POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Comportement des matériaux granulaires non liés face à la ségrégation vibratoire et à la suffossion : vers de nouveaux critères de conception pour les infrastructures routières

ZAHIA MAKKEB

Département des génies civil, géologique et des mines

Thèse présentée en vue de l'obtention du diplôme de *Philosophiæ Doctor*

Génie minéral

Décembre 2025

© Zahia Makkeb, 2025.

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Cette thèse intitulée :

Comportement des matériaux granulaires non liés face à la ségrégation vibratoire et à la suffossion : vers de nouveaux critères de conception pour les infrastructures routières

présentée par **Zahia MAKKEB**

en vue de l'obtention du diplôme de *Philosophiæ Doctor*

a été dûment acceptée par le jury d'examen constitué de :

Mamert MBONIMPA, président
Robert P. CHAPUIS, membre et directeur de recherche
Djaouida CHENAF, membre et codirectrice de recherche
Tikou BELEM, membre
Daniel VERRET, membre externe

DÉDICACE

A ma mère,

Pour ton amour inconditionnel, tes sacrifices silencieux,

et ta foi en moi, même dans les moments de doute.

Cette thèse est autant la tienne que la mienne.

A ma fille,

Tu es ma plus belle source de motivation.

Que cette thèse t'inspire à toujours de croire en tes rêves.

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à exprimer ma profonde gratitude aux membres du jury qui ont accepté d'évaluer ce travail.

Je souhaite également remercier chaleureusement mon directeur de recherche Pr. Chapuis et ma codirectrice de recherche Pr. Chenaf pour leur encadrement, leur confiance, et leur précieuse guidance tout au long de ce parcours doctoral. Leur expertise et leurs conseils m'ont permis de grandir scientifiquement et humainement.

Je suis reconnaissante aux techniciens du laboratoire d'Hydrogéologie et Environnement, Noura El-Harrak et Patrick Bernèche, pour leur disponibilité, leur soutien technique et leur aide toujours précieuse lors des travaux expérimentaux.

Mes remerciements vont également à Stéphane Brunet, pour l'approvisionnement en agrégats de Lafarge (Saint-Gabriel-de-Brandon), sans lesquels une partie essentielle de ce travail n'aurait pas été possible.

Je tiens à exprimer ma reconnaissance à mes collègues du département, pour leur camaraderie, leur entraide et leurs encouragements : Khawla, Karine, Monica, Arij, Gilbert, Yuyu, Quyen, Christian, Madison, Sergio, Corentin, et tous ceux dont le nom m'échappe à cet instant — veuillez me pardonner l'oubli, il n'enlève rien à l'affection et la gratitude que je vous porte.

Je souhaite adresser une pensée particulière à ma famille, pilier indéfectible de mon parcours. À mes proches, pour leur patience, leurs encouragements et leur présence, même à distance. Votre soutien a été essentiel dans les moments d'effort comme dans ceux du doute.

Enfin, merci à toutes celles et ceux qui, de près ou de loin, ont contribué à ce travail et m'ont accompagné durant ce chapitre exigeant mais enrichissant de ma vie.

RÉSUMÉ

La performance et la durabilité des infrastructures routières reposent en grande partie sur la qualité des matériaux granulaires utilisés dans les différentes couches de la structure. Pourtant, ces matériaux dits « non liés », souvent considérés comme secondaires par rapport aux enrobés bitumineux, jouent un rôle fondamental dans la stabilité mécanique et hydraulique des chaussées. Au Québec, plus de 50 % du réseau routier est en mauvais état, et les causes de cette dégradation sont multiples : surcharge due au trafic lourd, sous-dimensionnement, vieillissement des infrastructures, mais aussi comportement méconnu des matériaux d'assise face aux sollicitations mécaniques (vibrations induites par le compactage ou la circulation) et hydriques (infiltration, remontée capillaire, gradients hydrauliques). Dans ce contexte, la présente thèse vise à mieux comprendre les mécanismes d'instabilité interne dans les matériaux granulaires non liés, en mettant l'accent sur deux phénomènes majeurs : la ségrégation granulaire induite par vibration et la suffossion sous gradients hydrauliques cycliques.

Trois objectifs spécifiques ont été poursuivis. Le premier consistait à analyser l'effet de la forme des grains et de la distribution granulométrique sur la ségrégation en conditions sèches. Le deuxième portait sur l'effet de la teneur en eau sur la mobilité des particules et les redistributions internes. Le troisième visait à étudier l'impact combiné de la forme des grains et de l'hétérogénéité initiale sur le développement de la suffossion.

Pour ce faire, deux matériaux concassés aux caractéristiques contrastées ont été sélectionnés : un calcaire à grains sub-anguleux (SA) et un matériau siliceux à grains sub-arrondis (SR). Leur composition minéralogique a été déterminée par diffraction des rayons X (XRD), et leur morphologie caractérisée à l'aide d'analyses d'images haute résolution. Des courbes granulométriques normalisées (BNQ-2560-114) ont été reconstruites en laboratoire à partir de ces matériaux, incluant des gradations continues, discontinues et uniformes.

Des essais de compactage vibratoire ont été réalisés sur une table vibrante instrumentée, reproduisant les effets dynamiques d'un compacteur sur chantier. Les échantillons, constitués de trois couches compactées successivement, ont été testés à sec et à différentes teneurs en eau (2 %, 4 %, 6 %, 8 %, 10 %). Après vibration, chaque couche a été extraite, séchée et analysée par tamisage pour évaluer les redistributions de particules. Un indice de ségrégation relative (RSI) a été utilisé pour quantifier le degré de réorganisation verticale.

Les résultats des essais à sec ont montré que les matériaux sub-arrondis présentent systématiquement des degrés de ségrégation plus élevés que les matériaux sub-anguleux, soulignant le rôle fondamental de la forme des grains. Des indicateurs granulométriques comme D_{10} et D_{30} se sont révélés sensibles à la ségrégation, avec un appauvrissement en fines dans les couches supérieures. Le coefficient de courbure C_c et le coefficient d'uniformité Cu ont été identifiés comme des facteurs de risque : plus ces indices sont élevés, plus le matériau est susceptible de se réorganiser sous vibration. L'analyse a également montré qu'un simple écart de 3 à 10 % dans certaines fractions (notamment entre 5 mm et 1.25 mm ou les fines < 80 µm) pouvait modifier significativement le comportement, confirmant la forte sensibilité aux variations des fines de la granulométrie.

L'étude de l'effet de l'eau a révélé un comportement non linéaire. À teneur en eau faible (2 à 4 %), les ponts capillaires renforcent la cohésion entre grains, limitant la mobilité et la ségrégation. Au contraire, à partir de 6 % d'eau, des redistributions importantes ont été observées, traduisant des mouvements d'eau (drainage gravitaire ou remontée capillaire) activés par vibration. La forme des grains influence également le comportement en présence d'eau : les matériaux SR affichent des RSI plus élevés même à teneur en eau élevée. Des phénomènes de liquéfaction localisée ont été détectés à plus de 50% de saturation dans les gradations discontinues à forte teneur en fines.

La troisième partie de la thèse s'est intéressée à la suffossion sous gradients hydrauliques cycliques. Un perméamètre à parois rigides transparentes a été conçu et instrumenté pour suivre les pressions interstitielles à différentes hauteurs. Trois essais ont été réalisés : deux à 4 % de teneur en eau (côté sec de Proctor) et un à 8 % (côté humide). Les résultats ont confirmé que les échantillons initialement plus hétérogènes (8 %) sont plus sensibles à l'érosion interne. Les matériaux SR, moins anguleux, ont présenté des pertes de masse plus importantes et des redistributions granulaires plus marquées. La perméabilité saturée (K_{sat}) a montré une évolution typique en trois phases : réduction initiale (restructuration), plateau (ajustement du flux), puis effondrement (érosion). Les modèles de Forchheimer et la loi de Puissance ont bien décrit les écoulements non linéaires, tandis que le modèle de Kozeny-Carman s'est avéré limité pour les matériaux hétérogènes sub-anguleux (SA).

Les résultats mettent en lumière le lien fort entre la morphologie des grains, la ségrégation induite par compactage et le déclenchement de la suffossion, confirmant que la stabilité interne d'un

matériau granulaire ne peut être prédite par la granulométrie seule. La forme des grains, la teneur en eau à la compaction, et l'hétérogénéité verticale sont des facteurs de première importance.

Cette thèse de doctorat propose plusieurs recommandations pratiques : éviter les matériaux sub-arrondis dans les couches critiques, limiter la teneur en fines en dessous de 10 %, contrôler la répartition granulométrique avec une attention particulière aux fractions intermédiaires, et privilégier une compaction sur le côté sec de Proctor pour réduire la variabilité. Elle appelle également à revoir certains outils de prédiction de la perméabilité et à intégrer des critères de stabilité interne dans les normes de conception.

En somme, cette thèse contribue à une meilleure compréhension des instabilités internes dans les matériaux non liés utilisés dans les infrastructures de transport, et fournit des bases solides pour une sélection plus rationnelle des matériaux granulaires, en tenant compte non seulement de leur granulométrie, mais aussi de leur forme, de leur compacité, de leur teneur en eau et de leur hétérogénéité initiale.

ABSTRACT

The performance and durability of road infrastructures largely depend on the quality of the granular materials used in the various structural layers. However, these so-called "unbound" materials—often considered secondary compared to asphalt layers—play a fundamental role in the mechanical and hydraulic stability of pavements. In Quebec, over 50% of the road network is in poor condition, and the causes of this degradation are multiple: overloading due to heavy traffic, underdesign, aging infrastructure, as well as limited understanding of the behavior of base materials under mechanical (vibrations induced by compaction or traffic) and hydraulic (infiltration, capillary rise, hydraulic gradients) stresses. In this context, the present thesis aims to better understand the mechanisms of internal instability in unbound granular materials, focusing on two major phenomena: vibration-induced granular segregation and suffusion under cyclic hydraulic gradients.

Three specific objectives were pursued. The first was to analyze the effect of grain shape and particle size distribution on segregation under dry conditions. The second examined the effect of water content on particle mobility and internal redistributions. The third aimed to study the combined impact of grain shape and initial heterogeneity on the development of suffusion.

To this end, two crushed materials with contrasting characteristics were selected: a sub-angular grain limestone (SA) and a sub-rounded siliceous material (SR). Their mineralogical composition was determined using X-ray diffraction (XRD), and their morphology was characterized using high-resolution image analysis. Standardized gradation curves (BNQ-2560-114) were reconstructed in the laboratory from these materials, including continuous, gap-graded, and uniform gradations.

Vibratory compaction tests were conducted on an instrumented vibrating table, simulating the dynamic effects of a field compactor. Samples composed of three successively compacted layers were tested in dry conditions and at various water contents (0%, 2%, 4%, 6%, 8%, 10%). After vibration, each layer was extracted, dried, and analyzed by sieving to assess particle redistribution. A Relative Segregation Index (RSI) was used to quantify the degree of vertical reorganization.

The dry tests showed that sub-rounded materials consistently exhibited higher degrees of segregation than sub-angular ones, highlighting the fundamental role of grain shape. Gradation indicators such as D_{10} and D_{30} were found to be sensitive to segregation, with depletion of fines in the upper layers. The coefficients of curvature (C_c) and uniformity (C_U) were identified as risk

factors: the higher these values, the more prone the material is to reorganization under vibration. The analysis also showed that even a 3 to 10% difference in certain size fractions (notably between 5 mm and 1.25 mm or fines < 80 µm) could significantly alter the behavior, confirming high sensitivity to fine-scale gradation variations.

The study of water effects revealed a nonlinear behavior. At low water contents (2 to 4%), capillary bridges enhanced grain cohesion, limiting mobility and segregation. Conversely, above 6% water content, significant redistributions were observed, indicating water movements (gravity-driven drainage or capillary rise) activated by vibration. Grain shape also influenced the behavior in the presence of water: SR materials exhibited higher RSI values even at high water contents. Localized liquefaction phenomena were detected at over 50% saturation in gap-graded mixtures with high fine content.

The third part of the thesis focused on suffusion under cyclic hydraulic gradients. A transparent-wall rigid-wall permeameter was designed and instrumented to monitor pore pressures at different heights. Three tests were conducted: two at 4% water content (dry side of Proctor) and one at 8% (wet side). Results confirmed that initially more heterogeneous specimens (8%) were more sensitive to internal erosion. The SR materials, being less angular, showed greater mass loss and more pronounced grain redistributions. Saturated permeability (Ksat) showed a typical three-phase evolution: initial reduction (restructuring), plateau (flow adjustment), and collapse (erosion). Forchheimer and power-law models accurately described the non-linear flows, while the Kozeney-Carman model was found to be limited for heterogeneous sub-angular materials.

The results highlight the strong link between grain morphology, compaction-induced segregation, and the initiation of suffusion, confirming that the internal stability of a granular material cannot be predicted by gradation alone. Grain shape, water content at compaction, and vertical heterogeneity are key factors.

This research offers several practical recommendations: avoid sub-rounded materials in critical layers, limit fine content below 10%, control the particle size distribution with special attention to intermediate fractions, and favor compaction on the dry side of Proctor to reduce variability. It also calls for a revision of certain permeability prediction tools and the integration of internal stability criteria into design standards.

In summary, this work contributes to a better understanding of internal instabilities in unbound materials used in transport infrastructure and provides a solid foundation for more rational selection of granular materials, considering not only gradation, but also grain shape, compaction, water content, and initial heterogeneity.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE III

REMERCIEMENTS IV

RÉSUMÉ V

ABSTRACT VIII

LISTE DES TABLEAUX XVI

LISTE DES FIGURES XXI

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS XXVI

LISTE DES ANNEXES XXIX

CHAPITRE 1 INTRODUCTION 1

1.1 Mise en contexte et problématique 1

1.2 Objectifs de la thèse 3

1.2.1 Objectif principal 3

1.2.2 Objectifs spécifiques 3

1.3 Structure du document 4

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE 6

2.1 Généralités sur les chaussées 6

2.1.1 Origines et propriétés des granulats 6

2.1.2 Exigences relatives aux matériaux non liés des chaussées 8

2.1.3 Mécanismes de dégradation des couches granulaires des chaussées 10

2.2 Écoulements dans les milieux poreux 13

2.2.1 Loi de Darcy et limite du régime laminaire 14

2.2.2 Écoulement non linéaire 15

2.3 Érosion interne par suffossion 17

2.3.1 Description générale du mécanisme 19

2.3.2 Paramètres influençant la stabilité interne 21

2.3.3 Critères de prédiction 27

2.4 Ségrégation des matériaux granulaires 41

2.4.1 Mécanismes de ségrégation 42

2.4.2 Facteurs influençant la ségrégation sous vibration 46

2.4.3 Modèles de quantification 48

CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE 52

3.1 Caractérisation des propriétés des granulats 52

3.1.1 Matériau et propriété mécanique des granulats 52

3.1.2 Analyse minéralogique par diffraction des rayons X 54

3.1.3 Angularité 57

3.1.4 Courbes granulométriques 59

3.1.5 Densité des grains solides 59

3.2 Procédure expérimentale pour les essais de ségrégation 62

3.2.1 État sec 63

3.2.2 État humide 66

3.3 Procédure expérimentale pour les essais d'érosion interne 67

3.3.1 Dispositif expérimental 67

3.3.2 Préparation et saturation des échantillons 70

3.3.3 Procédure des essais 71

CHAPITRE 4 ARTICLE 1: INFLUENCE OF GRAIN SHAPE AND GRADATION ON VIBRATION-INDUCED SEGREGATION OF DRY CRUSHED STONE 74

4.1 Introduction 75

4.2 Materials and Methods 77

4.2.1 Materials 77

4.2.2 X-ray diffraction (XRD) analyses 81

4.2.3 Grain shape 83

4.2.4 Equipment and Procedure 85

4.2.5 Test validation 87

4.2.6 Segregation Quantification 88

4.3 Results and Discussion 93

4.3.1 Influence of characteristics diameters 93

4.3.2 Effect of Grain size Distribution (GSD) curvature 96

4.3.3 Filter criteria 99

4.3.4 Effect of grain shape 101

4.3.5 Compaction behavior 104

4.4 Conclusion 105

CHAPITRE 5 ARTICLE 2: EXPERIMENTAL STUDY ON WATER CONTENT AND GRAINS MIGRATION IN GRANULAR MATERIALS SUBJECTED TO VIBRATION 108

