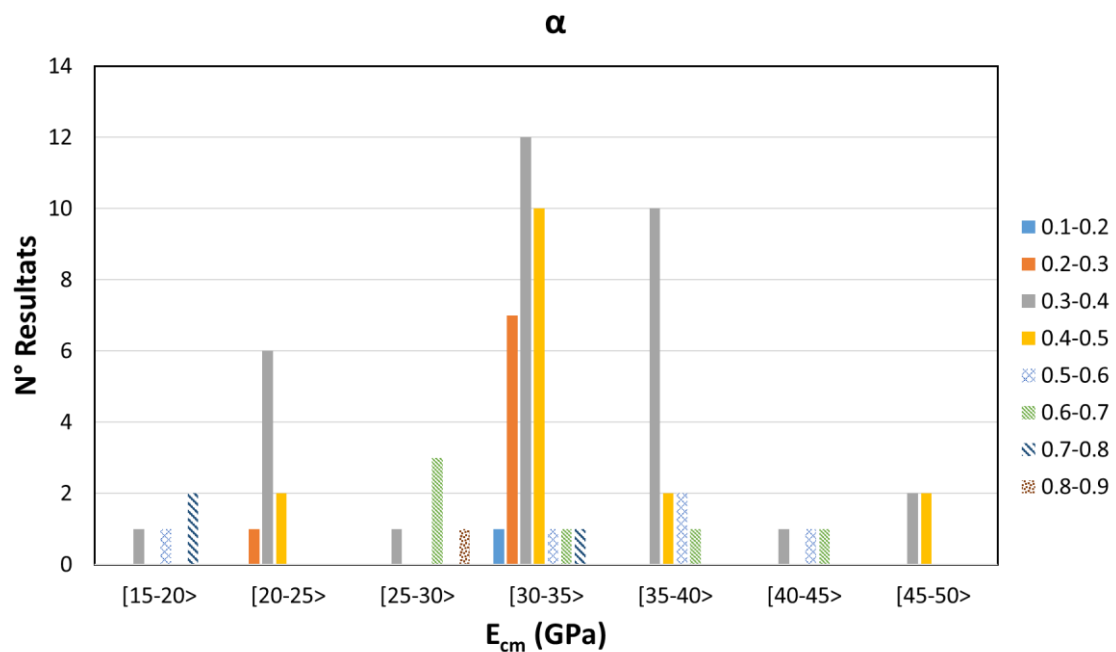


Figure B. 2 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à E_{cm} .

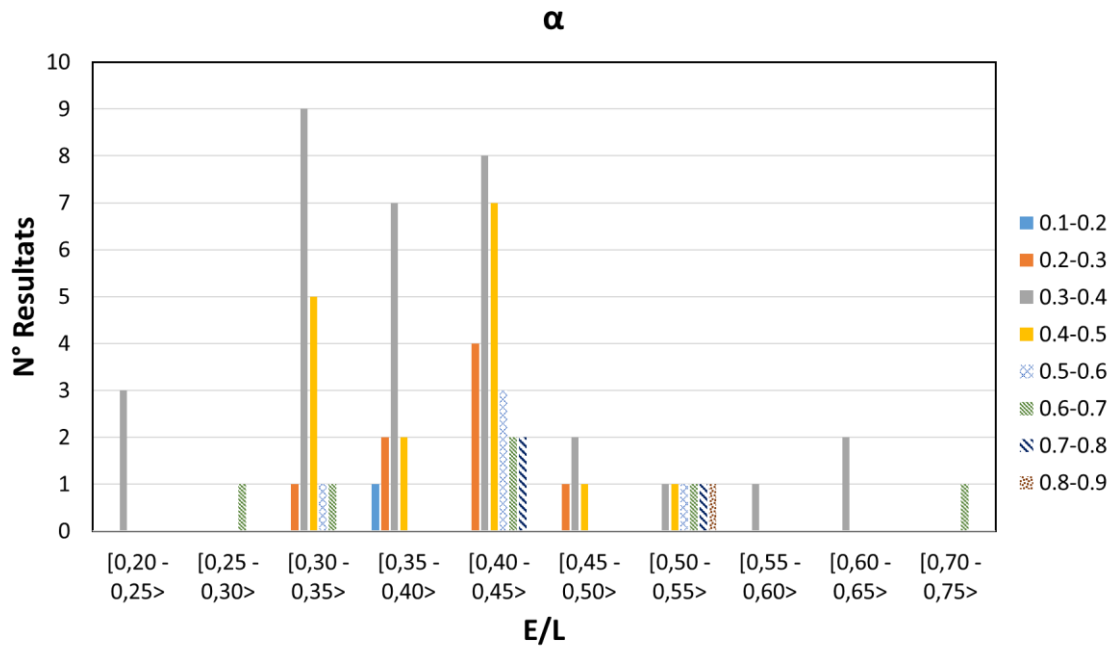


Figure B. 3 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à E/L.

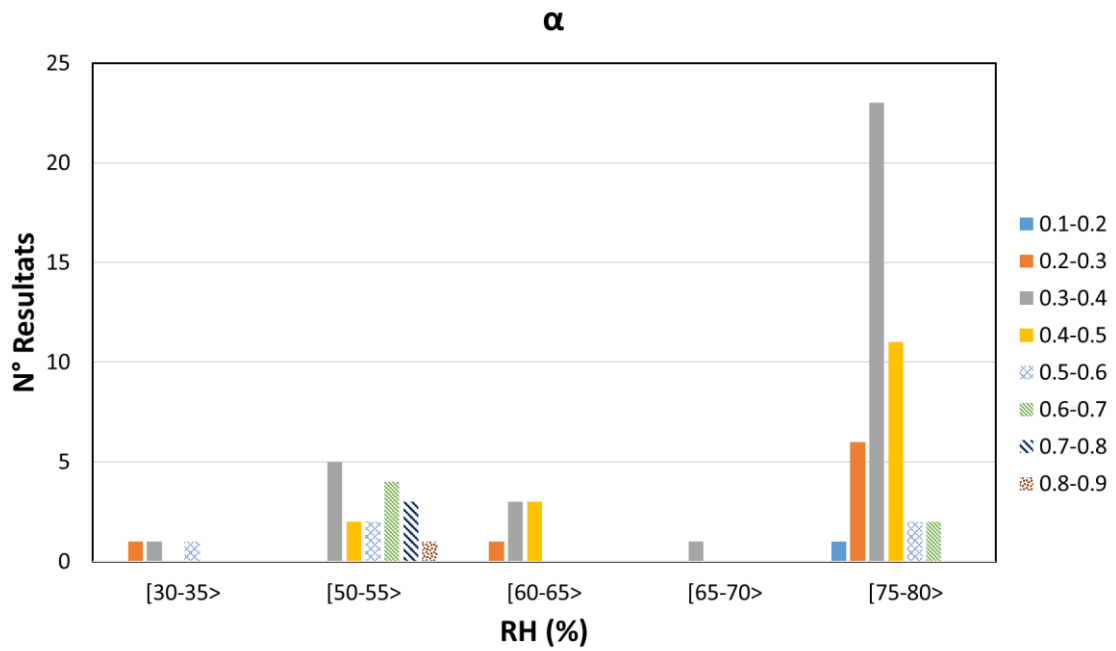
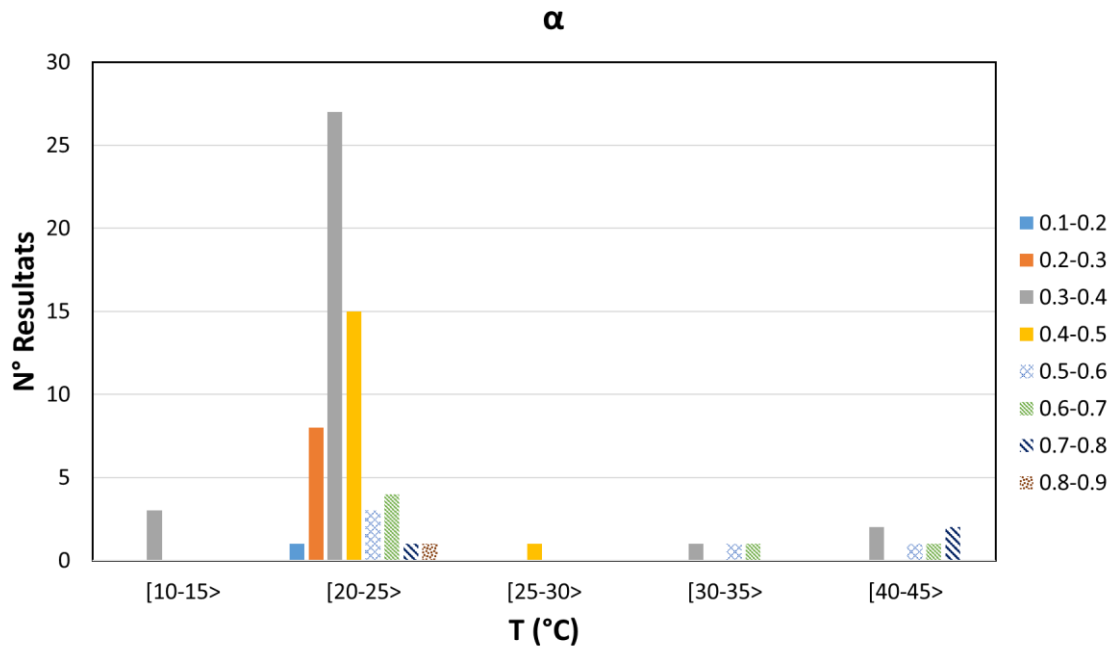
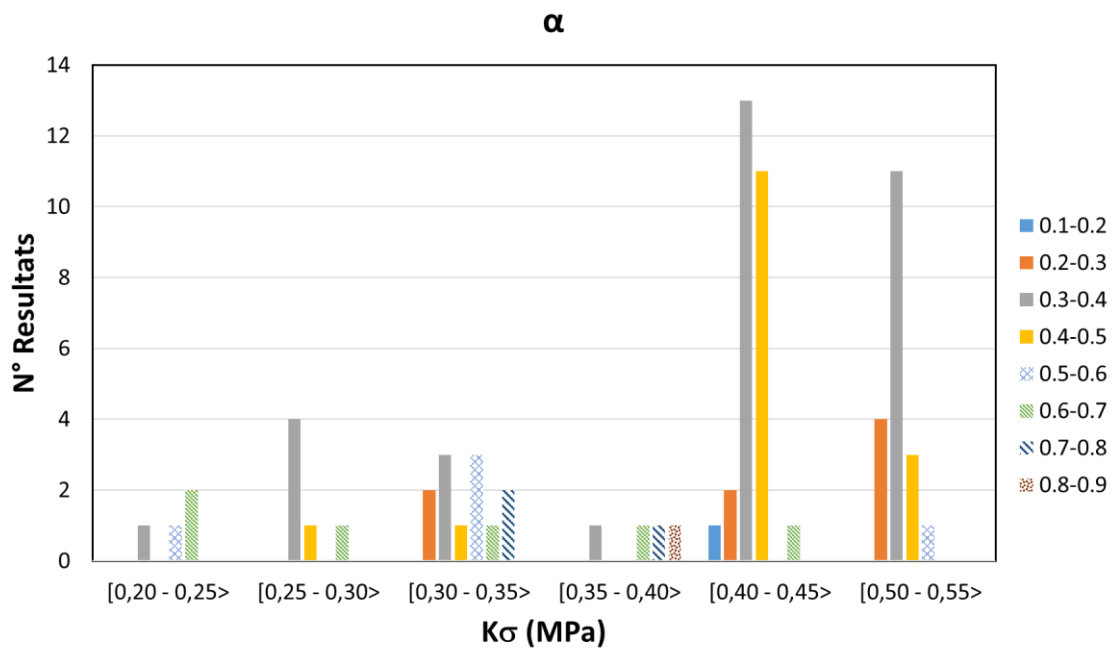


Figure B. 4 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à RH.