5.1 Introduction 109

5.2 Methodology 112

5.2.1 Materials 112

5.2.2 Equipment and procedure 114

5.2.3 Segregation quantification 116

5.3 Results and discussion 118

5.3.1 Effect of water content on segregation for SR aggregate 118

5.3.2 Degree of saturation, S_r, and porosity, n for SR aggregate 119

5.3.3 Vertical distribution of water content, w for the SR aggregate 124

5.3.4 Fines migration for the SR aggregate 126

5.3.5 Grain shape effect 127

5.4 Conclusion 129

CHAPITRE 6 ARTICLE 3: EXPERIMENTAL STUDY ON THE EFFECT OF GRAIN SHAPE AND SOIL HETEROGENEITY ON SUFFOSSION INITIATION UNDER CYCLIC HYDRAULIC GRADIENTS 132

6.1 Introduction 133

6.2 Materials and methods 137

6.2.1 Materials 137

6.2.2 Assessment of segregation susceptibility 139

6.2.3 Test apparatus 140

6.2.4 Sample preparation and saturation 141

6.2.5 Test procedure 142

6.3 Results and discussion 144

6.3.1 Visual observation 144

6.3.2 Flow velocity response under cyclic hydraulic gradients 146

6.3.3 Evolution of saturated hydraulic conductivity under cyclic gradients 149

6.3.4 Predicted vs measured saturated hydraulic conductivity 152

6.3.5 Migration of finer particles 155

6.3.6 Non-Darcy flow characterization 158

6.4 Conclusion 164

CHAPITRE 7 DISCUSSIONS GÉNÉRALES 166

7.1 Essais de ségrégation à l'état sec sous vibration verticale et secousses horizontales du matériau (sub-angulaire) SA 166

7.1.1 Montage expérimental 166

7.1.2 Procédure expérimentale 168

7.1.3 Résultats 168

7.2 Courbes débit-gradient (v-i) 171

7.2.1 Configuration homogène (E1 et E 2) 172

7.2.2 Configuration hétérogène (E3) 173

7.2.3 Synthèse 175

7.3 Analyse des courbes v-i selon les modèles de Forchheimer et la loi de puissance 175

7.3.1 Modèle de Forchheimer 176

7.3.2 Loi de puissance 182

7.3.3 Confrontation entre les deux modèles 188

CHAPITRE 8 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS 190

RÉFÉRENCES 194

ANNEXES 210

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1: Relations empiriques pour les coefficients de Forchheimer *a* et *b*. 16

Tableau 2.2: Résumé des critères classiques selon Chapuis (1992). 34

Tableau 2.3: Mécanisme de ségrégation des matériaux granulaires. 44

Tableau 3.1: Propriétés mécaniques des deux granulats. 54

Tableau 3.2: Caractéristiques de la forme des grains des deux granulats concassés par fraction granulométrique. 58

Tableau 3.3: Fuseaux granulométriques de spécification pour les matériaux de coussin granulaire (CG) et d'enrobage de la MTQ. 60

Tableau 3.4: Caractéristiques des granulométries. 62

Tableau 3.5: Spécifications techniques de la table vibrante. 62

Tableau 3.6: Résultats statistiques illustrant la variabilité expérimentale entre essais répétés (cas extrêmes) 66

Tableau 3.7: Résistance hydraulique du perméamètre. 70

Tableau 3.8: Récapitulatif des conditions initiales des essais. 73

Tableau 4.1: Mechanical properties of the two aggregate types. 79

Tableau 4.2: Gradation characteristics. 81

Tableau 4.3: Grain shape characteristics of the two crushed aggregates by size fraction. 84

Tableau 4.4: Summary of repeatability statistics for the two extreme cases. 88

Tableau 5.1: Gradations characteristics. 114

Tableau 5.2: Main characteristics of the vibratory table. 115

Tableau 5.3: Summary of the results observed during the experiments. 123

Tableau 5.4: Roundness and sphericity values of granular materials. 129

Tableau 6.1: Main geometrical criteria to assess internal instability. 137

Tableau 6.2: Influence of Aggregate Type and Water Content on Relative Segregation Index (RSI) of Gradation B, with Specific Gravity (G_S), Roundness (R), and Sphericity (S). 140

Tableau 6.3: Summary of initial test conditions. 144

Tableau 6.4:Cumulative eroded dry masses for homogeneous (E1, E2) and heterogeneous (E3) configurations for SR and SA materials. 158

Tableau 6.5:Fitted Forchheimer parameters *a* and *b* for SR and SA materials under different test configurations. 160

Tableau 6.6: Fitted power-law parameters *C* and *n* for SR and SA materials under different test configurations. 163

Tableau 7.1: Caractéristiques du tamiseur (Gilson). 168

Tableau 7.2: Résultats des essais de ségrégation : RSI selon le type de vibration (horizontale vs verticale) pour le matériau SA et les granulométries Bo, Mo, Yo et Yg. 169

Tableau 7.3: Paramètres d'ajustement du modèle Forchheimer, *a* et *b*, de la couche supérieure pour les matériaux SA et SR à différentes configurations d'essai E1, E2 et E3. 177

Tableau 7.4: Paramètres d'ajustement du modèle Forchheimer, *a* et *b*, de la couche centrale pour les matériaux SA et SR à différentes configurations d'essai E1, E2 et E3. 179

Tableau 7.5: Paramètres d'ajustement du modèle Forchheimer, *a* et *b*, de la couche inférieure pour les matériaux SA et SR à différentes configurations d'essai E1, E2 et E3. 180

Tableau 7.6: Paramètres d'ajustement de la loi de Puissance, *C* et *n*, de la couche supérieure pour les matériaux SA et SR à différentes configurations d'essai E1, E2 et E3. 183

Tableau 7.7: Paramètres d'ajustement de la loi de Puissance, *C* et *n*, de la couche centrale pour les matériaux SA et SR à différentes configurations d'essai E1, E2 et E3. 185

Tableau 7.8: Paramètres d'ajustement de la loi de Puissance, *C* et *n*, de la couche inférieure pour les matériaux SA et SR à différentes configurations d'essai E1, E2 et E3. 187

Tableau A.1 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-arrondi (SR) pour la fraction < 5mm (ASTM-D854) 204

Tableau A.2 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-arrondi (SR) pour la fraction retenue au tamis 5 mm (ASTM C127) 205

Tableau A.3 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-arrondi (SR) pour la fraction retenue au tamis 10 mm (ASTM C127) 206

Tableau A.4 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-arrondi (SR) pour la fraction retenue au tamis 14 mm (ASTM C127) 207

Tableau A.5 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-arrondi (SR) pour la fraction retenue au tamis 20 mm (ASTM C127) 208

Tableau A.6 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-angulaire (SA) pour la fraction < 5mm (ASTM C127) 209

Tableau A.7 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-angulaire (SA) pour la fraction retenue au tamis 5 mm (ASTM C127) 210

Tableau A.8 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-angulaire (SA) pour la fraction retenue au tamis 10 mm (ASTM C127) 211

Tableau A.9 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-angulaire (SA) pour la fraction retenue au tamis 14 mm (ASTM C127) 212

Tableau A.10 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-angulaire (SA) pour la fraction retenue au tamis 20 mm (ASTM C127) 213

Tableau B.1 : Résultats statistiques illustrant la variabilité expérimentale entre deux essais pour les matériaux B, M et T 214

Tableau B.2 : Résultats statistiques illustrant la variabilité expérimentale entre deux essais pour les matériaux X et Y 214

Tableau B.3 : Résultats statistiques illustrant la variabilité expérimentale entre deux essais pour les matériaux Bo, Mo et Yo 214

Tableau B.4 : Résultats statistiques illustrant la variabilité expérimentale entre deux essais pour les matériaux Mg et Xg 215

Tableau C.1 : Granulométries post-vibratoire des matériaux SA et SR de la courbe B 216

Tableau C.2 : Granulométries post-vibratoire des matériaux SA et SR de la courbe Bo 217

Tableau C.3 : Granulométries post-vibratoire des matériaux SA et SR de la courbe X 218

Tableau C.4 : Granulométries post-vibratoire des matériaux SA et SR de la courbe Xg 219

Tableau C.5 : Granulométries post-vibratoire des matériaux SA et SR de la courbe Tg..... 220

Tableau C.6 : Granulométries post-vibratoire des matériaux SA et SR de la courbe T..... 221

Tableau C.7 : Granulométries post-vibratoire des matériaux SA et SR de la courbe Mo 222

Tableau C.8 : Granulométries post-vibratoire des matériaux SA et SR de la courbe Mg 224

Tableau C.9 : Granulométries post-vibratoire des matériaux SA et SR de la courbe M 225

Tableau C.10 : Granulométries post-vibratoire des matériaux SA et SR de la courbe Y 226

Tableau C.11 : Granulométries post-vibratoire des matériaux SA et SR de la courbe Yo 227

Tableau C.12 : Granulométries post-vibratoire des matériaux SA et SR de la courbe Yg 228

Tableau C.13 : Granulométries post-vibratoire du matériau SR de la courbe B à différentes teneurs en eau..... 231

Tableau C.14 : Granulométries post-vibratoire du matériau SR de la courbe M à différentes teneurs en eau..... 232

Tableau C.15 : Granulométries post-vibratoire du matériau SR de la courbe T à différentes teneurs en eau..... 233

Tableau C.16 : Granulométries post-vibratoire du matériau SR de la courbe X à différentes teneurs en eau..... 234

Tableau C.17 : Granulométries post-vibratoire du matériau SR de la courbe Y à différentes teneurs en eau..... 235

Tableau C.18 : Granulométries post-vibratoire du matériau SR de la courbe Bo à différentes teneurs en eau..... 237

Tableau C.19 : Granulométries post-vibratoire du matériau SR de la courbe Mo à différentes teneurs en eau 238

Tableau C.20 : Granulométries post-vibratoire du matériau SR de la courbe Yo à différentes teneurs en eau 239

Tableau C.21 : Granulométries post-vibratoire du matériau SR de la courbe Mg à différentes teneurs en eau 240

Tableau C.22 : Granulométries post-vibratoire du matériau SR de la courbe Tg à différentes teneurs en eau 241

Tableau C.23 : Granulométries post-vibratoire du matériau SR de la courbe Xg à différentes teneurs en eau 242

Tableau C.24 : Granulométries post-vibratoire du matériau SR de la courbe Yg à différentes teneurs en eau 243

Tableau C.25 : Granulométries post-vibratoire du matériau SA de la courbe B à différentes teneurs en eau 244

Tableau C.26 : Granulométries post-vibratoire du matériau SA de la courbe Bo sous vibration horizontal 248

Tableau C.27 : Granulométries post-vibratoire du matériau SA de la courbe Yo sous vibration horizontal 249

Tableau C.28 : Granulométries post-vibratoire du matériau SA de la courbe Mo sous vibration horizontal 250

Tableau C.29 : Granulométries post-vibratoire du matériau SA de la courbe Yg sous vibration horizontal 251

Tableau D.1 : Exemple d'évaluation du degré de saturation selon la méthode de Chapuis et al. (1989) de l'essai E1 du matériau SR 252

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1: Carte des provinces géologiques du Québec (Doucet, 2014). 7

Figure 2.2: Fuseaux granulométriques exigés par les normes gouvernementales pour les coussins granulaire (BNQ-2560-114). 9

Figure 2.3: Relation entre le gradient hydraulique et la vitesse d'écoulement dans un milieu poreux (Bordier et Zimmer, 2000). 15

Figure 2.4: Classification des sols analysés par Lafleur et al. (1989). 23

Figure 2.5: Critère de Kezdi (1969). 29

Figure 2.6: Critère de Kenney et Lau (1985, 1986). 31

Figure 2.7: Critère de Burenkova (1993). 33

Figure 2.8: Critère de Wan and Fell (2008). 36

Figure 3.1: Illustration des fractions granulométriques (grossières et fines) des matériaux étudiés : (a) sub-anguleux (SA), (b) sub-arrondis (SR). 53

Figure 3.2: Analyse minéralogique des granulats SA et SR par diffraction des rayons X (DRX).55

Figure 3.3: Profil DRX du granulat SA (à base de calcaire). 56

Figure 3.4: Profil DRX du granulat SR (à base siliceuse). 57

Figure 3.5: Les courbes granulométriques sélectionnées: a) CG14, b) CG20, c) CG20c. 61

Figure 3.6: Dispositif expérimental : (1) photographie et (b) représentation schématique. 63

Figure 3.7: Répétabilité des courbes granulométriques: (a) sol à distribution discontinue (type Yg), (b) sol bien gradué (courbe uniforme de type Tg). 65

Figure 3.8: Perméamètre à paroi rigide : (a) photographie et (b) schéma. 69

Figure 3.9: Profil du gradient hydraulique appliqué : augmentation et diminution progressives sur deux cycles. 72

Figure 3.10: Courbe de compactage des matériaux SA et SR - essai Proctor modifié 72

Figure 4.1: Coarse and fine soil particle fractions of samples (a) sub-angular, SA and (b) sub-rounded, SR. 79

Figure 4.2: Grain size distributions of : (a) global comparison of all groups, (b) B group (lower limit), (c) T group (upper limit), (d) X group, (e) M group (median), and (f) Y group. ..... **Erreur! Signet non défini.**

Figure 4.3: X-Ray Diffraction profile of (a) SA (Limestone Based), and (b) SR (Siliceous Based) aggregates. 83

Figure 4.4: Image binarization for (a) SR, and (b) SA materials. 85

Figure 4.5: Experimental setup: (a)photograph and (b) schematic drawing. 86

Figure 4.6: Comparison of the grain size distribution curves from duplicate tests (test 1 (T1) and test 2 (T2)) for (a) gap graded (Yg), and (b) well graded (uniform curve Tg) aggregates. .. 87

Figure 4.7: *CI* versus S_m. 91

Figure 4.8: Measured and fitted relationship between WCV and PCI for SR material: (a) 7-8 size fractions and (b) 10-11 size fractions. 93

Figure 4.9: Measured characteristic diameters D_{95}/D_{95o}, D_{50}/D_{50o}, D_{30}/D_{30o}, and D_{10}/D_{10o} as function of the section positions for SA and SR materials. 96

Figure 4.10: RSI vs C_c for SA and SR materials. 98

Figure 4.11: RSI vs C_u for SA and SR materials. 99

Figure 4.12: Variation of RSI with (a) h'' and (b) Ch for SA and SR materials. 99

Figure 4.13: Variation of RSI vs $D15C/D85F$. 100

Figure 4.14: Variation of e_{max} with segregation index for SA and SR materials. 102

Figure 4.15: Comparison between the void ratio range (e_{max}-e_{min}) and segregation index for SA and SR materials. 102

Figure 4.16: Variation of maximum void ratio as a function of C_u for different roundness values. 103

Figure 4.17: Variation of minimum void ratio as a function of C_U for different roundness values. 104

Figure 4.18: vertical strain of (a) SA, and (b) SR materials. 105

Figure 5.1: The grain size distribution of the tested materials. 113

Figure 5.2: Illustration of (a) photograph and (b) schematic representation of test setup. 115

Figure 5.3: Variation of RSI in relation to water content..... 119

Figure 5.4: The variations of the degree of saturation and the porosity over time for the tested materials, categorized according to the percentage passing of fines..... 122

Figure 5.5: Photographs showing the behavior of the soil Xg after 8 min of vibration, (a) with the baseplate in place, and (b) without the baseplate. 123

Figure 5.6: The behavior of soil Yg during mold filling at *w* = 10%..... 124

Figure 5.7: Post-test of vertical water content distribution in the samples. 126

Figure 5.8: Influence of grain shape on RSI-Water content relationship for identical GSD (B gradation); SR = subrounded, SA = subangular..... 129

Figure 6.1: Coarse and fine grain size fractions of the materials: (a) SA and (b) SB. 138

Figure 6.2: Grain size distribution (B) designed according to BNQ 2560-114. 139

Figure 6.3: Modified Rigid Wall Permeameter: (a) photograph and (b) schematic drawing. 141

Figure 6.4: Applied hydraulic gradient profile: progressive increase and decrease over two cycles. 143

Figure 6.5: Modified Proctor test for SA and SR materials. 144

Figure 6.6: Post-compaction appearance of SA and SR materials at different water contents (4% vs. 8%)..... 145

Figure 6.7: Turbidity levels observed after internal erosion testing for SR (top) and SA (bottom) materials by water content and test cycle..... 146

Figure 6.8: Flow velocity vs hydraulic gradient for SA and SR materials during cycles 1 and 2 of tests E1, E2, and E3..... 148

Figure 6.9: Comparison of hydraulic conductivity response to two hydraulic loading cycles in Homogenous (E1) and heterogeneous (E3) specimens of SR and SA materials. 152

Figure 6.10: Predicted vs experimental saturated hydraulic conductivity for different configuration (E1-E3) and grain shapes (SA and SR) prior to internal erosion (the first i = 0.02 during cycle 1)..... 154

Figure 6.11: (a) Predicted vs measured saturated hydraulic conductivity after suffossion (the last i = 0.02 during cycle 2) for the three configurations (E1-E3) and two grain shapes (SA and SR) materials. (b) Zoom on low-$k$sat values from (a) illustrating the prediction accuracy. 155

Figure 6.12: Post-test grain size distribution for internal erosion tests E1 and E3 for SR and SA materials. 157

Figure 6.13: Best-fit curves of the Forchheimer model applied to full-column flow data (P1-P4) for tests E1 and E3 in cycles 1 and 2 for SR materials. 159

Figure 6.14: Best-fit curves of the Forchheimer model applied to full-column flow data (P1-P4) for tests E1 and E3 in cycles 1 and 2 for SA materials. 160

Figure 6.15: Best-fit curves of the power-law model applied to full-column flow data (P1–P4) for tests E1 and E3 in cycles 1 and 2 for SR materials. 162

Figure 6.16: Best-fit curves of the power-law model applied to full-column flow data (P1–P4) for tests E1 and E3 in cycles 1 and 2 for SA materials. 163

Figure 7.1: Images du dispositif expérimental pour les essais de ségrégation sous vibration horizontale. 167

Figure A.1 : Analyse granulométrique de la fraction fine du matériau sub-angulaire (SA) et sub-arrondie (SR) par laser 203

Figure E.1 : Évolution des courbes v-i des matériaux SR et SA aux cycles 1 et 2 pour les configurations E1, E2 et E3..... 253

Figure F.1 : Comparaison des courbes ajustées du modèle de Forchheimer à l'écoulement mesuré dans la section supérieure (P1–P2) pour les essais E1, E2 et E3 (cycles 1 et 2) avec matériaux sub-arrondis (SR) et sub-angulaires (SA) 255

Figure F.2 : Comparaison des courbes ajustées du modèle de Forchheimer à l'écoulement mesuré dans la section centrale (P2–P3) pour les essais E1, E2 et E3 (cycles 1 et 2) avec matériaux sub-arrondis (SR) et sub-angulaires (SA) 257

Figure F.3 : Comparaison des courbes ajustées du modèle de Forchheimer à l'écoulement mesuré dans la section inférieure (P3–P4) pour les essais E1, E2 et E3 (cycles 1 et 2) avec matériaux sub-arrondis (SR) et sub-angulaires (SA) 259

Figure F.4 : Comparaison des courbes ajustées de la loi de Puissance à l'écoulement mesuré dans la section supérieure (P1–P2) pour les essais E1, E2 et E3 (cycles 1 et 2) avec matériaux sub-arrondis (SR) et sub-angulaires (SA) 261

Figure F.5 : Comparaison des courbes ajustées de la loi de Puissance à l'écoulement mesuré dans la section centrale (P2–P3) pour les essais E1, E2 et E3 (cycles 1 et 2) avec matériaux sub-arrondis (SR) et sub-angulaires (SA) 263

Figure F.6 : Comparaison des courbes ajustées de la loi de Puissance à l'écoulement mesuré dans la section inférieure (P3–P4) pour les essais E1, E2 et E3 (cycles 1 et 2) avec matériaux sub-arrondis (SR) et sub-angulaires (SA) 265

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

a	Coefficient lié a la perméabilité du matériau de la loi de Forchheimer (TL^{-1})
b	Coefficient inertiel de la loi Forchheimer (T^2L^{-2})
C_C	Coefficient de courbure (-)
CGx	Coussin granulaire de 0 à x mm
C_h	Indicateur de courbure (-)
CI	Indice de grossissement (-)
C.R.	Compacité relative (-)
CQ	Quartile de grossissement (-)
C_U	Coefficient d'uniformité (-)
D_X	Diamètre des particules correspondant à x% passant (mm)
G_S	Densité relative des grains solides (-)
GSD	Distribution granulométrique des grains (-)
E1	Essai d'érosion interne no. 1, compacté à 4% d'eau
E2	Essai d'érosion interne no. 2, compacté à 4% d'eau
E3	Essai d'érosion interne no. 3, compacté à 8% d'eau
e	Indice des vides (-)
e_{max}	Indice des vides maximal (-)
e_{min}	Indice des vides minimal (-)
H	Hauteur de la colonne (mm)
$i_{1\text{-}2}$	Gradient hydraulique local mesuré entre les piézomètres P1 et P2 (-)
$i_{1\text{-}4}$	Gradient hydraulique local mesuré entre les piézomètres P1 et P4 (-)
$i_{2\text{-}3}$	Gradient hydraulique local mesuré entre les piézomètres P2 et P3 (-)
$i_{3\text{-}4}$	Gradient hydraulique local mesuré entre les piézomètres P3 et P4 (-)

i Gradient hydraulique appliqué (-)

i_c Gradient hydraulique critique théorique

i_{ch} Gradient hydraulique qui réduit le coefficient α (-)

k_{sat} Conductivité hydraulique saturée (L/T)

$k_{1\text{-}2}$ Conductivité hydraulique saturée mesurée entre les piézomètres P1 et P2 (L/T)

$k_{2\text{-}3}$ Conductivité hydraulique saturée mesurée entre les piézomètres P2 et P3 (L/T)

$k_{3\text{-}4}$ Conductivité hydraulique saturée mesurée entre les piézomètres P3 et P4 (L/T)

$k_{1\text{-}4}$ Conductivité hydraulique saturée mesurée entre les piézomètres P1-P4 (L/T)

Log$D$ Moyenne logarithmique de la taille des grains (-)

MGx Matériau granulaire de 0 à x mm.

MSI Indice de Ségrégation Maximal (-)

n Porosité (-)

n Nombre de particules (-)

PCI Indice caractéristique des particules (-)

PSD Distribution granulométrique des particules (-)

R Facteur de rondeur des grains (-)

RSI Indice de Ségrégation Relatif (-)

S Sphéricité des grains (-)

S Pente de la portion fine de la courbe granulométrique d'un matériau (-)

S Pourcentage du passant du point d_n (%)

S_r Degré de saturation (%)

S_m Indice du matériau (-)

TSI Indice de Ségrégation du Test (-)

USCS Unified Soil Classification System

v	Vitesse d'écoulement moyen de Darcy (L/T)
w	Teneur en eau massique (%)
WCV	Coefficient de variation pondéré (-)
γ'	Poids volumique déjaugé (kN/m^3)
γ_w	Poids volumique de l'eau (kN/m^3)
ρ_d	Masse volumique sèche (ML^{-3})
ρ_{dmax}	Masse volumique sèche maximale (ML^{-3})
μ	Viscosité dynamique (ML^{-1}T^{-1})

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE A caractéristiques des matériaux 210

ANNEXE B Analyse de la répétabilité des essais de ségrégation a sec 221

ANNEXE C granulométries post-vibratoires..... 223

ANNEXE D évaluation du degré de saturation 267

ANNEXE E courbes débit-gradient pour les matériaux SR et SA 268

ANNEXE F Ajustement des courbes v-i en utilisant les modeles de Forchheimer et de Puissance 270

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Mise en contexte et problématique

Au Québec, le réseau routier fait face à un défi structurel majeur. Selon le plus récent rapport du Vérificateur général (VGQ, 2023), près de 50% des chaussées provinciales sont classées en mauvais état, représentant plus de 15 000 km de routes dégradées. Cette détérioration généralisée résulte d'un ensemble de facteurs cumulatifs, parmi lesquels figurent le climat rigoureux, l'ancienneté du réseau (dont la grande partie a été construite entre les années 1950 et 1970), la sous-estimation de la surcharge due au transport lourd, ainsi qu'un déficit chronique en entretien préventif. À ces éléments s'ajoutent parfois des erreurs de dimensionnement, notamment en ce qui concerne l'épaisseur des couches de fondation ou de revêtement, qui peuvent accélérer la dégradation des chaussées.

Alors que de nombreux travaux de recherche ont porté sur la performance des mélanges bitumineux utilisés en couche de roulement, ceux-ci ne sont pas au cœur de la présente étude. En revanche, un aspect souvent sous-estimé mérite une attention particulière : la qualité des matériaux granulaires utilisés dans les différentes couches de la structure routière. Or, la performance globale à long terme d'une chaussée dépend non seulement de la conception et des sollicitations mécaniques subies, mais également des caractéristiques intrinsèques des matériaux, telles que leur minéralogie, leur granulométrie, la forme des particules, la rugosité des faces ainsi que leur durabilité dans le temps.

Les matériaux utilisés dans les différentes couches des chaussées, telles que les assises, les lits de pose et l'enrobage des conduites ou des ouvrages d'art, sont souvent concassés ou semi-concassés, et constituent l'un des domaines les moins bien documentés scientifiquement (Dawson, 2002). Cette lacune s'explique en partie par la diversité géologique régionale des sources d'approvisionnement en granulats, qui engendre une variabilité importante dans leurs propriétés mécaniques et hydriques. Cette variabilité complique considérablement la prévision du comportement des chaussées, d'autant plus que la qualité structurale de ces matériaux peut évoluer dans le temps, en fonction de paramètres comme le degré de saturation, la compacité et leur capacité à conserver leur intégrité structurale au cours d'une année.

Par ailleurs, les matériaux granulaires utilisés dans les différentes couches sont sélectionnés sur la base de fuseaux granulométriques normatifs, établis il y a plus de soixante ans pour des raisons principalement pratiques. Ces fuseaux couvrent des matériaux dont les caractéristiques peuvent varier considérablement, avec des coefficients d'uniformité allant de 5 à plus de 200, et des teneurs en fines comprises entre 0 et 15%. Cette grande amplitude masque des différences de comportement potentiellement critiques, notamment en ce qui concerne la stabilité interne des matériaux sous sollicitations mécaniques (trafic) ou hydriques (pluie, remontée capillaire, gradients hydrauliques). À ce jour, l'évaluation de cette stabilité interne demeure encore peu étudiée, malgré son rôle déterminant dans la dégradation prématurée des infrastructures routières.

En outre, les outils existants peinent à prédire l'évolution de ces matériaux dans des conditions de service cycliques, ce qui souligne la nécessité d'études expérimentales contrôlées visant à isoler l'effet de chaque paramètre physique sur les mécanismes d'instabilité.

Dans ce contexte, la présente thèse vise à combler cette lacune en s'intéressant spécifiquement aux matériaux non liés employés dans les assises, les lits de pose, ainsi que dans l'enrobage des conduites et ouvrages d'art. L'objectif est de mieux comprendre leur comportement face à des sollicitations mécaniques et hydriques, en mettant l'accent sur les mécanismes d'instabilité interne, tels que la ségrégation ou l'érosion, qui peuvent compromettre la durabilité des structures routières.

La question centrale de cette recherche est la suivante : comment les caractéristiques physiques des matériaux granulaires influencent-elles leur comportement sous sollicitations mécaniques vibratoires et hydriques cycliques, et dans quelle mesure ces sollicitations favorisent-elles l'apparition de mécanismes d'instabilité tels que la ségrégation ou la suffossion ?

L'hypothèse principale est que la forme des grains, l'hétérogénéité granulométrique verticale et la teneur en eau initiale ont une influence significative sur l'intensité et la localisation des pertes de particules fines et sur la redistribution verticale des matériaux.

L'approche adoptée repose sur une série d'essais expérimentaux contrôlés permettant d'isoler ces paramètres et de quantifier leurs effets. Une telle démarche est justifiée par la complexité des interactions physiques et hydromécaniques en jeu, difficilement modélisables de manière fiable par des approches numériques seules.

Les résultats attendus de cette étude contribueront à améliorer les critères de sélection et de mise en œuvre des matériaux granulaires dans les structures routières, en tenant compte de leur stabilité

interne à long terme. À terme, ils pourraient alimenter la révision des normes granulométriques en intégrant des considérations de stabilité hydraulique et mécanique, aujourd'hui peu prises en compte dans les guides de dimensionnement.

1.2 Objectifs de la thèse

1.2.1 Objectif principal

L'objectif principal de cette thèse est de mieux comprendre l'influence des caractéristiques physiques des matériaux granulaires non liés, notamment la forme des grains, la distribution granulométrique, la teneur en eau et le degré d'hétérogénéité, sur leur comportement sous sollicitations mécaniques (vibrations) et hydriques (gradients hydrauliques cycliques). Plus spécifiquement, cette thèse vise à caractériser les mécanismes d'instabilité interne, tels que la ségrégation granulaire et la suffossion, qui peuvent compromettre la stabilité et la durabilité des structures routières. Cette meilleure compréhension contribuera à une sélection plus judicieuse des matériaux d'assise, de lit de pose et d'enrobage dans les infrastructures de transport.

1.2.2 Objectifs spécifiques

Pour atteindre l'objectif principal de la thèse, trois objectifs spécifiques sont fixés :

- Analyser l'effet de la forme des grains et de la granulométrie sur la ségrégation induite par vibrations dans des matériaux granulaires secs, afin d'identifier les combinaisons les plus sensibles à ce phénomène et d'en comprendre les mécanismes sous-jacents.
- Évaluer l'impact de la teneur en eau massique sur la mobilité des particules sous vibrations, en examinant comment l'humidité modifie les forces inter-particulaires, la susceptibilité à la ségrégation et le degré de migration des grains.
- Étudier l'effet combiné de la forme des grains et de l'hétérogénéité verticale des matériaux sur l'initiation de la suffossion sous gradients hydrauliques cycliques, en comparant des matériaux homogènes et hétérogènes à grains sub-anguleux et sub-arrondis, afin d'identifier les configurations les plus vulnérables aux pertes de fines.