Figure B. 5 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à la température.Figure B. 6 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à $K\sigma$.

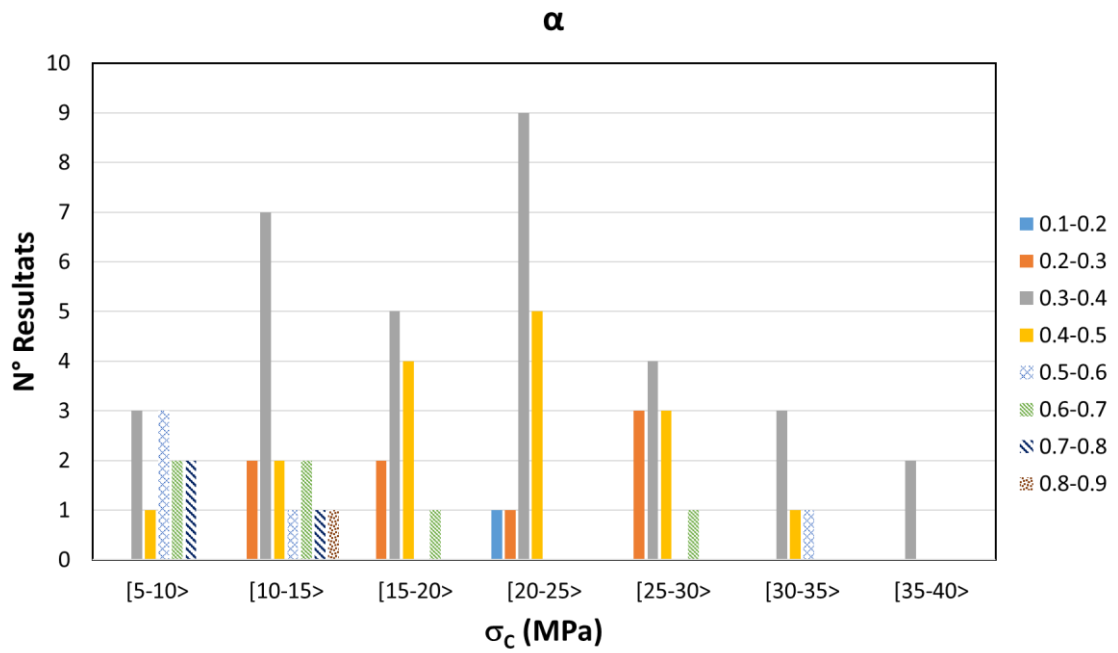


Figure B. 7 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à la contrainte appliquée.

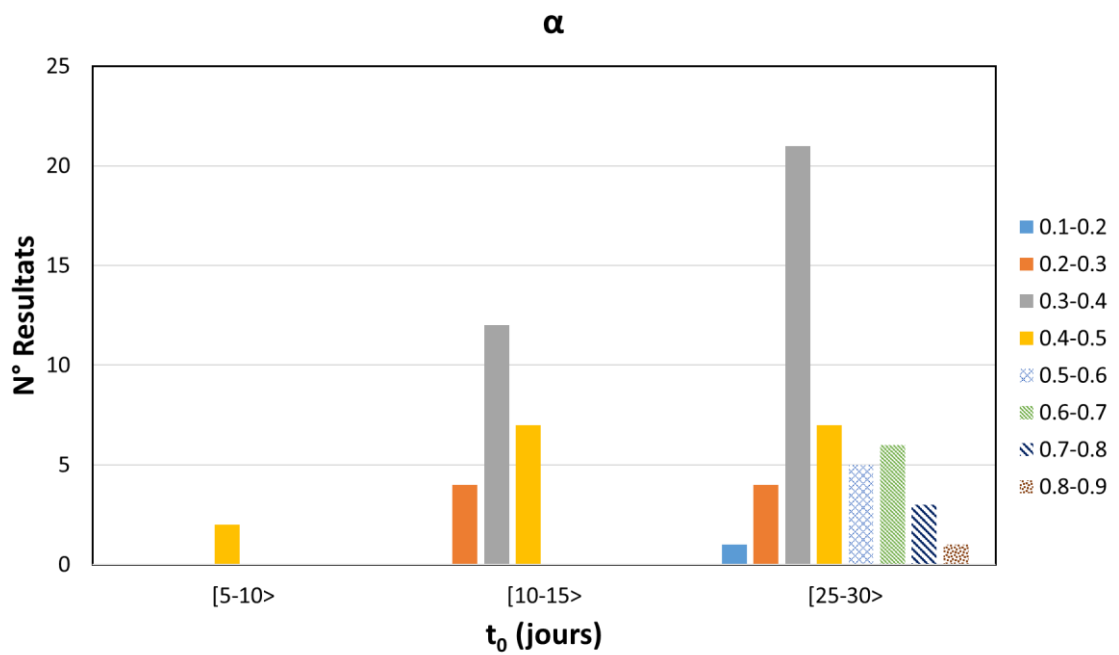
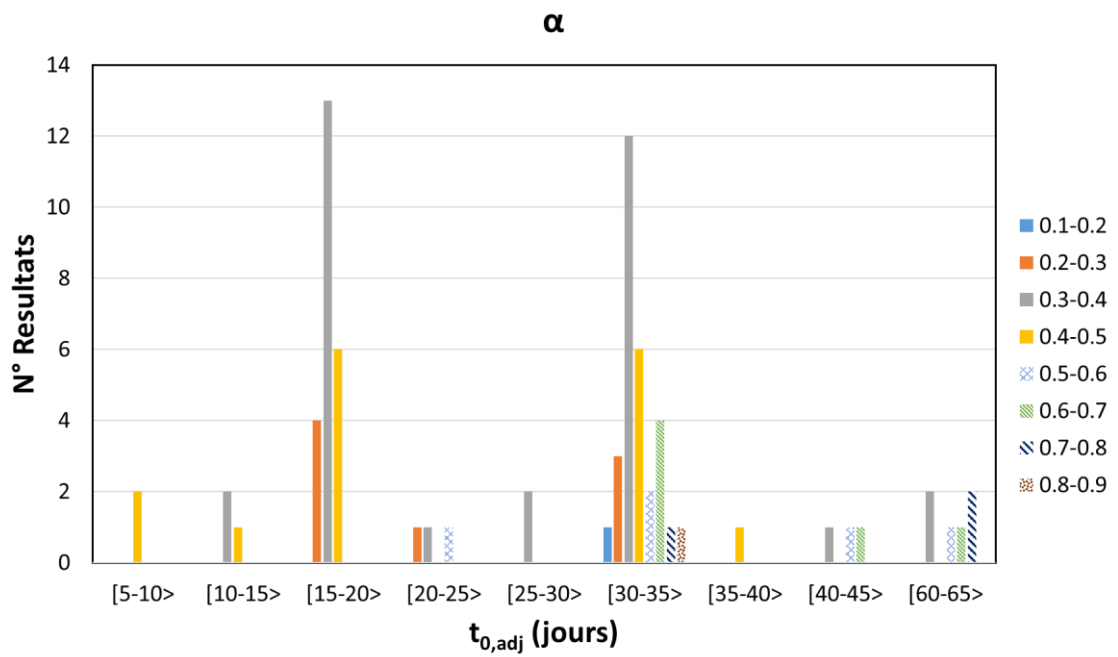


Figure B. 8 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à l'âge du chargement.Figure B. 9 : Histogramme de α_{NAC} par rapport à l'âge du chargement ajusté.

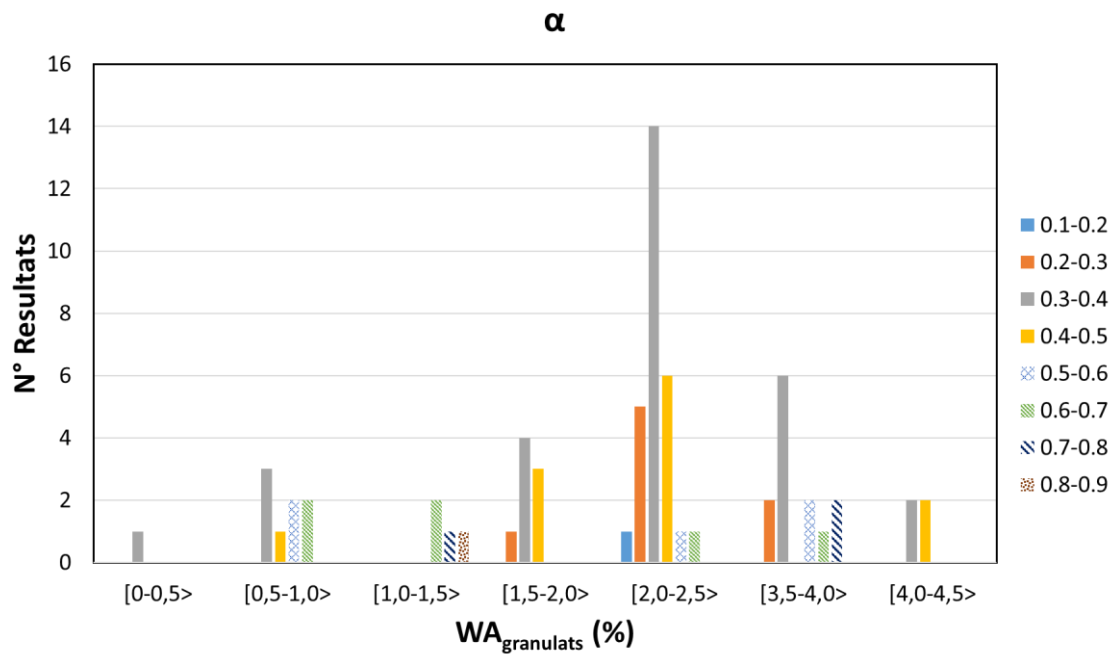


Figure B. 10 : Histogramme de α_{NAC} par rapport au coefficient d'absorption des granulats.