1.3 Structure du document

Cette thèse est structurée en huit chapitres, organisés de manière à présenter progressivement le cadre théorique, la méthodologie expérimentale, les résultats obtenus à travers des articles scientifiques, ainsi qu'une discussion transversale et des recommandations pratiques.

- Le Chapitre 2 constitue la revue de la littérature. Il dresse un état des connaissances sur les caractéristiques physiques des matériaux granulaires (granulométrie, morphologie, minéralogie, etc.) ainsi que sur les mécanismes de la ségrégation induite par vibration et les principaux modèles théoriques/empiriques associés. La deuxième partie de ce chapitre s'intéresse aux mécanismes d'érosion interne, en particulier la suffossion, et présente les critères de stabilité interne les plus couramment utilisés dans la littérature.
- Le Chapitre 3 est consacré à la méthodologie générale qui couvre la description des matériaux étudiés et les essais de caractérisation réalisés (analyses granulométriques, formes des particules, porosité, etc.). Il détaille également les montages expérimentaux développés pour les essais de ségrégation sous sollicitations vibratoires et pour les essais d'érosion interne sous gradients hydrauliques cycliques. Les protocoles expérimentaux sont présentés de manière rigoureuse afin de faciliter la reproductibilité des résultats.
- Le Chapitre 4 présente le premier article issu de cette recherche, mettant en évidence le rôle de la forme des grains et de la distribution granulométrique sur la susceptibilité à la ségrégation des matériaux secs soumis à des vibrations.
- Le Chapitre 5 est consacré au deuxième article, et explore l'effet de la teneur en eau massique sur les mécanismes de migration des particules et la stabilité du mélange granulaire sous sollicitations vibratoires.
- Le Chapitre 6 présente le troisième article, qui s'intéresse à l'impact combiné de la forme des grains et de la stratification des matériaux sur l'initiation de la suffossion dans un contexte hydrodynamique cyclique.
- Le Chapitre 7 porte sur la discussion transversale (lien entre les chapitres) et présente des résultats complémentaires qui n'ont pas été inclus dans les chapitres précédents rédigés sous forme d'articles. Il comprend, d'une part, les essais de ségrégation réalisés sous mouvement circulaire, permettant de comparer les mécanismes de ségrégation à ceux induits par vibrations, et, d'autre part, les essais d'érosion interne réalisés par couches successives afin

d'analyser l'influence de la stratification initiale. Ces résultats apportent un éclairage additionnel sur le comportement des matériaux granulaires étudiés.

- Le Chapitre 8 présente les conclusions générales de la thèse, ainsi que des recommandations pour la sélection et la mise en œuvre des matériaux granulaires dans les structures routières. Des perspectives de recherche y sont également proposées pour poursuivre les travaux initiés.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

2.1 Généralités sur les chaussées

2.1.1 Origines et propriétés des granulats

Les matériaux non liés utilisés dans la construction des chaussées sont essentiellement composés de particules rocheuses appelées granulats (ou agrégats). Ces matériaux constituent les différentes couches de la structure routière, notamment la fondation, l'assise et parfois certaines couches filtrantes ou de transition. Leur rôle est crucial dans la transmission des charges, la durabilité et le comportement mécanique global de la chaussée. Les granulats proviennent principalement de sources naturelles locales, telles que les gravières (dépôts meubles) et les carrières (roches massives), et sont généralement obtenus par concassage, criblage et lavage. Ils doivent répondre à des exigences strictes de qualité définies par les normes en vigueur au Québec, notamment celles du Ministère des Transports.

Sur le vaste territoire québécois, la diversité géologique engendre une grande variabilité des granulats disponibles. Trois grandes provinces géologiques peuvent être distinguées (Figure 2.1) : les Appalaches, au sud du fleuve Saint-Laurent ; les Basses-Terres du Saint-Laurent, dans la portion centrale et la plus densément peuplée ; et les provinces du Grenville et du Supérieur, situées au nord. Les Appalaches se composent principalement de roches sédimentaires plus ou moins friables (shale, grès, calcaire) et de roches volcaniques, notamment dans les régions d'Asbestos et de Thetford Mines. Les Basses-Terres du Saint-Laurent sont dominées par des formations sédimentaires carbonatées, telles que le calcaire et la dolomie, souvent entrecoupées de filons volcaniques. Les provinces du Grenville et du Supérieur regroupent majoritairement des roches plutoniques et métamorphiques, comme le granite, le gneiss et les migmatites, tandis que la ceinture de l'Abitibi est constituée d'une alternance de roches volcaniques (rhyolites, andésites) associées à une activité minière aurifère et cuprifère (Doucet, 2014).

Sous l'effet des sollicitations mécaniques subies avant, pendant et après la mise en œuvre, les granulats peuvent se fissurer, se fragmenter, s'user par attrition ou se polir, affectant ainsi leur performance (Bilodeau, 2009). Parmi les propriétés essentielles, la résistance à l'abrasion (ou à l'usure) est fortement influencée par des facteurs minéralogiques tels que la dureté des minéraux

constitutifs, la texture de la roche, la cohésion interne et la présence de plans de faiblesse. Une faible résistance à l'abrasion peut entraîner une production excessive de fines lors du compactage et de la manutention, ce qui peut nuire à la compacité, favoriser la gélivité et réduire la portance. À cet égard, les roches dures telles que les granites et les gneiss, riches en quartz et feldspath, offrent généralement une meilleure performance à l'usure.

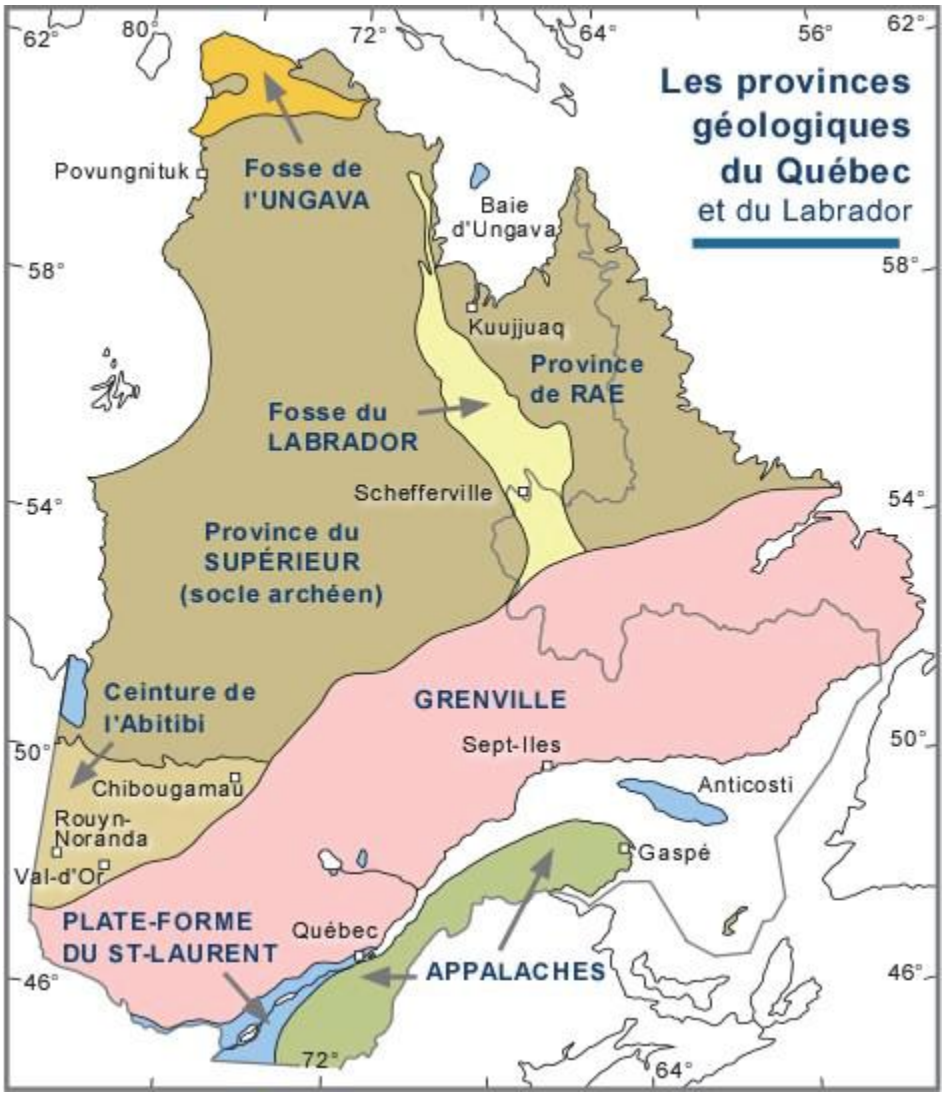


Figure 2.1: Carte des provinces géologiques du Québec (Doucet, 2014).

La résistance à la fragmentation dépend également de la minéralogie et de la structure interne de la roche. De manière générale, plus la granulométrie minéralogique est grossière, plus la résistance à la fragmentation diminue (Bilodeau, 2009). Par exemple, un calcaire cristallin à grains grossiers sera généralement plus fragile qu'un calcaire micritique à grains fins. À composition chimique

équivalente, les roches volcaniques à grains fins (comme la rhyolite) présentent une meilleure résistance mécanique que les roches plutoniques à grains grossiers (comme le granite). Enfin, bien que le quartz soit un minéral dur, sa faible ténacité à l'impact fait que les roches riches en quartz à grains grossiers sont souvent moins résistantes à la fragmentation.

Un autre aspect important concerne la forme des particules. Les particules plates et allongées présentent généralement une faible résistance en flexion le long de leur axe le plus mince, ce qui les rend plus susceptibles de se fragmenter sous l'effet du compactage ou de la manutention (Bilodeau, 2009). Ce type de morphologie est fréquemment produit par le concassage de roches à structure orientée, telles que les roches métamorphiques foliées (ex. : gneiss, ardoise, schiste) ou les roches sédimentaires litées (ex. : shale, calcaire). Ces roches se fragmentent préférentiellement le long de leurs plans de faiblesse naturels, générant ainsi des proportions plus élevées de particules indésirables. Par ailleurs, les graviers naturels provenant de dépôts fluvio-glaciaires sont souvent trop arrondis et/ou trop polis, ce qui peut nuire à l'enchevêtrement des grains et, par conséquent, à la stabilité mécanique des fondations. Cependant, ces matériaux présentent généralement des masses volumiques sèches plus élevées.

2.1.2 Exigences relatives aux matériaux non liés des chaussées

Les matériaux non liés destinés aux différentes couches d'une chaussée doivent répondre aux exigences granulométriques des normes avant leur mise en œuvre. Ces normes sont spécifiées dans le Cahier des charges et devis généraux (C.C.D.G.) du ministère des Transports, ainsi que dans les normes de certification reconnues au Québec, notamment la BNQ 2560-114.

Pour les matériaux utilisés dans les fondations, sous-fondations, couches de roulement non revêtues ou accotements, les exigences granulométriques sont définies par la Partie II de la norme BNQ-2560-114 (2002). Ces matériaux doivent présenter une courbe granulométrique comprise à l'intérieur de fuseaux spécifiés selon leur usage (MG-20, MG-56, MG-112, etc.).

En ce qui concerne les matériaux utilisés comme coussins granulaires, matériaux d'enrobage, couches anticontaminantes ou couches filtrantes, ceux-ci sont régis par la Partie III de la norme BNQ-2560-114 (2002), et ce, après la mise en œuvre des matériaux, c'est-à-dire à la suite du transport, de la mise en place et du compactage, ce qui tient compte des phénomènes de ségrégation ou de bris de grains. La Figure 2.2 présente le fuseau granulométrique normalisé pour les matériaux de type CG :

- CG14 : coussin et enrobage de conduites ;
- CG 20 : coussin et enrobage de conduites et d'ouvrages d'art ;
- CG 20c : coussin et enrobage de conduites sous la ligne de gel.

Chaque fuseau est défini par des courbes limites supérieures et inférieures entre lesquelles la distribution granulométrique doit se situer.

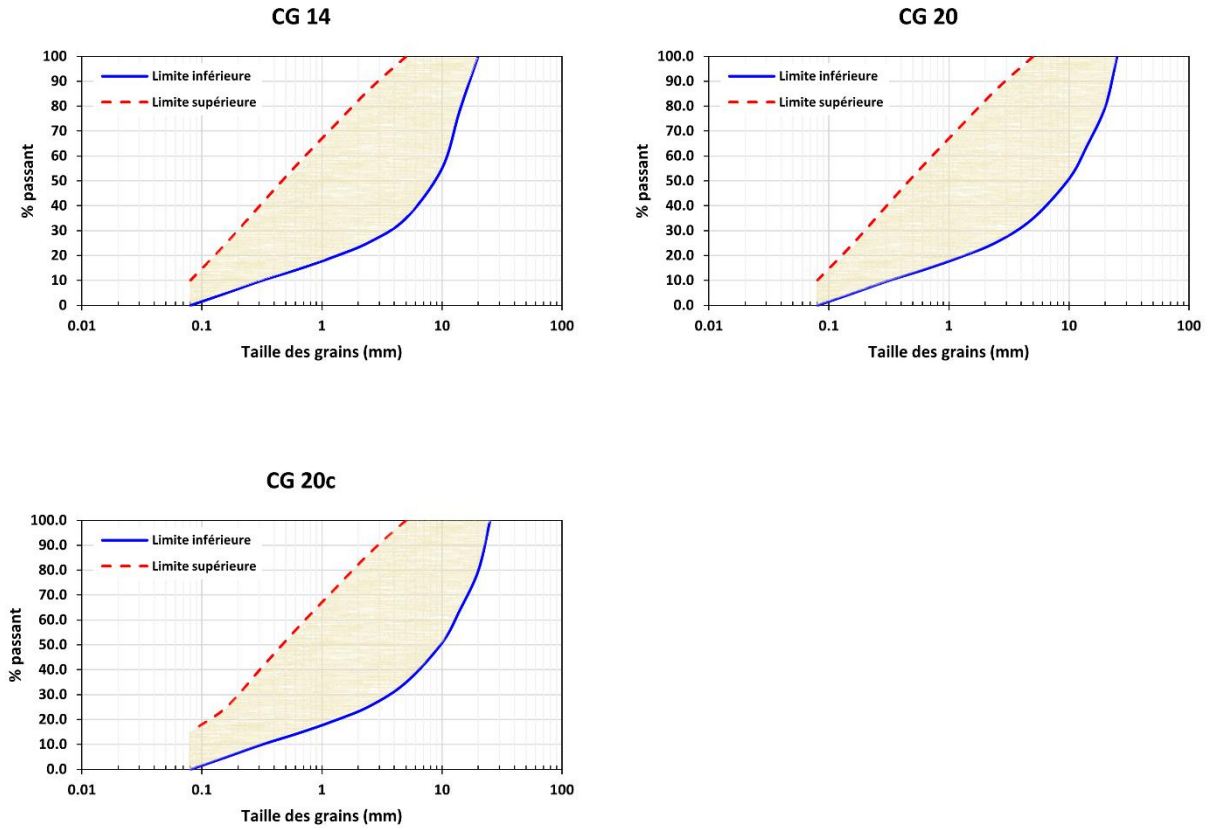


Figure 2.2: Fuseaux granulométriques exigés par les normes gouvernementales pour les coussins granulaire (BNQ-2560-114).

Outre la conformité granulométrique, les caractéristiques des matériaux granulaires jouent un rôle déterminant dans leur performance mécanique et leur durabilité dans les structures routières. Ces propriétés, évaluées par des essais normalisés, visent à garantir une résistance adéquate à l'usure, à la fragmentation et à l'altération physique ou chimique, en particulier sous l'effet des sollicitations répétées liées au compactage, au trafic et aux cycles de gel-dégel.