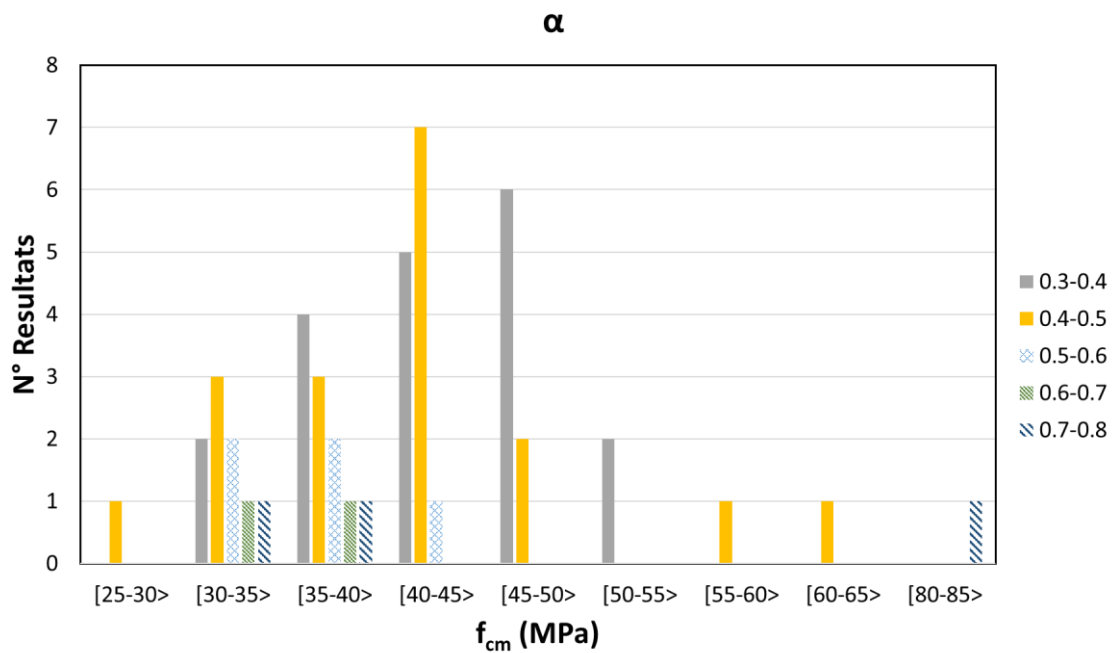


Figure B. 11 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à f_{cm} .

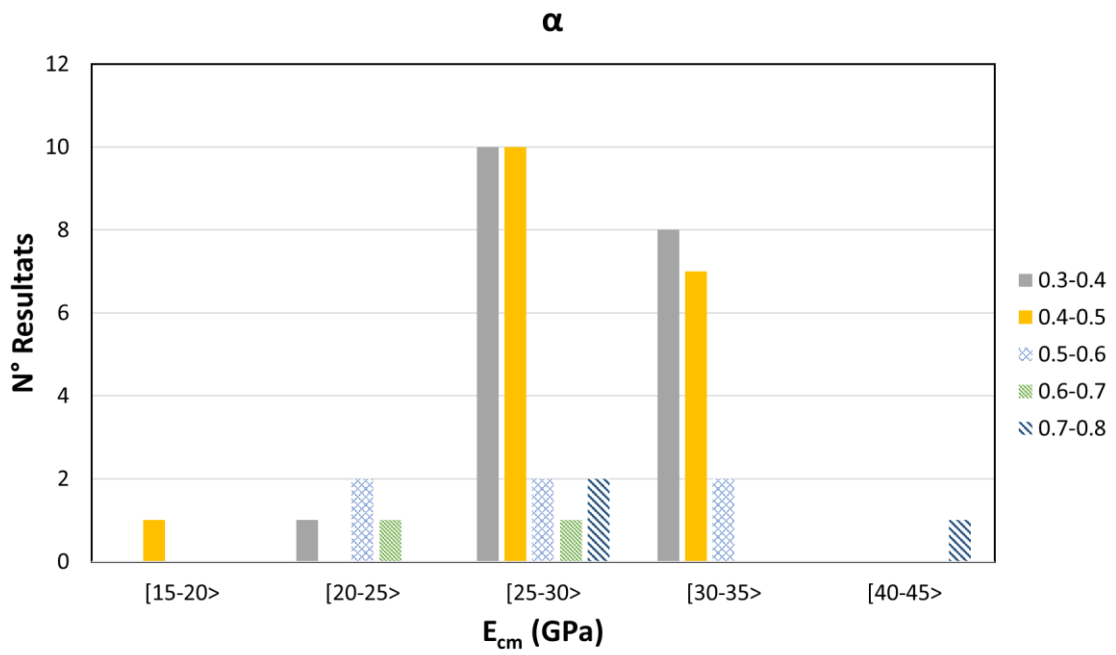


Figure B. 12 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à E_{cm} .

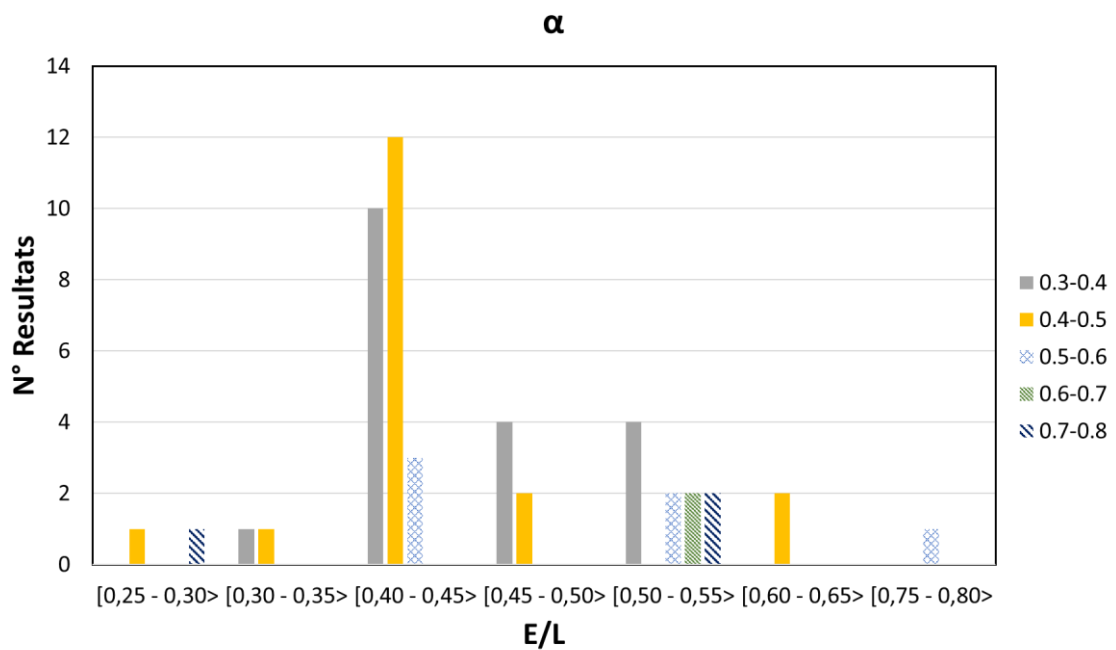


Figure B. 13 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à E/L.

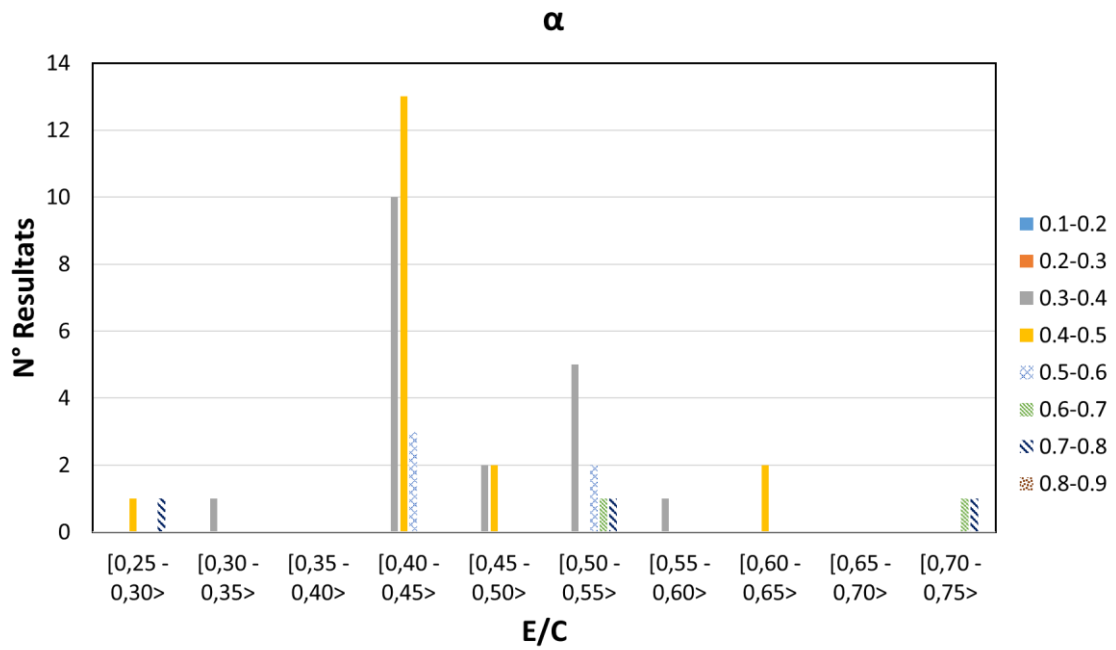


Figure B. 14 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à E/C.