Dans le contexte québécois, pour qu'un granulat soit admissible comme matériau de construction routière, il doit satisfaire à un ensemble minimal d'exigences mécaniques, dont :

- Un résultat à l'essai Micro-Deval (LC21-070) inférieur à 35 %, indiquant une résistance suffisante à l'abrasion en milieu humide ;
- Un résultat à l'essai Los Angeles (LC21-400) inférieur à 50 %, évaluant la résistance à la fragmentation sous choc ;
- Une somme combinée de ces deux indices inférieure à 80 %, critère intégré permettant de limiter simultanément les matériaux trop fragiles et trop friables.

En complément de ces exigences mécaniques, des critères chimiques et minéralogiques sont également imposés afin de prévenir l'utilisation de matériaux susceptibles de nuire à la stabilité ou à la durabilité de la structure. Deux paramètres sont surveillés à ce titre:

- Le taux de matière organique, qui doit être inférieur ou égal à 0,8 % ;
- La valeur au bleu de méthylène (VB), qui ne doit pas excéder 0,20.

2.1.3 Mécanismes de dégradation des couches granulaires des chaussées

La chaussée constitue un système linéaire multicouche conçu pour assurer le support, la dissipation et la répartition des charges induites par le trafic. Cette structure repose sur une hiérarchie de couches superposées, dont chacune joue un rôle mécanique, hydraulique et thermique spécifique. De haut en bas, on distingue le revêtement de surface (bitumineux ou en béton de ciment), la couche de fondation, la sous-fondation, et le sol d'infrastructure. À cette structure de base s'ajoutent divers éléments connexes, tels que les accotements, les talus, les fossés, ou encore des couches spécialisées comme les couches drainantes ou isolantes, qui viennent optimiser le comportement global de la chaussée (Bilodeau, 2009).

Pour assurer leur rôle, ces couches doivent fournir un support rigide et stable à la couche de roulement afin de prévenir les déformations permanentes, conserver une surface uniforme et protéger les couches sous-jacentes des contraintes mécaniques excessives. Plus précisément, elles doivent être capables de résister aux efforts de cisaillement transmis à travers le revêtement, tout en maintenant leur intégrité structurelle dans le temps. Le comportement de ces couches repose essentiellement sur les propriétés des matériaux granulaires non liés (Bilodeau et al., 2010), qui

doivent présenter une combinaison optimale de rigidité, de résistance à la déformation, et de stabilité volumique.

Sous l'effet répété des charges de trafic, ces matériaux subissent des contraintes mécaniques intenses qui provoquent des phénomènes de fatigue, d'usure et parfois de fracturation des grains. Ces altérations modifient la granulométrie du matériau, ce qui peut entraîner une diminution de sa capacité portante et une évolution défavorable de ses caractéristiques mécaniques. La durabilité de la chaussée dépend donc non seulement des propriétés initiales des matériaux, mais également de leur capacité à conserver ces propriétés dans le temps, malgré les sollicitations mécaniques et les agressions environnementales.

Parmi les facteurs environnementaux, l'eau constitue un agent de dégradation particulièrement critique. Sa présence, sous forme d'eau libre, d'eau capillaire ou de vapeur, influence fortement le comportement des matériaux granulaires. L'eau peut s'infiltrer dans la structure par gravité (pluie, fonte de neige), par migration latérale depuis les accotements, ou encore par remontée capillaire à partir du sol d'infrastructure (Erlingsson et al., 2009). Une fois présente, si elle n'est pas rapidement évacuée, elle peut causer de multiples formes de dégradation : affaiblissement des liaisons intergranulaires, diminution de la résistance au cisaillement, réduction de la portance, contamination des couches, et transport des particules fines (Cedergren, 1988; Chapuis et al., 1996; Côté et Roy, 1998; Dawson et al., 1996; St-Laurent et al., 1996; Thom et Brown, 1987).

Ce dernier phénomène est d'autant plus préoccupant que les cycles de trafic répétés peuvent générer des surpressions interstitielles dans les matériaux saturés, entraînant une perte de portance temporaire. Ce phénomène est particulièrement marqué lorsque l'eau est confinée dans les pores d'une fondation saturée : sous la contrainte dynamique du passage des roues, la pression de l'eau augmente subitement, ce qui réduit la résistance effective du squelette granulaire. Ce processus favorise la migration des fines vers le haut (pompage) (Alobaidi et Hoare, 1996) ou vers le bas (migration gravitaire) (Chapuis et al., 1996), perturbant la structure interne du matériau. De plus, l'eau peut également être à l'origine d'une contamination des matériaux de fondation, en mobilisant les particules fines du sol sous-jacent.

Conscients de ces enjeux, les ingénieurs routiers orientent systématiquement leurs choix de matériaux vers ceux qui offrent une bonne portance, une résistance à l'eau et une durabilité suffisante. Une attention particulière est portée à la compaction, qui permet d'atteindre une densité

élevée, gage d'une meilleure capacité portante. Cependant, cette performance initiale ne suffit pas : les propriétés des matériaux doivent être conservées dans le temps. À cet effet, Contant (1989) présente plusieurs caractéristiques essentielles à surveiller pour assurer un bon comportement mécanique, hydraulique et thermique à long terme :

- La granularité, définie par l'étalement et la forme de la courbe granulométrique ;
- La propreté, qui indique le degré de contamination par les fines argileuses, a un impact direct sur le drainage et le comportement mécanique ;
- La dureté des granulats détermine leur résistance à la fragmentation ;
- L'angularité, qui influe sur le frottement interne et l'enchevêtrement des grains ;
- La forme des particules (allongées ou plates), qui peut affecter la compacité et la stabilité ;
- La gélivité, c'est-à-dire la susceptibilité des matériaux aux cycles de gel-dégel ;
- Et enfin, la teneur en eau initiale, essentielle pour atteindre une densité optimale lors du compactage.

Malgré un bon choix de matériaux, les cycles de sollicitation mécanique entraînent une abrasion intergranulaire, qui génère progressivement des particules fines. Celles-ci ont tendance à combler les vides entre les grains, ce qui réduit la conductivité hydraulique du matériau. Cette perte de perméabilité augmente la susceptibilité à la saturation, favorise les surpressions d'eau et réduit la capacité de drainage des couches. Dans certains cas, des granulométries instables peuvent même permettre l'émergence de phénomènes d'érosion interne, c'est-à-dire le déplacement progressif des particules fines sous l'effet de l'écoulement ou des vibrations.

L'érosion interne est un mécanisme insidieux, qui se produit à l'intérieur même du squelette granulaire lorsque les fines ne sont pas retenues par la matrice grossière (absence d'auto-filtration). Sous l'effet de l'écoulement ou des sollicitations vibratoires induites par le trafic ou le compactage, les particules fines migrent vers des zones plus profondes ou superficielles, modifiant la distribution interne des grains. Cela peut créer des zones enrichies en fines à la base des fondations, réduisant localement la perméabilité et augmentant le risque de saturation, ou au contraire, des zones appauvries en fines, où les vides augmentent et la compacité diminue, compromettant ainsi la portance.

Un autre phénomène, particulièrement préoccupant dans les régions froides, est la formation de lentilles de glace. Lorsque les couches de chaussée sont mal drainées, gélives, et soumises à des

températures inférieures à 0°C, un front de gel se propage en profondeur. Ce front attire l'eau par capillarité depuis les couches inférieures, entraînant la formation de lentilles de glace qui provoquent un soulèvement différentiel. Ce processus est étroitement lié à la texture du matériau : plus celui-ci contient de particules fines, plus sa capillarité est élevée, et plus la migration d'eau vers le front de gel est facilitée (Konrad et Lemieux, 2005; Simonsen et al., 2002). À la fonte, l'eau issue de ces lentilles peut se retrouver piégée dans les couches inférieures, provoquant une saturation quasi complète et une perte importante des propriétés mécaniques.

En somme, les désordres mécaniques qui affectent les couches de chaussée sont très souvent étroitement liés à des mécanismes hydrauliques. La désagrégation des granulats, la migration des fines (par pompage), l'érosion interne ou encore la formation de lentilles de glace sont autant de processus qui modifient la granulométrie initiale des matériaux et compromettent leur conductivité hydraulique et leur portance. Ces constats soulignent l'importance de mieux comprendre les interactions entre les propriétés granulaires, les sollicitations dynamiques, et les effets de l'eau dans les matériaux non liés.

Face à cette complexité, il devient essentiel de mieux comprendre les mécanismes couplés qui régissent la stabilité interne des couches granulaires. Parmi ceux-ci, deux phénomènes apparaissent particulièrement déterminants : l'érosion interne, qui modifie silencieusement la structure interne des matériaux, et la ségrégation granulaire, souvent déclenchée dès la pose par les vibrations et fortement influencée par la présence d'eau. Les sections suivantes sont donc consacrées à une revue de la littérature sur ces deux mécanismes.

2.2 Écoulements dans les milieux poreux

Le transfert d'un fluide à travers un milieu poreux est un phénomène fondamental dans de nombreux domaines de l'ingénierie, notamment en géotechnique, en hydrogéologie, en filtration, ou encore dans la conception d'ouvrages hydrauliques. Le comportement de l'écoulement dépend fortement des caractéristiques du milieu poreux, de la nature du fluide, et surtout de la vitesse d'écoulement. Bien que la loi de Darcy (1856) soit traditionnellement utilisée pour décrire ces écoulements, elle n'est applicable qu'à des régimes laminaires à faible vitesse. Lorsque la vitesse augmente, des effets inertiels apparaissent, rendant le comportement non linéaire et nécessitant l'introduction de lois d'écoulement dites "non-Darciennes".

2.2.1 Loi de Darcy et limite du régime laminaire

La loi de Darcy repose sur une relation linéaire entre le gradient hydraulique i et la vitesse de filtration v (Bear, 1972; Kovacs, 1981):

$$v = -K.i \tag{2.1}$$

où K est la conductivité hydraulique (LT^{-1}), dépendant à la fois de la perméabilité du milieu et des propriétés du fluide. Cette loi est valide dans le régime laminaire, typiquement observé pour des milieux fins et des vitesses modérées. Cependant, dans les milieux grossiers (sables grossiers, graviers, matériaux rocheux ou granulaires), la taille des pores étant plus importante, l'écoulement peut sortir du régime strictement laminaire et devenir non linéaire, voire turbulent à l'échelle du pores (Figure 2.3).

La transition vers un régime non linéaire est classiquement évaluée à l'aide du nombre de Reynolds adapté aux milieux poreux. Celui-ci peut être exprimé comme :

$$Re = \frac{\rho d v}{\mu} = \frac{force\ d'inertie}{force\ de\ viscosité} \tag{2.2}$$

où ρ est la masse volumique du fluide (ML^{-3}), μ sa viscosité dynamique ($ML^{-1}T^{-1}$), v la vitesse d'écoulement (LT^{-1}), et d la longueur caractéristique du réseau poreux (L).

Des seuils critiques de Re entre 1 et 15 ont historiquement été proposés pour marquer la déviation à la loi de Darcy (Bear, 1972; Comiti et Renaud, 1989; Hassanizadeh et Gray, 1987). Néanmoins, ces seuils ne correspondent pas nécessairement à un écoulement turbulent. En effet, les études de visualisation de l'écoulement dans les milieux poreux (Dybbs et Edwards, 1984; Seguin et al., 1998) ont montré que la turbulence réelle apparaît à des nombres de Reynolds beaucoup plus élevés, typiquement entre 300 et 533 pour des empilements réguliers de sphères (Jolls et Hanratty, 1966; Rode et al., 1994). Il en résulte que l'écoulement dans les milieux poreux présente un régime laminaire non linéaire, dominé par les effets inertiels microscopiques, bien avant que la turbulence ne se manifeste.

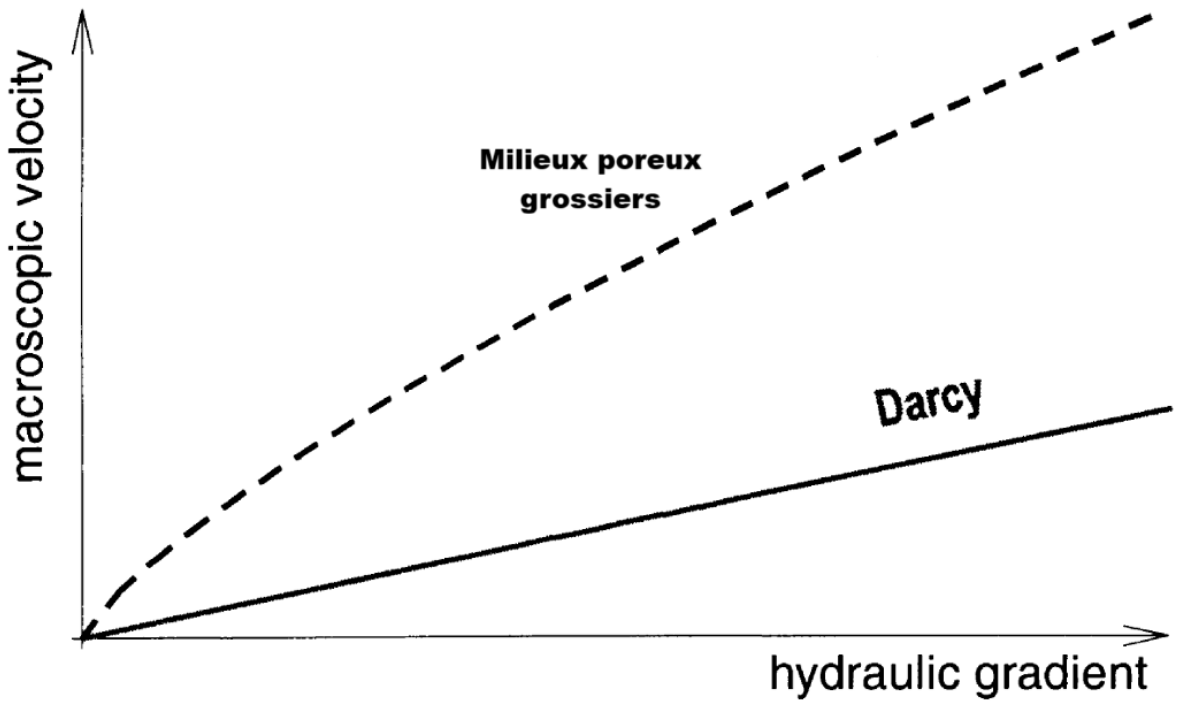


Figure 2.3: Relation entre le gradient hydraulique et la vitesse d'écoulement dans un milieu poreux (Bordier et Zimmer, 2000).

2.2.2 Écoulement non linéaire

L'apparition du comportement non linéaire dans le régime laminaire s'explique par l'accroissement des pertes d'énergie, non plus liées à la seule viscosité du fluide, mais à des mécanismes inertiels complexes à l'échelle des pores. Ces mécanismes incluent :

- la déformation des lignes de courant dans des géométries complexes (Panfilov et al., 2003),
- la formation de tourbillons et de recirculations locales dans des zones à lignes de courant fermées,
- les forces d'interfaces à vitesses élevées (Hassanizadeh et Gray, 1987),
- l'effet des couches limites visqueuses sur la traînée (Whitaker, 1996).

Ainsi, contrairement à une hypothèse longtemps admise (Ergun, 1952; Ward, 1964), la non-linéarité n'est pas uniquement le fruit d'un écoulement turbulent, mais résulte principalement d'effets inertiels à l'échelle microscopique, présents bien avant l'apparition de la turbulence macroscopique.

Pour modéliser ce comportement, deux lois empiriques sont largement utilisées :

Loi de Forchheimer (Forchheimer, 1901; Scheidegger, 1957) :

$$i = av + bv^2 \tag{2.3}$$

où a est le coefficient d'écoulement non-Darcien, qui dépend des propriétés du milieu poreux, et b est le coefficient inertiel, fortement influencé par la géométrie des pores ou les caractéristiques du milieu poreux (Liu et al., 1995; Ma et Ruth, 1993).

De nombreuses études ont développé des relations empiriques pour les coefficients a et b (voir équation 2.3). Un aperçu de ces expressions est présenté dans le Tableau 2.1.

Tableau 2.1: Relations empiriques pour les coefficients de Forchheimer a et b.

Équations	Coefficient a (s/m)	Coefficient b (s^2/m^2)
Ergun (1952)	$150\frac{\vartheta(1-n)^2}{gn^3d^2}$	$1.75\frac{(1-n)}{gn^3d}$
Ward (1964)	$360\frac{\vartheta}{gd^2}$	$10.44\frac{1}{gd}$
Kovacs (1981)	$144\frac{\vartheta(1-n)^2}{gn^3d^2}$	$2.41\frac{(1-n)}{gn^3d}$
Kadlec et Knight (1996)	$255\frac{\vartheta(1-n)^2}{gn^{3.7}d^2}$	$2\frac{(1-n)}{gn^3d}$
Sidiropoulou et al. (2007)	$0.0033d^{-1.5}n^{0.0603}$	$0.194d^{-1.27}n^{-1.14}$
Salahi et al. (2015)	$1136.9\frac{\vartheta}{gnd^2}$	$\frac{16.925}{gn^2d}$

Où g est l'accélération due à la gravité (m/s^2), ϑ est la viscosité cinématique (m^2/s), d est la longueur caractéristique des pores (m), n est la porosité (-).

Loi de puissance (ou Izbash)(Izbash, 1931; Scheidegger, 1957)

$$i = Cv^n \tag{2.4}$$

où C est un coefficient dépendant du matériau et du fluide, et n, est un exposant expérimental, généralement $n \in [1,2]$ selon le régime d'écoulement. Cette loi, bien que sans base physique claire, est couramment utilisée pour sa flexibilité.

Les observations expérimentales et numériques (Hill et Koch, 2002; Moutsopoulos et al., 2009; Seguin et al., 1998; van Lopik et al., 2017) confirment que la transition entre les régimes d'écoulement n'est pas brutale mais progressive. Trois régimes peuvent être distingués :

(1) Régime laminaire linéaire : $Re \leq 1$.
(2) Régime laminaire non linéaire (régime inertiel) : $1 < Re < 100\text{-}300$.
(3) Régime turbulent : $Re > 300$, sous conditions spécifiques de structure poreuse régulière.

La complexité des écoulements dans les milieux poreux naturels provient en grande partie de la morphologie du réseau poreux : porosité, tortuosité, distribution des tailles de pores, connectivité, rugosité des surfaces et forme des grains. Ces éléments influencent directement les pertes de charge par traînée, et donc le coefficient inertiel b dans la loi de Forchheimer. Ainsi, pour des matériaux naturels à granulométrie étalée, le seuil d'entrée en turbulence est mal défini (Burcharth et Andersen, 1995), et peut différer largement de celui observé dans des empilements de billes sphériques régulières.

Il en résulte que les modèles empiriques qui dépendent principalement de la porosité et du diamètre (D_{10} ou D_{50}), restent limités dans leur applicabilité universelle. Des approches intégrant la géométrie réelle des pores et les effets de formes des particules sont nécessaires pour prédire correctement les écoulements dans les matériaux hétérogènes.

2.3 Érosion interne par suffossion

La durabilité des chaussées dépend en grande partie de leur capacité à maintenir une conductivité hydraulique adéquate au cours de leur vie en service. Une telle propriété n'est pas uniquement essentielle pour l'évacuation de l'eau, mais elle contribue également à préserver l'intégrité structurale des différentes couches de la chaussée. Toutefois, cette conductivité doit rester stable dans le temps, ce qui implique de prévenir tout phénomène de migration des particules, notamment l'érosion interne.

Pour atteindre cet objectif, les matériaux constituant les différentes couches de la chaussée doivent jouer un rôle de filtre les uns par rapport aux autres. Plus précisément, les pores des couches sous-jacentes doivent être suffisamment fins pour empêcher la migration descendante des particules des couches supérieures, en particulier celles provenant de la fondation. La contamination de cette dernière peut entraîner une détérioration significative de ses propriétés mécaniques, hydrauliques et thermiques, compromettant ainsi la performance globale de la structure.

En plus de limiter les échanges de particules entre les couches, il est crucial de garantir une stabilité granulométrique à l'intérieur même de chaque couche. Les vides formés entre les particules grossières doivent être comblés par des particules de taille intermédiaire afin de limiter la mobilité des particules fines. En l'absence de ce comblement, les fines peuvent migrer à l'intérieur de la même couche sous l'effet des sollicitations hydrauliques, ce qui constitue un mécanisme typique d'érosion interne. Ces réarrangements granulaires peuvent induire des variations locales de densité, réduisant ainsi la capacité portante, et générer des hétérogénéités en termes de conductivité hydraulique, sources potentielles de désordres à long terme.

Afin de prévenir la migration des particules fines inter-couche, la norme (BNQ-2560-114)-Partie I s'appuie sur l'un des critères les plus anciens mais toujours largement utilisés : le critère de filtration proposé par Terzaghi (1948). Ce critère, fondé sur une approche granulométrique, repose sur deux conditions fondamentales que doit satisfaire le matériau filtrant : la rétention des fines et la perméabilité adéquate.

- Critère de rétention : ce critère vise à empêcher la migration des particules fines du sol à protéger vers les pores du filtre. Il s'exprime comme suit :

$$\frac{D_{15}^{f}}{D_{85}^{b}} < 4 \tag{2.5}$$

Le terme D_{15}^{f} représente le diamètre des grains de la couche filtre protectrice dont 15% du passant en masse; D_{85}^{b} représente le diamètre des grains de la couche à protéger dont 85% en masse ont un diamètre inférieur.

- Critère de perméabilité : en complément, le matériau filtrant doit présenter une perméabilité suffisante pour assurer un drainage efficace et éviter le développement des surpressions interstitielles excessive. Il se formule comme suit :

$$\frac{D_{15}^{f}}{D_{15}^{b}} > 4 \tag{2.6}$$

Où D_{15}^{b} représente le diamètre des grains du matériau de la couche de base à protéger dont 15% en masse ont un diamètre inférieur.

Les travaux de Contant (1989) ont mis en évidence que les critères de filtration inter-couche étaient généralement respectés pour les différentes strates composant les chaussées au Québec. Autrement dit, la compatibilité granulométrique entre les couches superposées assurait une protection suffisante contre la migration des particules fines d'une couche à l'autre. Toutefois, ses résultats ont également révélé une défaillance importante au niveau de la filtration intra-couche, en particulier dans le cas du matériau granulaire MG-20, couramment utilisé comme couche de fondation. Plus précisément, l'étude a démontré que le MG-20 ne satisfaisait pas aux exigences de stabilité interne, c'est-à-dire à sa capacité à retenir ses propres particules fines face à des sollicitations telles que les écoulements d'eau, les vibrations induites par le trafic et l'effet de la gravité (Chapuis et al., 1996).

Lorsque les critères de filtration ne sont pas respectés à l'échelle intra-couche, la stabilité interne du matériau n'est plus assurée. Cette instabilité peut se traduire par une migration progressive des particules fines vers les zones de vide plus important au sein de la même couche, phénomène susceptible de modifier la granulométrie locale. Une telle évolution interne compromet inévitablement le respect des critères inter-couche, car les propriétés initialement conçues pour assurer la compatibilité granulométrique entre les différentes couches ne sont plus maintenues dans le temps. Autrement dit, une défaillance à l'échelle intra-couche peut entraîner une rupture de la continuité filtrante à l'échelle de la structure, favorisant ainsi des processus de contamination descendante, d'érosion interne et, à terme, de dégradation prématurée de la chaussée.

2.3.1 Description générale du mécanisme

La suffossion est l'une des manifestations de l'érosion interne. Elle se définie par l'ensemble des processus incluant la migration, la redistribution, le réarrangement et le transport des petites particules solides à travers les pores formés par l'assemblage des grains grossiers constituant la structure primaire du sol, sous l'effet de l'écoulement d'eau (Chapuis, 2009; Fell et Fry, 2007; Schuler, 1995). Cette structure primaire correspond à un agencement de particules grossières qui

supportent les charges mécaniques et assurent la transmission des contraintes effectives dans le sol (Skempton et Brogan, 1994).

Selon Kovacs (1981), deux types de suffossion peuvent être distingués: interne et externe.

- La suffossion interne correspond à la migration des particules fines à l'intérieur même du squelette formé par les grains grossiers, sans perte de masse totale. Ce processus entraîne une modification locale de la distribution granulométrique, accompagnée de variations de la porosité et de la conductivité hydraulique saturée (Chapuis et al., 1996; Lafleur et al., 1989; Reddi et al., 2000).
- En revanche, la suffossion externe implique le lessivage des particules fines hors de la structure primaire, avec une perte de masse nette et une augmentation globale de la porosité et de la conductivité hydraulique (Kovacs, 1981; Reddi et al., 2000).

Une fois la suffossion amorcée, les particules fines peuvent soit continuer leur migration jusqu'à l'exfiltration à travers la structure poreuse, soit être piégées en chemin. Dans le cas de la suffossion externe, les deux principaux facteurs limitant la perte de particules sont la quantité de grains mobiles présents et la taille des ouvertures à l'extrémité émergente de l'écoulement (Fannin et Moffat, 2006). Quant au taux d'érosion, il est contrôlé par la sévérité des conditions hydrodynamiques ainsi que par la durée d'exposition (Kenney et Lau, 1985; Kovacs, 1981; Wan et Fell, 2004).

Selon Wan et Fell (2004), trois conditions doivent être réunies pour qu'une suffossion puisse s'initier :

- Géométrique : la taille des petites particules solides doit être plus petite que la taille des constrictions entre les particules grossières formant la structure primaire du sol ;
- Volumique : la quantité des petites particules solides doit être plus petite que celle nécessaire pour remplir les pores entre les particules grossières formant le squelette ;
- Hydraulique : la vitesse d'écoulement à travers la structure primaire du sol doit atteindre une valeur critique capable de mobiliser les fines.

Dans la littérature, plusieurs termes sont utilisés de manière interchangeable pour désigner ce phénomène : *suffusion*, *suffosion* et *suffossion*. Fannin et Slangen (2014) ont tenté de différencier la *suffusion*, définie comme une érosion interne sans variation de volume sous de faibles gradients

hydrauliques, de la *suffosion*, impliquant des changements de volume. Toutefois, ces distinctions ne font pas consensus et les termes désignent globalement le même processus fondamental d'instabilité interne. Selon Chapuis (1992), le terme suffossion est le plus approprié pour décrire ce phénomène, tant du point de vue sémantique qu'étymologique. Chapuis et Tournier (2006) en ont d'ailleurs précisé l'origine latine et la définition. De plus, ce mécanisme est susceptible de précéder et d'initier d'autres formes d'érosion interne pouvant mener à des affaissements, des cavités ou des déformations structurales graves.

Ainsi, dans le cadre de cette thèse, les termes suffossion, instabilité interne et érosion interne seront utilisés de manière complémentaire pour désigner ce mécanisme de migration des fines.

2.3.2 Paramètres influençant la stabilité interne

La susceptibilité à la suffossion des matériaux granulaires dépend d'un ensemble complexe de paramètres liés à la fois aux propriétés du matériau et aux conditions d'écoulement. Parmi les facteurs les plus influents, on retrouve la distribution granulométrique, la forme des grains, la taille et la connectivité des pores, la porosité globale, la rugosité des surfaces des grains, leur cohésion, ainsi que les caractéristiques de l'écoulement, telles que le gradient hydraulique, sa direction, et les propriétés du fluide (Schuler, 1995).

Les facteurs influençant l'érosion interne peuvent être regroupés en trois grandes catégories (Fell et Fry, 2007) :

1. Facteurs géométriques : ils correspondent aux conditions potentielles du sol, c'est-à-dire à ses micro-propriétés susceptibles de favoriser la migration des particules (distribution granulométrique, la forme des grains, la taille des pores, leur répartition et leur connectivité, etc.,) ;
2. Facteurs hydrauliques : ils représentent les conditions de déclenchement du phénomène, liées à la sollicitation imposée au système (gradient hydraulique) ;
3. Facteurs mécaniques : ils concernent les caractéristiques macroscopiques du sol, influençant la manière dont le matériau réagit à l'érosion une fois amorcée (densité relative ou compacité, la cohésion intergranulaire, l'hétérogénéité, l'état des contraintes).

Cette classification permet d'établir une lecture structurée des conditions d'apparition et de développement de l'érosion interne, en distinguant les éléments intrinsèques au matériau de ceux liés à son environnement hydraulique et mécanique.

2.3.2.1 Distribution granulométrique

La mobilisation des particules fines dans un sol granulaire, suivie de leur transport à travers le réseau poreux, devient possible lorsque la taille des pores est suffisamment grande pour permettre leur passage. Ce phénomène dépend étroitement de la distribution granulométrique du matériau, mais il est également influencé par la forme des grains et leur densité. En particulier, une configuration granulométrique inadaptée peut favoriser le détachement, la migration et la redistribution des fines sous l'effet d'un écoulement hydraulique.

Lafleur et al. (1989) ont identifié plusieurs types de distributions granulométriques ayant des comportements distincts vis-à-vis de la suffossion, illustrées en Figure 2.4:

- Distributions linéaires (courbes 1 et 2) : généralement stables vis-à-vis de la suffossion ;
- Distribution discontinue (courbe 3) ;
- Distribution concave vers le haut (courbe 4) : ces deux dernières sont reconnues comme potentiellement susceptibles à la suffossion.

La distribution granulométrique influence directement la susceptibilité d'un sol à la suffossion, en déterminant l'arrangement des particules et la taille des vides intergranulaires. Récemment, Chapuis et Saucier (2020) ont utilisé la méthode de décomposition modale (MDM) pour analyser la granulométrie d'un matériau concassé (0–20 mm) soumis à une érosion interne. Contrairement à l'hypothèse fréquente d'une distribution bimodale (matériaux grossiers et matériaux fins), la MDM a mis en évidence trois modes distincts : fin, moyen et grossier. L'analyse post-test a révélé que seules les particules fines migraient, exploitant les pores interstitiels formés par la structure porteuse constituée des modes moyen et grossier. Cette approche a permis de quantifier précisément les fractions mobilisées et de caractériser la complexité des arrangements granulaires, souvent sous-estimée. La reconnaissance d'une structure porteuse bimodale souligne l'importance d'une analyse granulométrique détaillée dans l'évaluation de la stabilité interne.