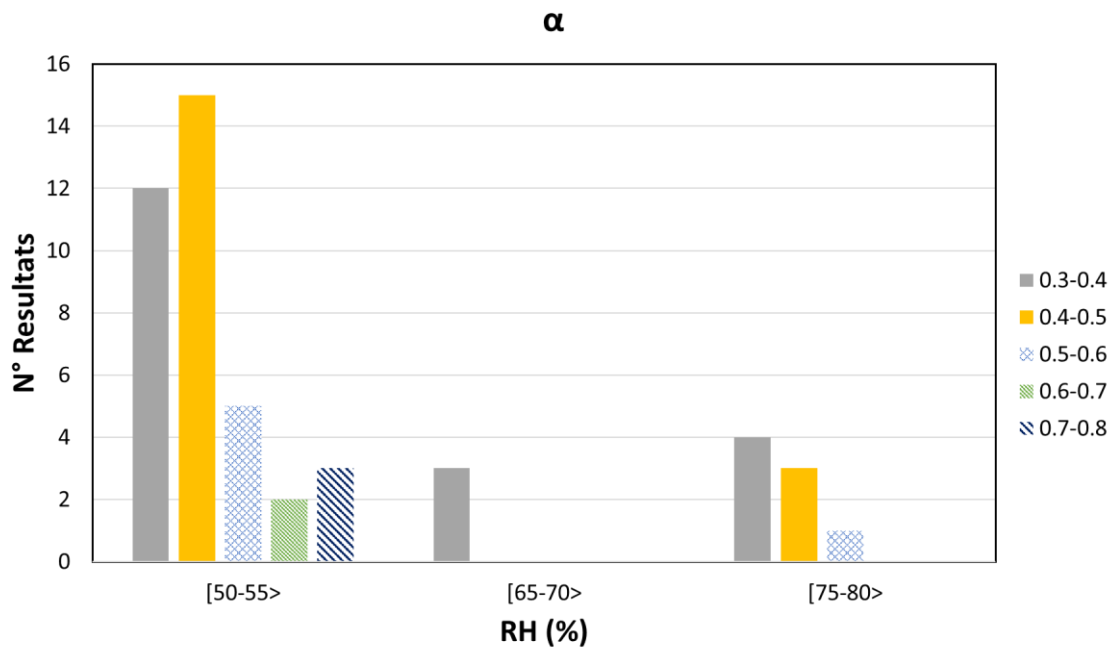


Figure B. 15 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à RH..

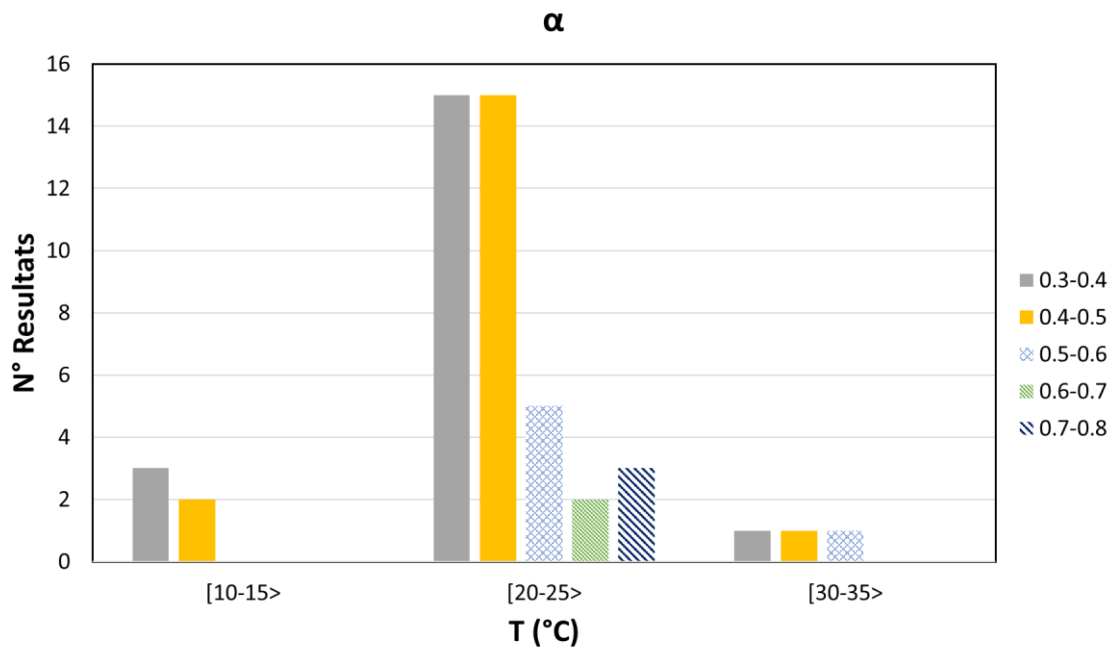
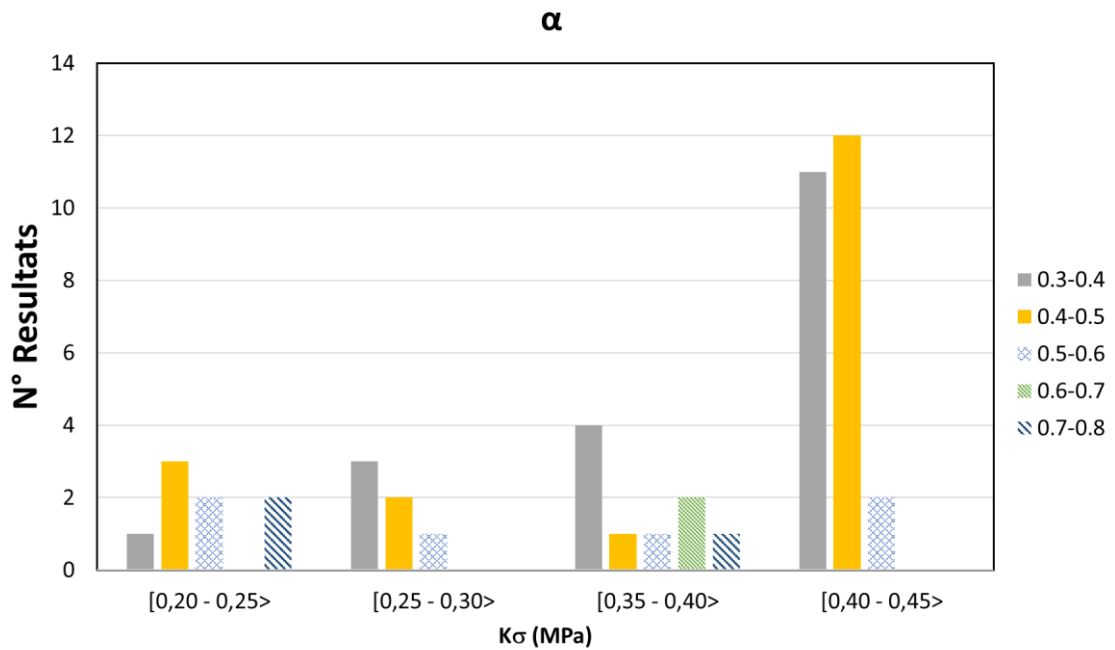
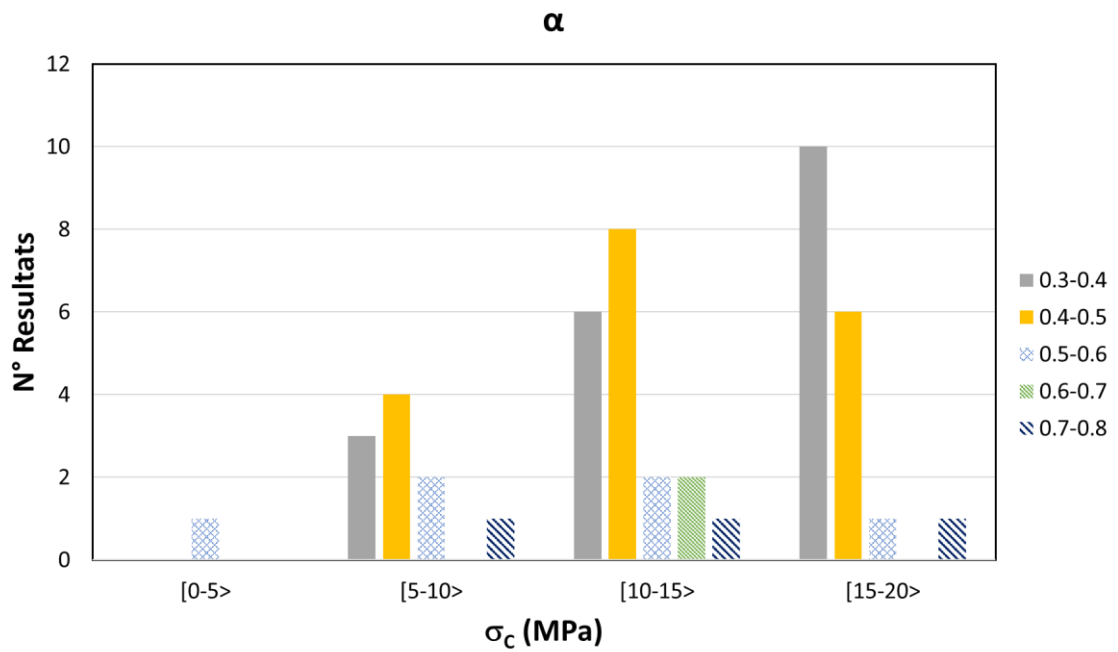
Figure B. 16 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à la température.

Figure B. 17 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à $K\sigma$.Figure B. 18 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à la contrainte appliquée.

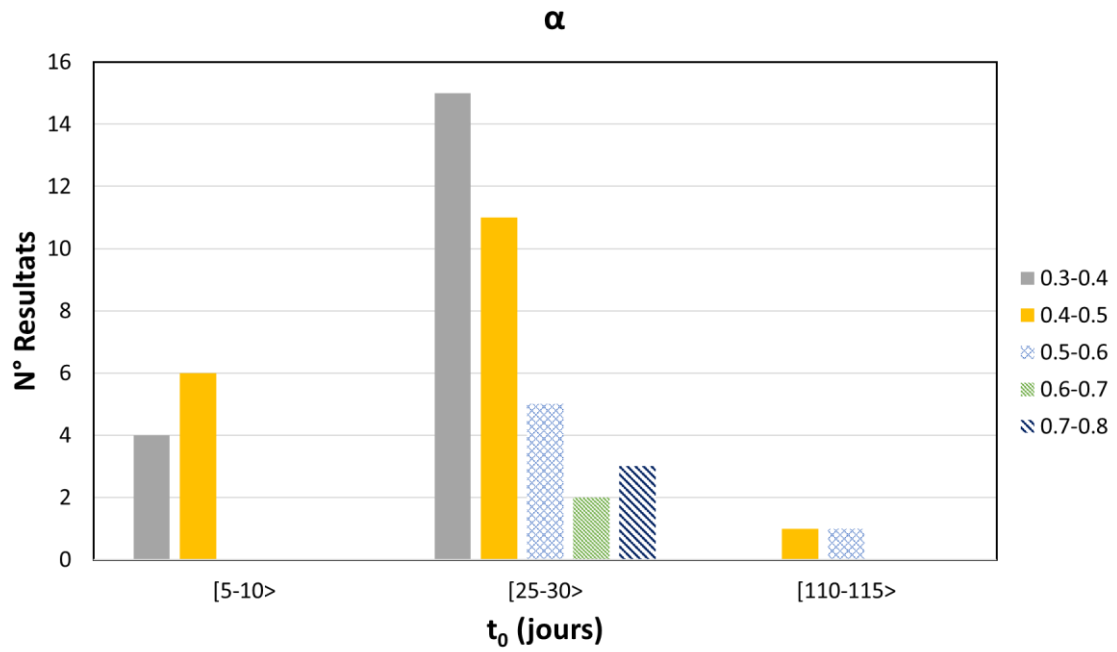


Figure B. 19 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à l'âge du chargement.