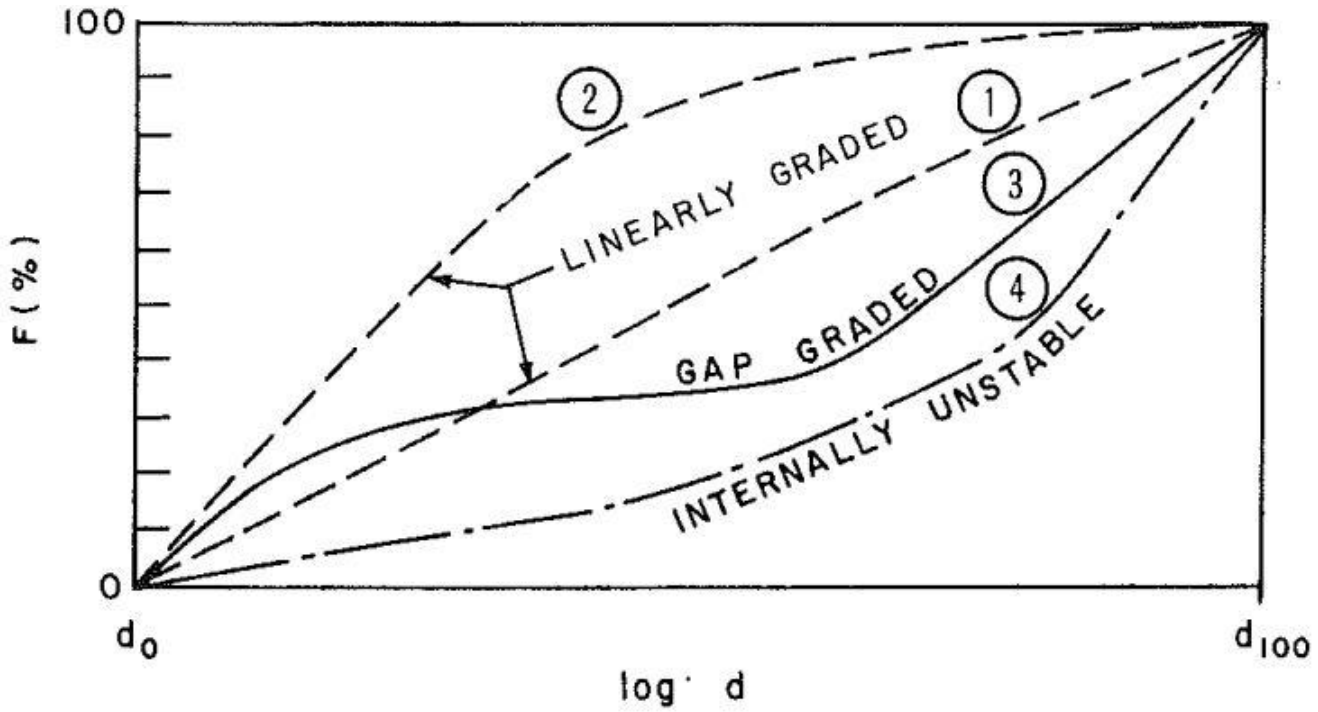


Figure 2.4: Classification des sols analysés par Lafleur et al. (1989).

2.3.2.2 Forme et angularité des grains

La morphologie des grains, incluant leur angularité, leur sphéricité ainsi que la texture de leur surface, joue un rôle déterminant dans l'organisation du réseau poreux, la connectivité des vides, et par conséquent dans les mécanismes régissant la migration des particules fines (Cho et al., 2006; Santamarina et Cho, 2004; Slangen et Fannin, 2017). Ces caractéristiques influencent directement la stabilité interne des matériaux granulaires soumis à des écoulements hydrauliques.

Les grains anguleux, par leur forme irrégulière et leurs arêtes vives, ont tendance à s'imbriquer mécaniquement, ce qui conduit à une augmentation du volume des vides et à une discontinuité accrue des chemins d'écoulement. Cette configuration favorise la rétention des particules fines et augmente la résistance à la suffossion (Maroof et al., 2021; Marot, Bendahmane, & Nguyen, 2012). À l'inverse, les grains arrondis, tels que les billes de verre ou certains sables naturels polis, tendent à s'assembler de manière plus lâche, générant une structure poreuse plus ouverte. Cette configuration favorise la formation de canaux d'écoulement continus, facilitant ainsi la mobilisation des particules fines à des gradients hydrauliques plus faibles. Molina-Gomez et Chapuis (2021) ont étudié un matériau de pierre concassée à grains anguleux, de fraction

granulométrique 0–5 mm, et ont observé que le début de la migration des particules pouvait survenir sous des gradients hydrauliques très faibles, de l'ordre de 0.02.

Ainsi, la forme des particules, au-delà de leur simple taille, constitue un paramètre clé dans l'évaluation de la susceptibilité à la suffossion, et doit être prise en compte dans la conception des matériaux granulaires pour les infrastructures sensibles aux flux hydrauliques.

2.3.2.3 Contraintes effectives

L'application d'un chargement vertical externe augmente les contraintes effectives au sein d'un matériau granulaire, ce qui tend à élever la valeur du gradient critique nécessaire à l'initiation de la suffossion (Bendahmane et al., 2008; Fannin et Moffat, 2006; Moffat et Fannin, 2011). Par ailleurs, pour les matériaux présentant une instabilité interne, la direction de l'écoulement ne semble pas influencer la valeur du gradient critique lorsque l'échantillon est soumis à un chargement axial (Moffat et Fannin, 2011).

2.3.2.4 Teneur en fines et nature des particules fines

La teneur en fines joue un rôle déterminant dans l'initiation et le développement de la suffossion. Plusieurs études expérimentales (Bendahmane et al., 2008; Bendahmane et al., 2006; Prasomsri et Takahashi, 2020; Tian et al., 2020) ont montré que des teneurs modérées en fines (généralement entre 10 % et 30 %) peuvent donner une structure instable au sol, particulièrement sensible à la migration des particules sous écoulement. Les sols à structure transitoire (ni totalement soutenus par les grains grossiers ni par les fines) présentent la plus grande vulnérabilité à la suffossion. Par ailleurs, la nature des particules fines (plastiques ou non plastiques) influence leur contribution au transfert de contrainte et à la stabilité interne. Les fines plastiques, comme les argiles, tendent à réduire la perméabilité et à renforcer la cohésion, limitant ainsi la mobilité interne, tandis que les fines non plastiques peuvent favoriser des mécanismes de filtration inversée ou de suffossion à faibles gradients hydrauliques. Ainsi, la proportion et la nature des fines conditionnent à la fois le seuil critique de gradient et la susceptibilité à l'érosion interne.

Plusieurs études ont proposé des seuils quantitatifs pour évaluer la susceptibilité d'un sol à la suffossion en se basant sur la perte de masse des particules fines. Un critère couramment admis considère que l'instabilité interne est atteinte lorsque le taux de perte de fines dépasse 1 $g \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$ lors de leur expulsion à travers le filtre (Adel et al., 1988; Skempton et Brogan, 1994). Dans les

essais de Kenney et Lau (1985), la variation minimale observée entre la granulométrie initiale et celle après l'essai, correspondant à la fraction évacuée, atteignait 7 % pour les sols classés comme instables.

Skempton et Brogan (1994) ont notamment rapporté qu'un sol subissant une perte massique de 5,6 % devait être considéré comme instable. Selon d'autres travaux, une perte supérieure à 3 % de la masse sèche totale de l'échantillon, combinée à une augmentation continue de la vitesse d'écoulement sans modification du gradient hydraulique, constitue également un indicateur d'instabilité interne (Salehi et al., 2016).

Dans les essais réalisés par Douglas et al. (2019), un échantillon était classé comme soumis à une érosion majeure si la perte représentait plus de 5 % de la masse sèche totale, ou entre 1 % et 5 % à condition qu'elle excède 10 % de la masse sèche de la fraction fine. De plus, un autre échantillon présentant une perte supérieure à 2,2 % de la masse totale et plus de 8 % de la fraction fine a été catégorisé comme suffusif.

2.3.2.5 Compacité

Le degré de compacité influence fortement la résistance des sols granulaires à la suffossion. Israr et Indraratna (2019) ont montré que, dans des mélanges sable-gravier non uniformes, une faible compacité (5–51 %) favorise l'érosion des particules fines à des gradients hydrauliques critiques bien inférieurs à l'unité ($i_{cr} \approx 0.55$–0.69), tandis qu'un compactage élevé (94 %) supprime cette instabilité, n'entraînant qu'un soulèvement sans suffossion ($i_{cr} \approx 0.87$). L'augmentation de la densité améliore les contacts interparticulaires et limite la réduction de contrainte dans la fraction fine, réduisant ainsi sa mobilité.

De même, Liu et al. (2021) ont observé, à partir d'essais sur des graves bien graduées utilisées en fondation ferroviaire, que le gradient critique augmente avec la compacité (93 % à 97 %) et que la masse de fines érodées diminue. Ces résultats confirment que la compaction renforce la stabilité interne en réduisant les tailles des vides et en augmentant la résistance aux écoulements ascendants.

2.3.2.6 Conditions hydrauliques

Parmi les facteurs déclencheurs de la suffossion, le gradient hydraulique joue un rôle central, car il représente la force motrice responsable de la mise en mouvement des particules fines à travers le squelette poreux du sol. Lorsque le gradient dépasse une valeur critique, les contraintes

hydrodynamiques générées deviennent suffisantes pour déstabiliser les particules non porteuses, amorçant ainsi leur migration.

Traditionnellement, la majorité des études se sont concentrées sur des charges hydrauliques monotones, c'est-à-dire des écoulements stationnaires ou croissants de manière continue dans une seule direction. Cependant, plusieurs recherches récentes ont mis en évidence l'importance croissante des charges hydrauliques cycliques, caractérisées par des variations alternées et répétées du gradient dans le temps, pouvant inclure des inversions de sens d'écoulement. Ce type de sollicitation est particulièrement représentatif des conditions réelles dans certains contextes géotechniques, tels que les barrages, les chaussées drainées ou les ouvrages exposés à des fluctuations de niveau d'eau.

Prasomsri et Takahashi (2021) ont montré que les gradients cycliques provoquent des variations significatives de la conductivité hydraulique, traduisant une évolution progressive de la structure poreuse, probablement liée à des réarrangements internes et à la mobilisation répétée des fines. Xu et al. (2022) ont, quant à eux, démontré que les écoulements inversés, typiques des cycles, exacerbent l'érosion interne en comparaison avec des écoulements unidirectionnels stables, en raison de la déstabilisation répétée des fines déjà fragilisées.

En parallèle, Chen et Zhang (2023) ont observé que les sols à distribution granulométrique discontinue subissent une perte de particules plus importante que les sols bien gradués sous l'effet de gradients hydrauliques, soulignant l'influence de la texture interne du sol sur sa résistance à l'érosion. Plus récemment, Chen et al. (2024), combinant des essais physiques et des simulations numériques par la méthode des éléments discrets (DEM), ont mis en évidence que des gradients cycliques croissants accentuent la mobilisation des particules fines, particulièrement dans des sols initialement lâches ou contenant une fraction significative de fines mobiles.

Ces travaux suggèrent que les cycles de chargement hydrauliques, en imposant des sollicitations répétées et variables, peuvent initier plus facilement la suffossion que les gradients monotones. Ils provoquent une instabilité cumulative, qui, à long terme, dégrade la structure interne du sol, modifie sa perméabilité, et augmente la vulnérabilité à la migration des fines. L'intégration explicite de ces conditions cycliques dans les protocoles expérimentaux et les modèles prédictifs apparaît donc essentielle pour une évaluation réaliste de la stabilité interne des sols granulaires.

2.3.2.7 Hétérogénéité

Un autre facteur critique influençant la susceptibilité à la suffossion est l'hétérogénéité du matériau, notamment lorsqu'elle est induite lors du compactage des matériaux granulaires. Des travaux récents, tels que ceux de Oueidat et al. (2021), ont mis en évidence que la distribution spatiale des zones enrichies ou appauvries en particules fines joue un rôle déterminant dans l'initiation de la suffossion. En particulier, une hétérogénéité orientée selon la direction de l'écoulement peut accentuer la migration des fines, accélérant le processus d'érosion interne tout en modifiant le comportement mécanique global du matériau.

Malgré ces observations expérimentales, les modèles constitutifs actuels tiennent encore rarement compte de cette hétérogénéité. Liu et al. (2024) soulignent que les efforts futurs en matière de modélisation numérique devraient intégrer explicitement le rôle de l'hétérogénéité, afin d'améliorer la qualité des prédictions liées à l'érosion interne et à la stabilité des sols granulaires.

Par ailleurs, la ségrégation des particules lors de la mise en œuvre de sols non plastiques peut conduire à la formation de couches localement instables, même si la granulométrie moyenne du sol est globalement stable. Cette ségrégation peut créer des chemins préférentiels d'écoulement, favoriser la mobilité des fines et ainsi initier des désordres internes non détectables par une simple analyse granulométrique globale.

2.3.3 Critères de prédiction

L'évaluation de la stabilité interne des sols soumis à un écoulement d'eau repose sur deux grandes approches : les critères géométriques et les critères hydrauliques. Les critères géométriques visent à déterminer, à partir de la courbe granulométrique d'un sol, sa susceptibilité potentielle à la migration des particules fines au travers du squelette granulaire. Ils s'appuient généralement sur des seuils empiriques ou des indices granulométriques permettant d'identifier des distributions propices à la suffossion.

Les critères hydrauliques, quant à eux, se fondent sur l'identification du seuil de mise en mouvement des particules, défini par un gradient hydraulique ou une vitesse d'écoulement critique. Ces critères sont issus soit de formulations théoriques, soit de résultats expérimentaux obtenus à l'aide d'essais en laboratoire.

Dans ce cadre expérimental, des essais de perméabilité sont réalisés en imposant un écoulement vertical (ascendant ou descendant) ou horizontal (Adel et al., 1988; Adel et al., 1994; Ahlinhan et Achmus, 2010), sous charge ou débit constant. La présence d'un filtre en aval permet d'évaluer le potentiel de suffossion externe. Afin d'accroître la sévérité des conditions hydrodynamiques, certaines études intègrent également des sollicitations vibratoires (Kenney et Lau, 1985). En pratique, l'essai à écoulement vertical descendant est souvent utilisé en première étape pour vérifier la stabilité initiale du sol. Par la suite, un écoulement vertical ascendant est appliqué avec une augmentation progressive du gradient hydraulique ou du débit, afin de déterminer les conditions critiques conduisant à la migration des particules.

2.3.3.1 Critères géométriques

a) Critère de Kezdi (1969)

Kezdi (1969) a introduit le concept d'autofiltration pour évaluer la stabilité interne d'un sol à partir de sa seule distribution granulométrique. Cette méthode s'appuie sur le critère de filtration initialement proposé par Terzaghi (1948), et consiste à appliquer ce critère en tout point de la courbe granulométrique du matériau étudié. Le principe repose sur l'hypothèse qu'un sol peut, à lui seul, assurer la rétention de ses particules fines, à condition qu'une fraction grossière agisse comme filtre interne.

La méthode consiste à diviser la courbe granulométrique en deux composantes à partir d'un diamètre arbitraire (d_n), correspondant à un pourcentage cumulé de passant S_0. À partir de ce seuil, les fractions plus grossières et plus fines sont respectivement désignées par S_1 et S_2 (Figure 2.5), et calculées selon les relations suivantes :

$$S_1 = \frac{100(S - S_0)}{100 - S_0} \tag{2.7}$$

$$S_2 = 100\frac{S}{S_0} \tag{2.8}$$

où S, S_1 et S_2 représentent les pourcentages de passant du sol original, de la fraction grossière et de la fraction fine, respectivement.

Le critère de rétention (2.5) doit être vérifié pour tous les choix possibles de (d_n) le long de la courbe granulométrique, afin d'identifier les seuils à partir desquels des particules fines peuvent potentiellement migrer.