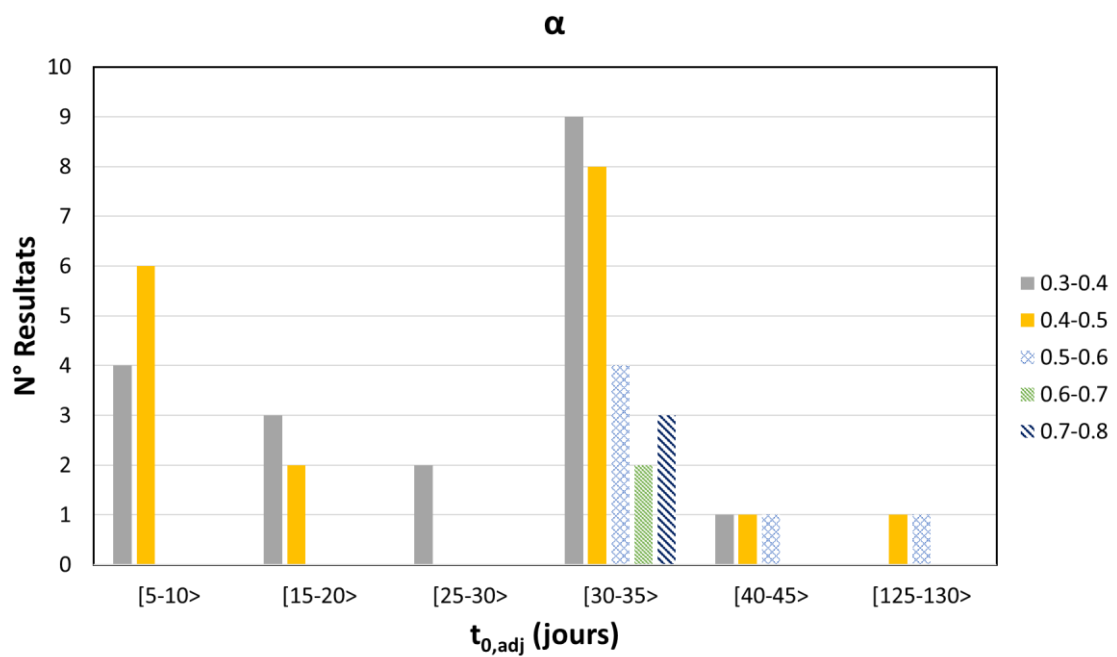


Figure B. 20 : Histogramme de α_{RAC} par rapport à l'âge de chargement ajusté.

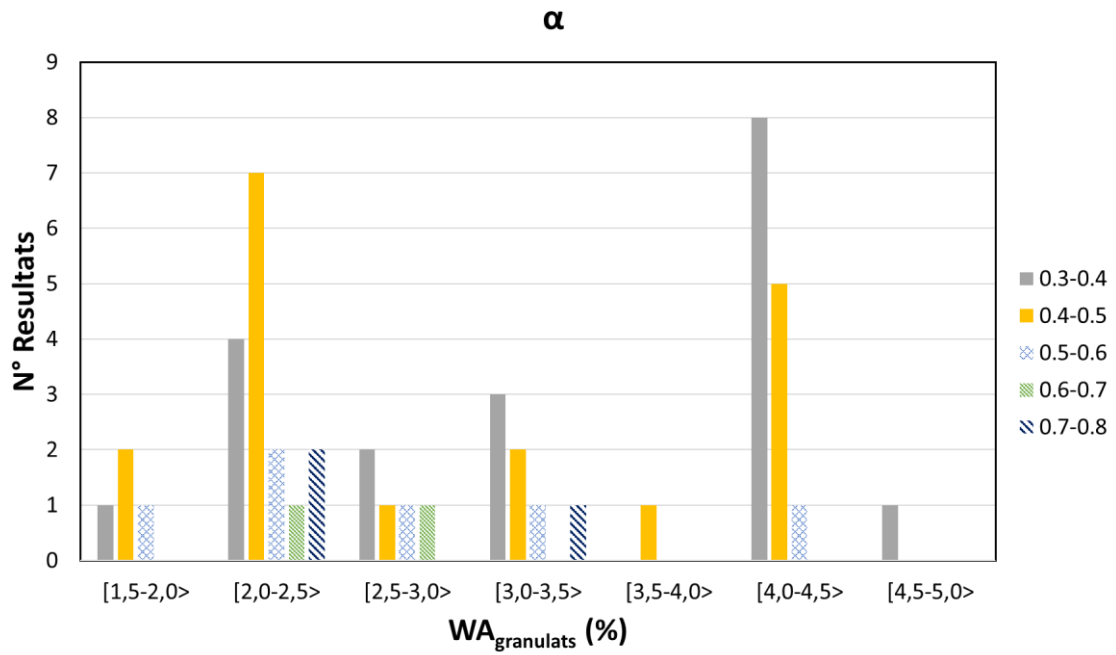


Figure B. 21 : Histogramme de α_{RAC} par rapport au coefficient d'absorption des granulats recyclés.

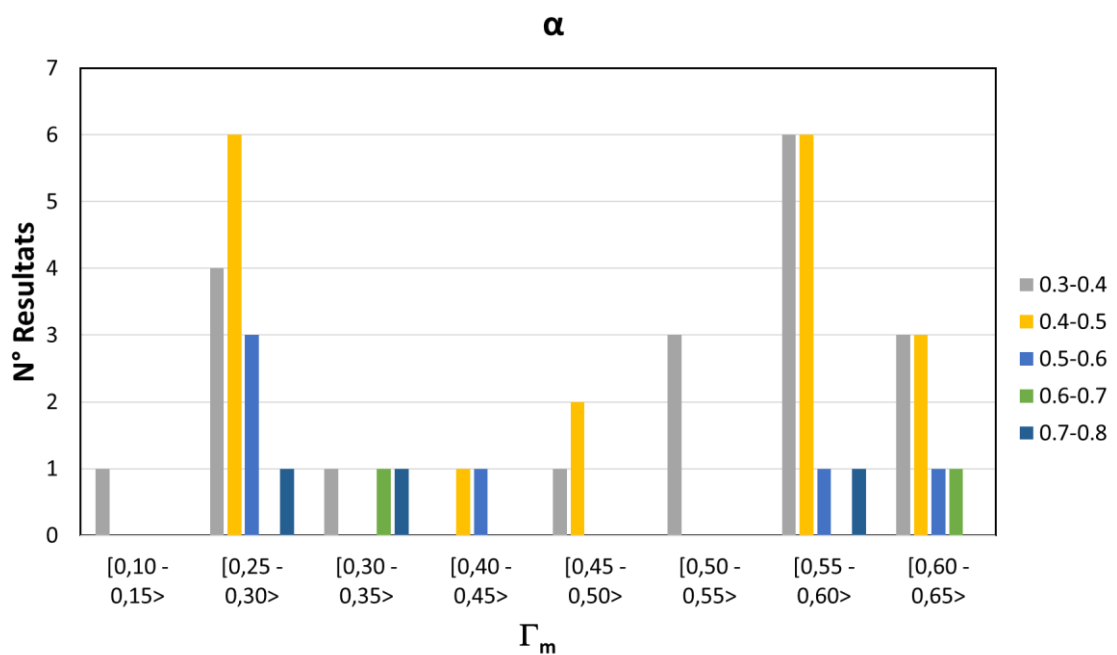


Figure B. 22 : Histogramme de α_{RAC} par rapport au taux de substitution des granulats recyclés.

Annexe C : Sensibilité des paramètres de fluage selon l'EC2

Nous étudions dans cette partie la sensibilité des paramètres décrivant le modèle du fluage de l'EC2.

Nous rappelons que le coefficient de fluage se calcule par l'expression suivante qui est déjà définie par l'équation 2.6.

$$\varphi(t, t_0) = \varphi_0 \cdot \beta_c(t, t_0) \quad \text{Equation C. 1}$$

φ_0 est le coefficient de fluage conventionnel (Equation 2.7) . L'équation C.2 rappelle le calcul de φ_0 qui est donné par l'équation 2.7.

$$\varphi_0 = \varphi_{RH} \cdot \beta(f_{cm}) \cdot \beta(t_0) \quad \text{Equation C. 2}$$

Par la suite nous présentons l'étude de la sensibilité des paramètres φ_0 et $\beta_c(t, t_0)$.

C. 1 Sensibilité de φ_0

φ_0 est le produit de 3 paramètres à savoir φ_{RH} , $\beta(f_{cm})$ et $\beta(t_0)$. φ_{RH} est un paramètre qui tient compte de l'influence de l'humidité relative sur le coefficient de fluage conventionnel.

Sensibilité de φ_{RH}

L'EC2 propose les deux équations 2.8 et 2.9 pour le calcul de φ_{RH} en fonction de la résistance à la compression f_{cm} . Les deux expressions proposées dépendent de l'humidité relative, HR, ainsi que le rayon hydraulique de l'éprouvette étudié, h_0 . La sensibilité de φ_{RH} en fonction de ces paramètres est illustrée sur la figure C.1 pour $f_{cm} \leq 35MPa$ et sur les figures C.2 à C.4 pour $f_{cm} > 35MPa$. Les expressions du calcul sont données sur les figures.

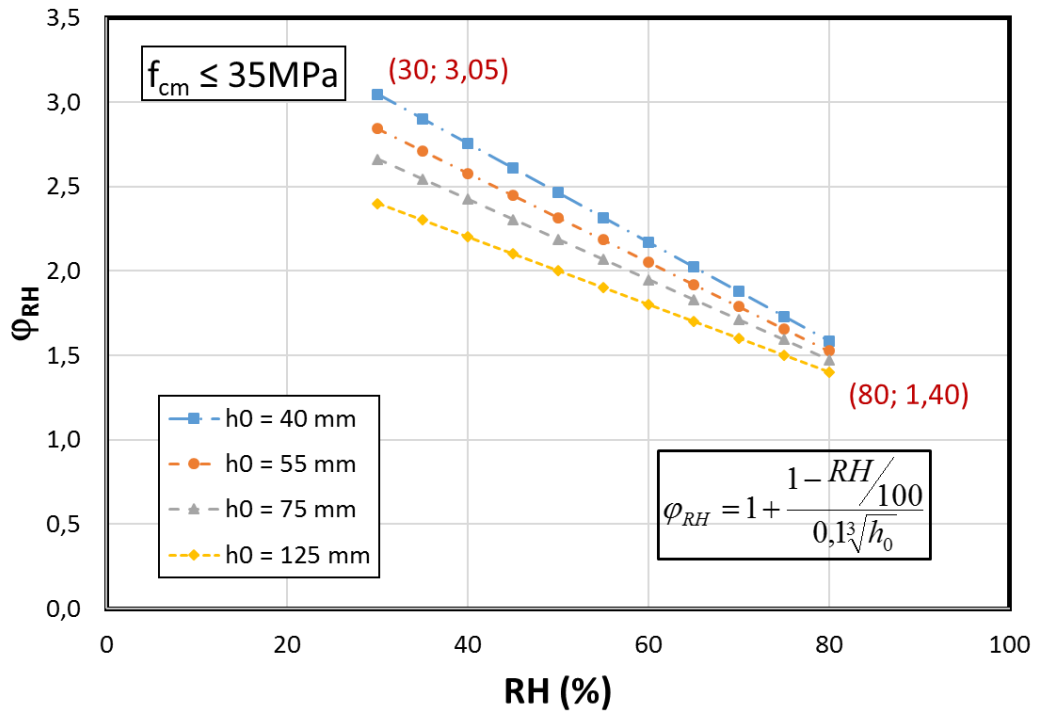


Figure C. 1: Sensibilité de φ_{RH} pour $f_{cm} \leq 35\text{MPa}$.

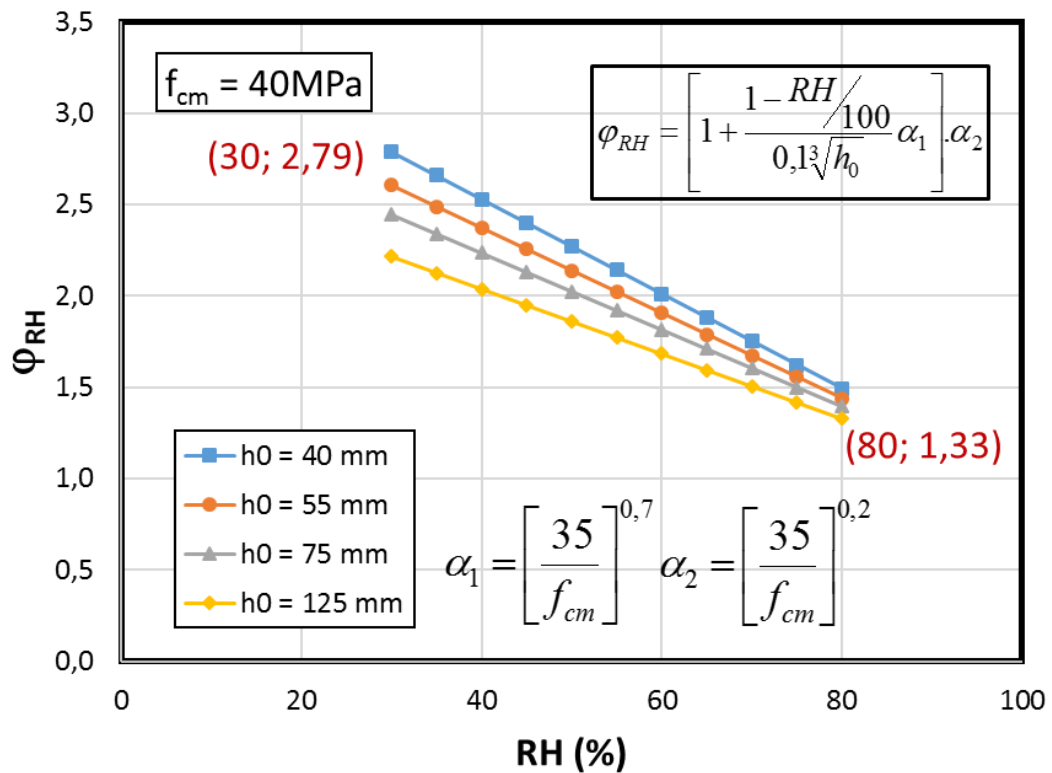
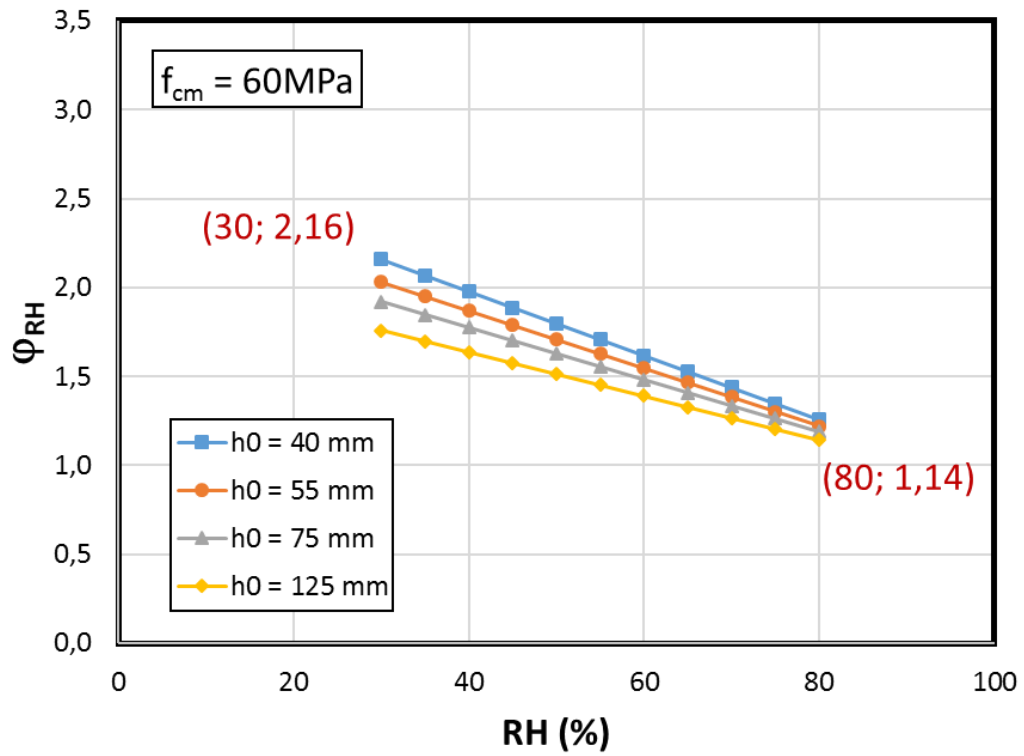
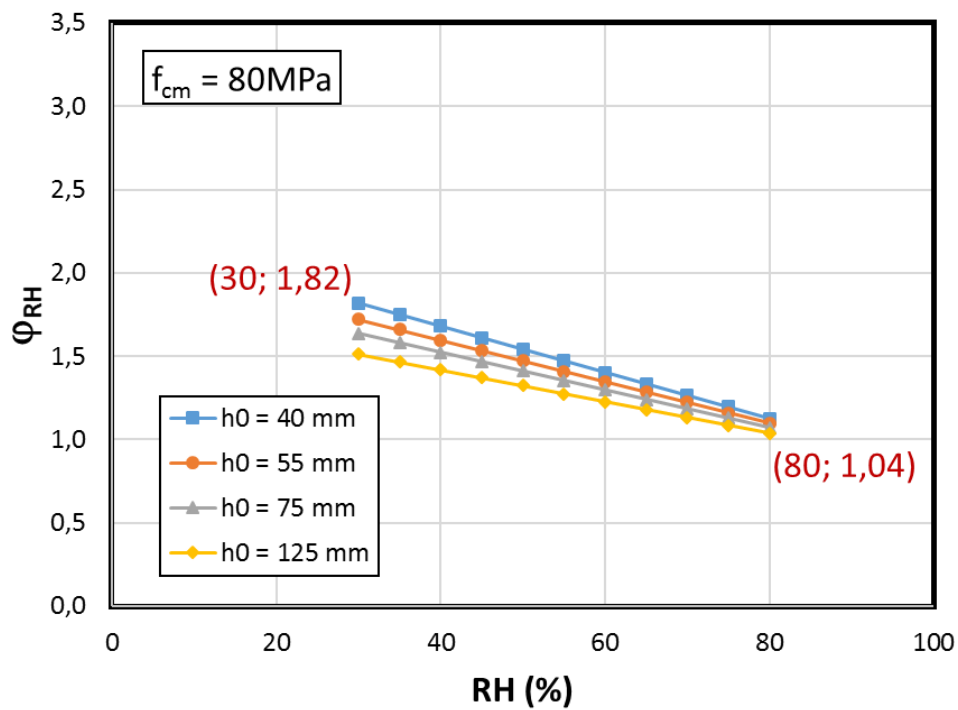


Figure C. 2 : Sensibilité de φ_{RH} pour $f_{cm} = 40\text{MPa}$.

Figure C. 3 : Sensibilité de φ_{RH} pour $f_{cm} = 60\text{MPa}$.Figure C. 4 : Sensibilité de φ_{RH} pour $f_{cm} = 80\text{MPa}$.

Sensibilité de $\beta(f_{cm})$

$\beta(f_{cm})$ est un facteur tenant compte de l'influence de la résistance du béton sur le coefficient de fluage conventionnel. Sa variation en fonction de la résistance à la compression est illustrée sur la figure C.5.

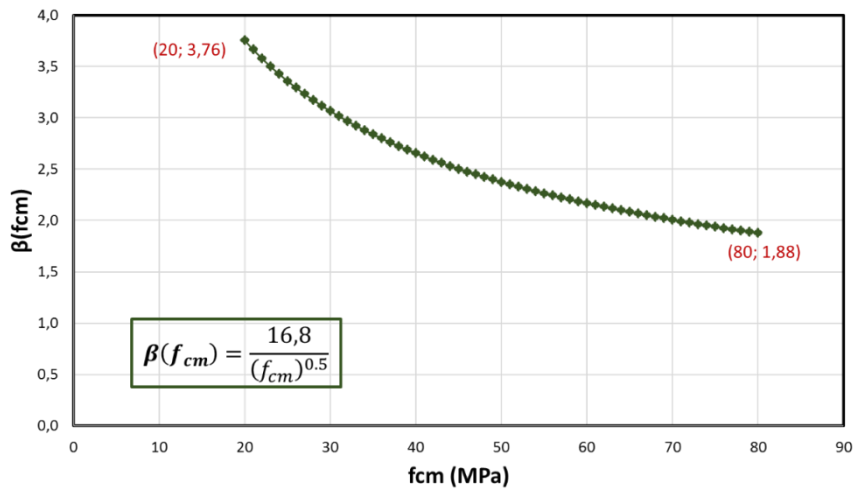


Figure C. 5 : Sensibilité de $\beta(f_{cm})$.

Sensibilité de $\beta(t_0)$:

$\beta(t_0)$ est un facteur tenant compte de l'influence de l'âge du béton au moment du chargement sur le coefficient de fluage conventionnel.

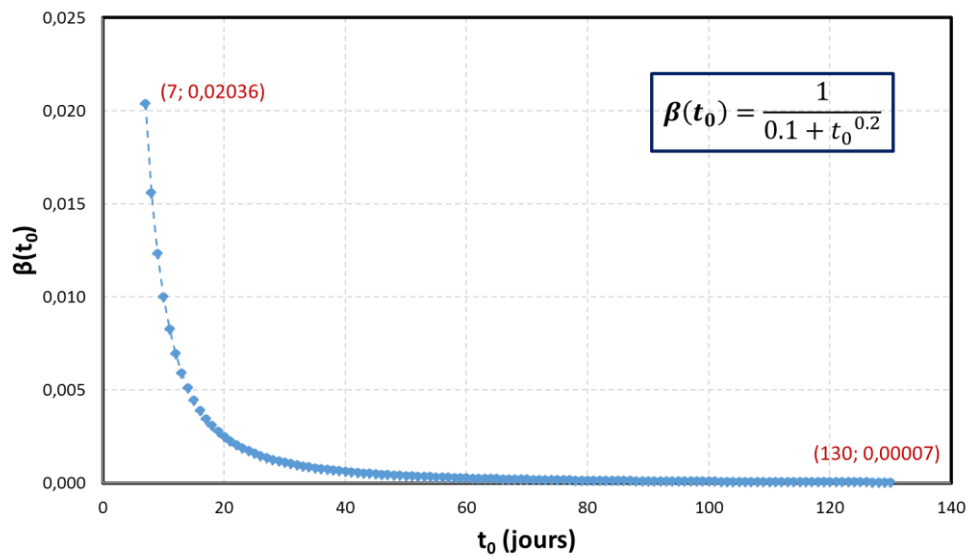


Figure C. 6 : Sensibilité de $\beta(t_0)$

Annexe D : Exemples de modélisation du fluage à l'aide d'ANSYS et d'Abaqus

D. 1 Code ANSYS ADPL pour la modélisation du fluage en compression

```
/PREP7

/VIEW,1,1,1,1

!* Définition de l'élément fini utilisé

ET,1,185

KEYOPT,1,2,0

KEYOPT,1,3,0

KEYOPT,1,6,0

KEYOPT,1,8,0

!* Définition des propriétés du matériau

MPTEMP,,,,,,,,

MPTEMP,1,0

MPDATA,EX,1,,33300

MPDATA,PRXY,1,,0.2

TB,PRONY,1,,1,SHEAR

TBDATA,1,0.81,14.8

TB,PRONY,1,,1,BULK

TBDATA,1,0.0,14.8

!* Modélisation et discrétisation de la géométrie

CYL4,0,0,0,0,75,90,300

LSEL,S,LINE,,1,2,1

LESIZE,ALL,,6,,,,,0

ALLSEL, ALL

LSEL,S,LINE,,5,6,1

LESIZE,ALL,,6,,,,,0

ALLSEL, ALL
```

Annexes

```
LSEL,S,LINE,,3,4,1

LESIZE,ALL, , ,9, , , ,0

ALLSEL, ALL

LSEL,S,LINE,,7,9,1

LESIZE,ALL, , ,30, , , ,0

ALLSEL, ALL

MSHAPE,0,3D

MSHKEY,1

VSWEEP,1

!*****

! Conditions initiales et aux limites

!*****

NSEL,S,LOC,Z,0

D,ALL,ALL

ALLSEL, ALL

NSEL,s,LOC,Y,0

D,ALL,UY

ALLSEL, ALL

NSEL,s,LOC,X,0

D,ALL,UX

ALLSEL, ALL

!*****

! Procédure de resolution non linéaire

!*****

/SOLU

NSEL,S,LOC,Z,320

SF,ALL,PRES,15

ALLSEL, ALL
```

Annexes

NCNV, 0, 1e60,,,

antype,0

nropt,auto

lnsrch,auto

NLGEOM,ON

SOLCONTROL,ON

TIME, 1

DELTIM, 0, 1, 100

AUTOTS,ON

CRPLIM,10.0,1

RATE,OFF

KBC,0

OUTRES,ALL,ALL

SOLVE

CNVTOL,F, ,0.5,2, 1,

CNVTOL,U, ,0.001,2, ,

time,168

deltim,1,0.01,1

rate,on,on

OUTRES,ALL,ALL

SOLVE

!*****

!* Post traitement des résultats

!*****

/POST26

!STORE,MERGE

NSEL,S,LOC,Z,300

NSEL,R,LOC,X,0

```
NSEL,R,LOC,Y,0  
  
*GET,maxnod,NODE,0,NUM,MAX  
  
ANSOL,2,maxnod,EPEL,z,EPCRZ_2  
  
!PLNSOL, EPEL,Z, 0,1.0  
  
XVAR,1  
  
PLVAR,2,
```

D. 2 Code ANSYS ADPL pour la modélisation du fluage en flexion

```
/CLEAR  
  
/FILENAME, CREEP_BEAM,0  
  
/TITLE, BEAM_1  
  
/PREP7  
  
/VIEW,1,1,1,1  
  
/ANG,1  
  
! Choix du type de l'élément fini  
  
ET,1,185  
  
! Choix du matériau  
  
!*  
  
MPTEMP,,,,,,,,  
  
MPTEMP,1,0  
  
MPDATA,EX,1,,28100  
  
MPDATA,PRXY,1,,0.2  
  
TB,PRONY,1,,1,SHEAR  
  
TBDATA,1,0.88,9.3  
  
TB,PRONY,1,,1,BULK  
  
TBDATA,1,0.88,9.3  
  
!*  
  
! Géométrie de l'éprouvette
```

```
BLOCK,0,100,0,200,0,600,  
!  
! Discrétisation  
!  
LSEL,S,LINE,,2,4,2  
LSEL,A,LINE,,5,7,2  
LESIZE,ALL, , ,9  
ALLSEL,ALL  
LSEL,S,LINE,,1,3,2  
LSEL,A,LINE,,6,8,2  
LESIZE,ALL, , ,10  
ALLSEL,ALL  
LSEL,S,LINE,,9,12,1  
LESIZE,ALL, , ,60  
ALLSEL,ALL  
VSWEEP,ALL  
!  
! Conditions aux limites et solution non linéaire  
!  
/SOL  
NSEL,S,LOC,Z,0  
NSEL,R,LOC,Y,0  
D,ALL,ALL  
ALLSEL,ALL  
NSEL,S,LOC,Z,600  
NSEL,R,LOC,Y,0  
D,ALL,UX,0  
D,ALL,UY,0
```

```
ALLSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,300
NSEL,R,LOC,Y,200
F,ALL,FY,-500
ALLSEL,ALL
!*
NCNV, 0, 1e60,,
ANTYPE,0
NROPT,AUTO
LNSRCH,AUTO
NLGEOM,ON
SOLCONTROL,ON
TIME, 1
DELTIM, 0, 1, 100
AUTOTS,ON
CRPLIM,10.0,1
RATE,OFF
KBC,0
OUTRES,ALL,ALL
SOLVE
CNVTOL,U, ,0.001,2, ,
TIME,97
DELTIM,1,0.01,1
RATE,ON,ON
OUTRES,ALL,ALL
SOLVE
FINISH
```

```
!*****
```



```
!* POST TRAITEMENT

!*****

/POST26

!STORE,MERGE

NSEL,S,LOC,Z,300

NSEL,R,LOC,X,0

NSEL,R,LOC,Y,0

*GET,maxnod,NODE,0,NUM,MAX

NSOL,2,maxnod,U,Y,UY_2,

XVAR,1

PLVAR,2,

ALLSEL,ALL

/POST1

*get,numss,active,0,solu,ncmss

*dim,TIM_ARR,array,numss

*dim,DIS_ARR,array,numss

*DO,I,1,numss

SET,,, ,I

*GET,U2,NODE,maxnod,U,Y

TIM_ARR(I)=I

DIS_ARR(I)=U2

*ENDDO

*CFOPEN,Creep,dat

*VWRITE,TIM_ARR(1),DIS_ARR(1)

(F8.3,F15.6)

*CFCLOSE
```

D. 3 Exemple de la modélisation viscoélastique dans ABAQUS

La première étape consiste à la définition des éléments constituant le modèle. Pour l'éprouvette représentée sur la Figure D.1 nous choisissons le solide déformable pour le bloc du béton et les supports.

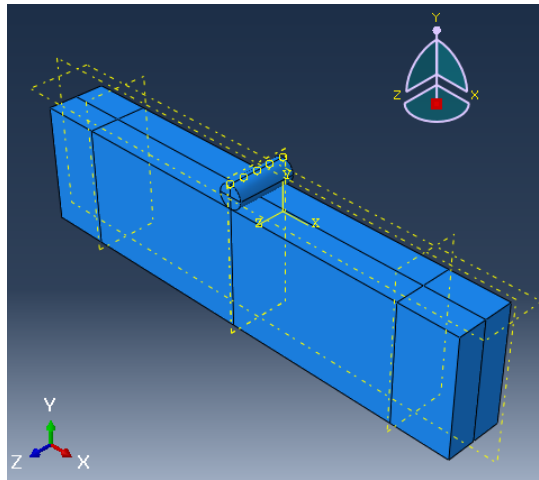


Figure D. 1 : Géométrie de la poutre modélisée sur Abaqus.

La deuxième étape consiste à la définition des propriétés des matériaux utilisés. La figure D.2 montre la définition des propriétés viscoélastiques du béton.

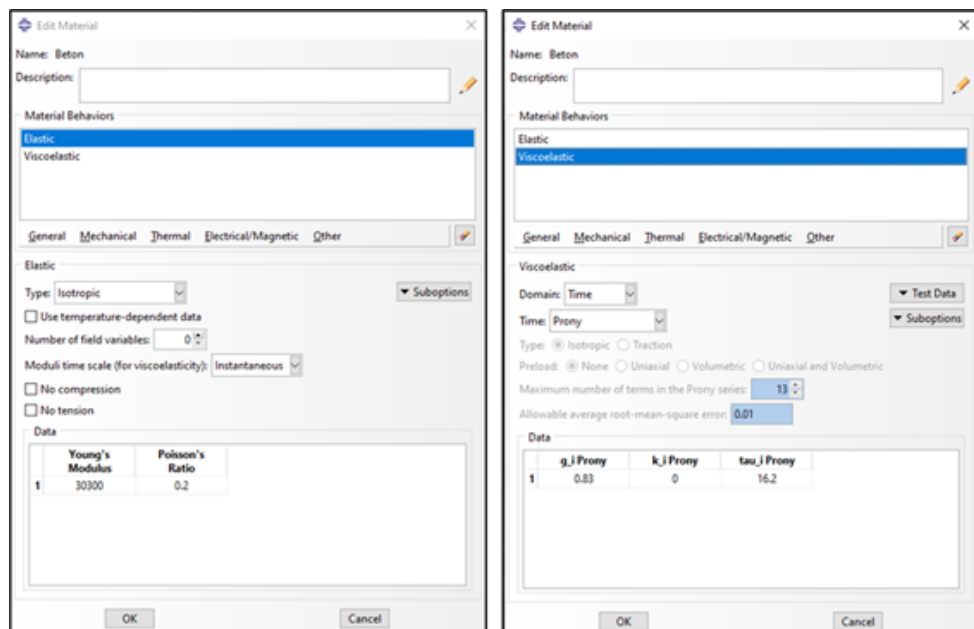


Figure D. 2 : Définition des propriétés viscoélastiques du béton.

L'analyse viscoélastique se fait en deux étapes (Figure D.3). La première étape est élastique où la charge est appliquée instantanément (Figure D.4). La figure D.5 représente par ailleurs le paramétrage de la procédure du calcul viscoélastique. Pour les deux étapes nous désactivons l'option du calcul avec grandes déformations.

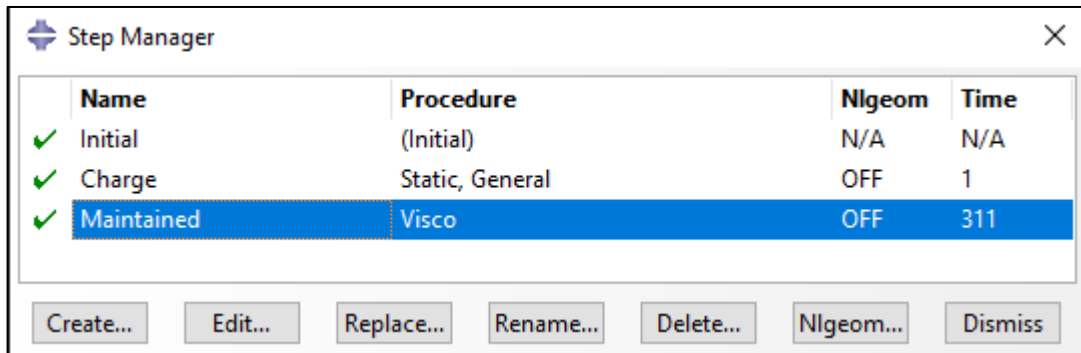


Figure D. 3 : Etapes du calcul viscoélastique.

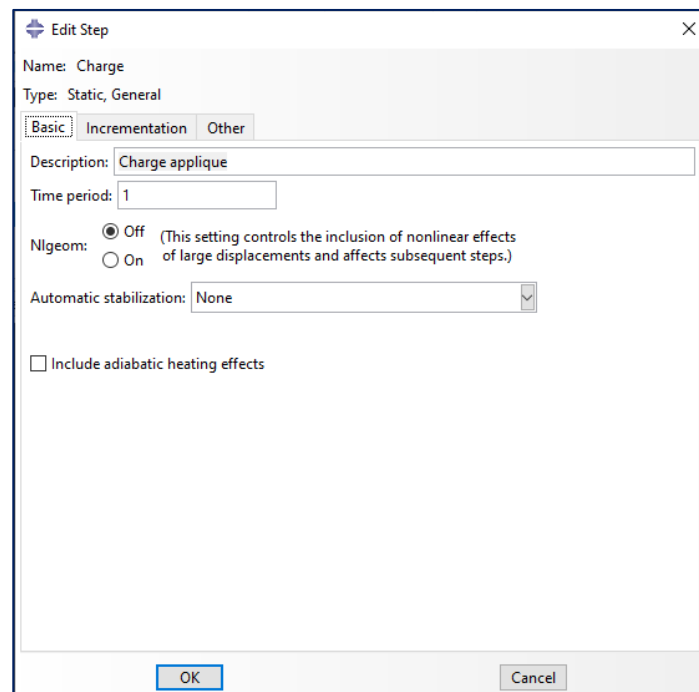


Figure D. 4 : Paramétrage de l'étape du calcul instantané sur Abaqus.

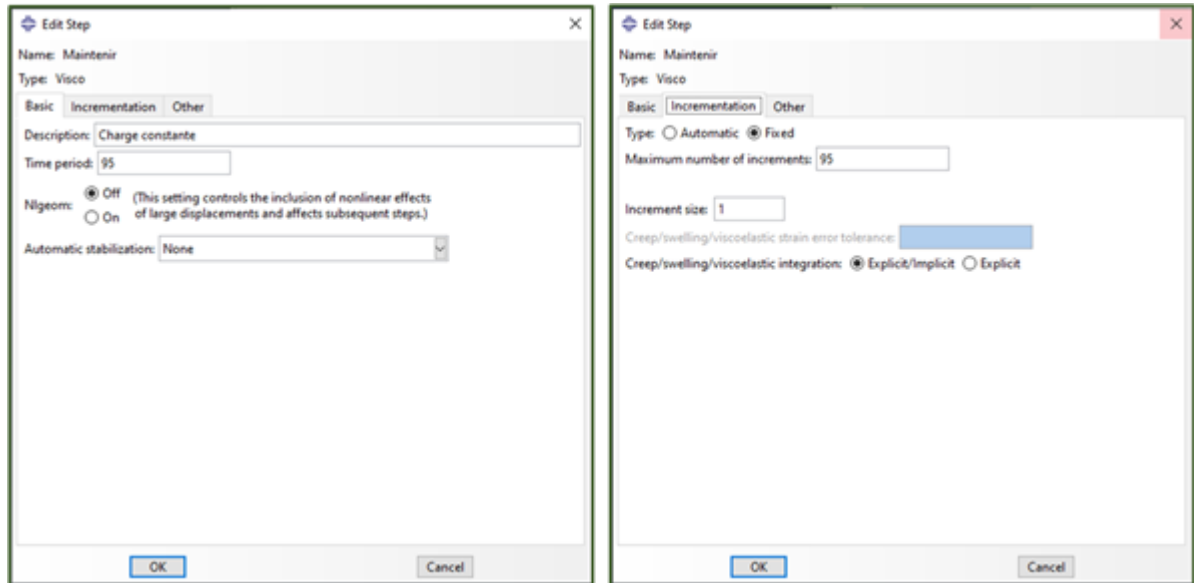


Figure D. 5 : Paramétrage de l'étape du calcul viscoélastique.

L'étape suivante est la définition de la charge appliquée ainsi que les conditions d'appuis pour assurer la stabilité de l'éprouvette étudiée (Figure D.6).

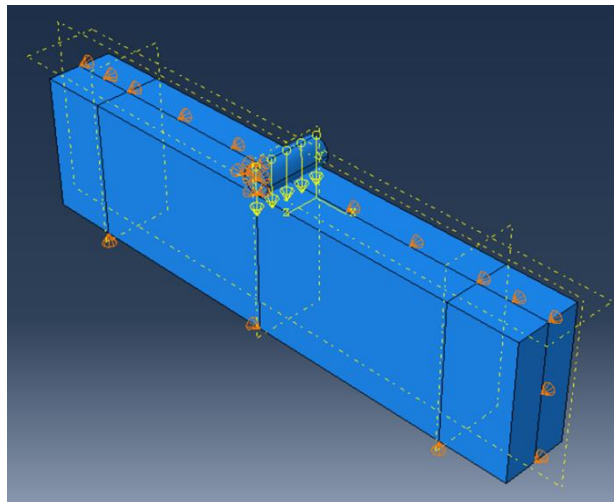


Figure D. 6 : Définition de la charge et des conditions aux limites.

La figure D.7 montre la définition d'une charge verticale de 5000 N répartie sur 5 nœuds ainsi que le blocage des déplacements aux points d'appuis.

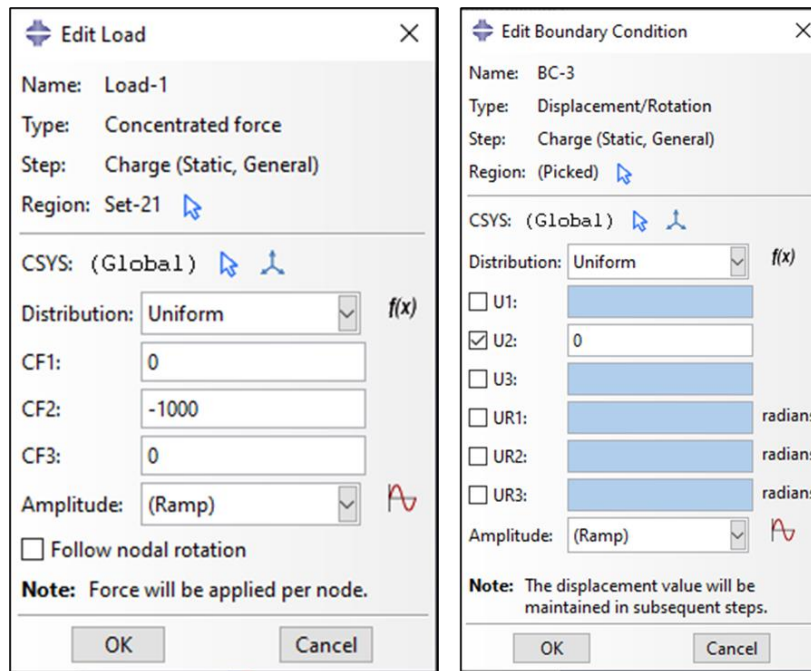


Figure D. 7 : Chargement et conditions d'appuis pour une poutre en flexion.

L'étape suivante est le maillage de l'éprouvette qui dépend de la version utilisée d'Abaqus étudiante ou professionnelle. Après le maillage nous procédons à l'analyse du modèle et à l'exploitation des résultats en 3D ou en 2D.