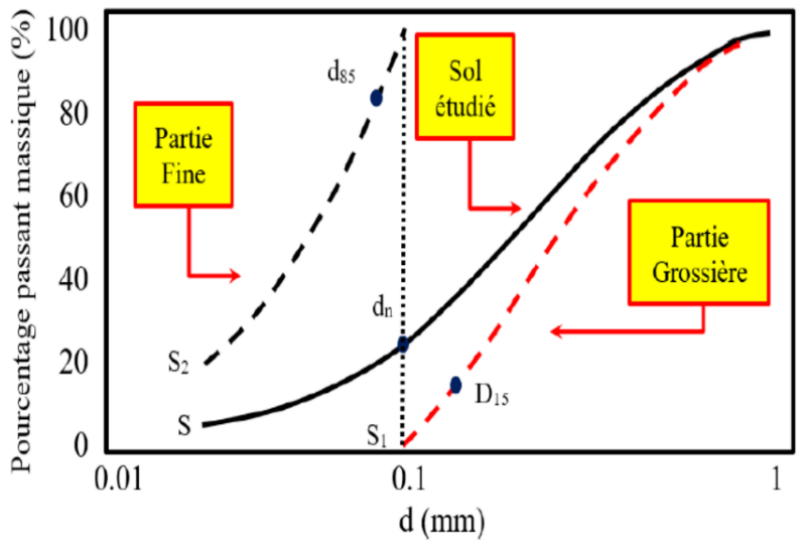


Figure 2.5: Critère de Kezdi (1969).

Plus tard, De Mello (1975) a confirmé que cette approche pouvait également s'appliquer à des sols à distribution discontinue et utilise un facteur de rétention de 5, élargissant ainsi le champ d'application du concept. Sherard (1979) a proposé également un facteur de rétention de 5 pour les matériaux utilisés dans la construction des barrages. Puis (Sherard et al., 1984) généralisent la stabilité interne des matériaux selon leur coefficient d'uniformité :

- $C_U \leq 10$: généralement stable.
- $10 \leq C_U \leq 20$: stable si la pente de la granulométrie ne change pas abruptement ;
- $20 \leq C_U \leq 75$: stable si la granulométrie est régulière, sans changement de sa pente et sans une partie fine longue et allongée.

b) Critère de Kenney et Lau (1985)

À la suite d'essais expérimentaux menés sur des échantillons de sable présentant ou non une susceptibilité à la suffossion, Kenney et Lau (1985) ont proposé un critère géométrique fondé sur l'analyse détaillée de la distribution granulométrique (Figure 2.6). Ce critère repose sur le calcul de deux quantités caractéristiques pour un diamètre arbitraire d :

- F : pourcentage massique cumulé des grains de taille inférieure à d,
- H : différence de pourcentage massique entre les grains de taille inférieure à $4d$ et ceux de taille inférieure à d, soit $H=F_{4d}-F_{d}$.

L'hypothèse sous-jacente est que les particules de diamètre inférieur à d peuvent migrer si elles ne sont pas suffisamment bloquées par les particules situées dans l'intervalle $[d,4d]$. Ainsi, une faible proportion de grains dans cette plage intermédiaire favorise la migration des fines, révélant une instabilité potentielle à la suffossion. Les auteurs ont proposé d'évaluer cette stabilité en traçant la courbe de forme H en fonction de F. Deux seuils critiques ont été proposés :

- Kenney et Lau (1985) : le sol est considéré instable si la courbe de forme dépasse la droite $H=1.3F$, ce seuil jugé trop conservateur a été révisé (Milligan, 1986; Sherard et Dunnigan, 1986);
- Kenney et Lau (1986) : un autre seuil est défini par la droite $H=F$.

L'évaluation de cette instabilité est pertinente pour l'intervalle $0 < F < X$, où X dépend de la courbe granulométrique. Pour un sol bien étalé ($C_U > 3$) : X=0.2, Pour un sol à granulométrie resserrée ($C_U < 3$) : X=0.3.

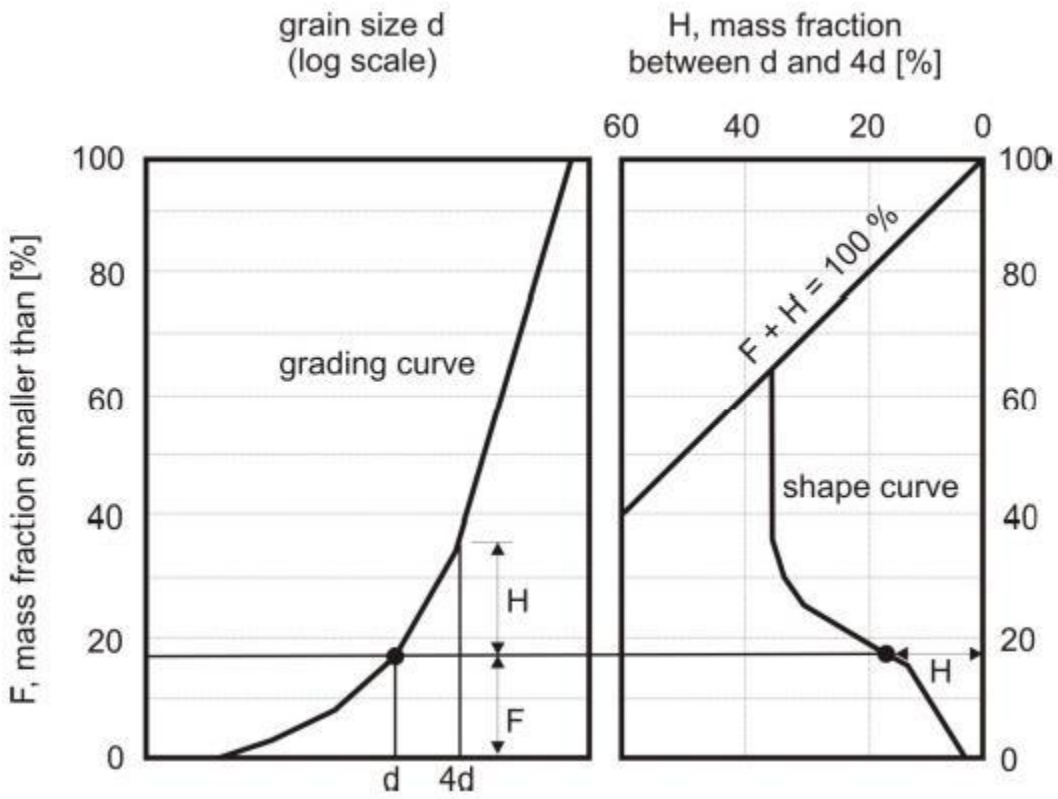


Figure 2.6: Critère de Kenney et Lau (1985, 1986).

c) Critère de Burenkova (1993)

Dans le cadre d'une étude expérimentale portant sur 22 matériaux granulaires composés de mélanges sable–gravier, Burenkova (1993) a proposé une méthode innovante visant à identifier le diamètre maximal des particules susceptibles d'être érodées. Les matériaux testés présentaient des distributions granulométriques variées — concaves, convexes ou linéaires — avec des tailles maximales de particules atteignant 100 mm et des coefficients d'uniformité pouvant dépasser 200.

La méthode développée repose sur une approche progressive de reconstitution de l'échantillon, permettant de distinguer les fractions participant à la structure porteuse des fractions susceptibles de migrer. Chaque matériau est d'abord divisé en classes granulométriques. La procédure consiste à introduire successivement les fractions, de la plus grossière à la plus fine, dans un montage de mesure volumétrique :

1. La fraction la plus grossière est placée seule dans le dispositif, et son volume est mesuré.

2. La fraction immédiatement inférieure en taille est ajoutée, et le nouveau volume de l'échantillon est noté.
3. Ce processus est répété pour toutes les classes granulométriques constituant le matériau.

Si l'ajout d'une fraction entraîne une augmentation du volume total de l'échantillon, cela signifie que cette fraction s'intègre dans la matrice porteuse. En revanche, si l'ajout n'engendre pas de changement de volume, la fraction concernée est considérée comme ne contribuant pas à la structure principale et est donc potentiellement érodable.

La transition entre la matrice primaire et la fraction secondaire — définissant ainsi la limite de la fraction mobile d_{dv} — peut être approximée à l'aide d'une relation empirique, proposée par Burenkova (1993) :

$$0.55\left(\frac{d_{90}}{d_{15}}\right)^{-1.5} < \frac{d_{dv}}{d_{max}} < 1.87\left(\frac{d_{90}}{d_{15}}\right)^{-1.5} \tag{2.9}$$

Aussi, une approche empirique basée sur une étude expérimentale de la stabilité interne de ces matériaux a été proposée sous forme d'abaque (Figure 2.7). On y distingue quatre zones soit I, II, III, et IV. Les croix représentent les matériaux stables et les points noirs les matériaux instables. En résumé, les matériaux sont stables si l'inégalité suivante est respectée :

$$0.76\log\left(\frac{d_{90}}{d_{15}}\right) + 1 < \frac{d_{90}}{d_{60}} < 1.86\log\left(\frac{d_{90}}{d_{15}}\right) + 1 \tag{2.10}$$

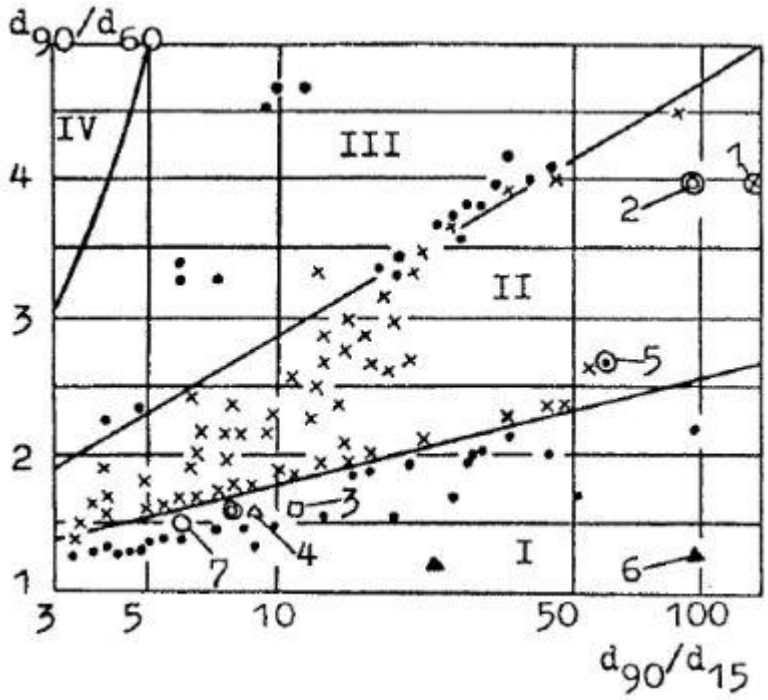


Figure 2.7: Critère de Burenkova (1993).

d) Critère de Chapuis (1992) et Chapuis et Tournier (2006)

Chapuis (1992) a démontré que les trois critères les plus couramment utilisés pour évaluer la stabilité interne des matériaux granulaires vis-à-vis de la suffossion, ceux de Kézdi, Sherard, ainsi que Kenney et Lau, peuvent être ramenés à des expressions mathématiques équivalentes. Ces critères, bien que formulés différemment dans la littérature, reposent en réalité sur un même principe fondamental : la pente locale de la courbe granulométrique en échelle semi-logarithmique. L'analyse proposée par Chapuis consiste à interpréter ces critères comme des conditions sur la pente d'une sécante tracée entre deux points donnés de la courbe granulométrique cumulée. Cette pente reflète la distribution relative des particules fines et grossières, et constitue ainsi un indicateur de la capacité du sol à retenir ses propres fines sous l'effet d'un écoulement (Tableau 2.2). Ces reformulations permettent une unification conceptuelle des approches existantes, facilitant leur comparaison et leur interprétation. La pente sécante apparaît ainsi comme un paramètre clé dans l'évaluation de la susceptibilité d'un sol à la migration interne de ses particules fines.

Cependant, Chapuis (1992) recommande d'utiliser ces critères avec prudence pour les sols non cohésifs. En effet, plusieurs facteurs peuvent influencer la stabilité réelle du matériau et ne sont pas pris en compte explicitement dans ces formulations simplifiées. Parmi ceux-ci, on peut citer

l'intensité des forces perturbatrices liées à l'écoulement ou aux vibrations, leurs effets stabilisants ou déstabilisants, l'indice des vides initial, ainsi que les conditions de préparation des échantillons, notamment la ségrégation granulaire avant essai.

Tableau 2.2: Résumé des critères classiques selon Chapuis (1992).

	Critères classiques	Chapuis (1992)
Kezdi (1969)	$\frac{d_{15}}{d_{85}} < 4$	$S = \frac{0.15}{\log I_r} > 24.9\%$
Sherard (1979)	$\frac{d_{15}}{d_{85}} < 5$	$S = \frac{0.15}{\log I_r} > 21.5\%$
Kenney et Lau (1985, 1986)	$H/F < 1$	$S > 1.66\ F\%$ Pour F=5% S=8.3%

S : est la pente de la courbe granulométrique pour la portion inférieure à 20% ; Ir est le degré d'instabilité d'un sol égal à d_{15} (filtre) / d_{85} (sol de bas à protéger). Par exemple, Pour F= 5% la valeur de la pente S > 1,66×5%. Cela conduit vers une valeur de S > 8.3%.

e) Critère de (Wan et Fell, 2004, 2008)

Des essais de stabilité interne ont été réalisés sur vingt matériaux constitués de mélanges limon–sable–gravier et argile–limon–sable–gravier, tous caractérisés par une distribution granulométrique étalée. Les essais ont été menés dans un perméamètre de grande dimension (30 cm de diamètre, 30 cm de hauteur), sous un écoulement vertical descendant à gradient hydraulique constant égal à 8.

Les résultats ont permis de mettre en évidence plusieurs limites associées aux critères existants d'évaluation de la stabilité interne. D'une part, les auteurs ont montré que les critères fondés uniquement sur le coefficient d'uniformité C_u ne permettent pas de prédire de manière fiable l'instabilité interne. En effet, C_u constitue un paramètre global qui décrit uniquement l'étalement granulométrique du matériau, sans tenir compte de la forme détaillée de la courbe granulométrique, de la proportion relative des fines ni de leur rôle dans le squelette porteur du sol. Or, l'instabilité interne est principalement gouvernée par l'interaction entre la fraction grossière, qui assure la transmission des efforts, et la fraction fine susceptible de migrer sous l'effet des sollicitations hydrauliques. Ainsi, des sols présentant des valeurs similaires de C_u peuvent adopter des structures

internes et des comportements mécaniques très différents, conduisant à des réponses contrastées en termes de stabilité interne.

D'autre part, les méthodes reposant sur le concept d'auto-filtration, comme celles proposées par Kezdi (1969) ou Sherard (1979), ont été jugées trop conservatrices : elles tendent à classifier comme instables des sols qui se sont révélés stables en laboratoire. Une observation similaire a été faite à l'égard de la méthode de Kenney et Lau (1985), bien que cette dernière soit largement utilisée dans la littérature.

Par comparaison, la méthode de Burenkova (1993) s'est révélée la moins conservative parmi les critères testés. En poursuivant leur analyse, les auteurs ont constaté que les sols présentant une forte pente granulométrique sur la fraction grossière (indiquée par un rapport d_{90}/d_{60} élevé) et une pente faible sur la fraction fine (indiquée par un faible rapport d_{20}/d_5) étaient plus susceptibles d'être instables. Ces observations ont conduit à la proposition d'une méthode de classification fondée sur ces deux ratios : d_{90}/d_{60} pour caractériser la pente sur la fraction grossière, et d_{20}/d_5 pour celle sur la fraction fine.

Cette approche permet de classer les matériaux en trois catégories : instable, en transition et stable (Figure 2.8). Toutefois, Wan et Fell (2008) ont souligné que cette méthode n'est pas applicable aux sols contenant moins de 15 % de particules fines, et qu'elle ne permet pas de détecter l'instabilité interne dans les sols à granulométrie discontinue, où les discontinuités entre fractions grossières et fines peuvent être critiques.

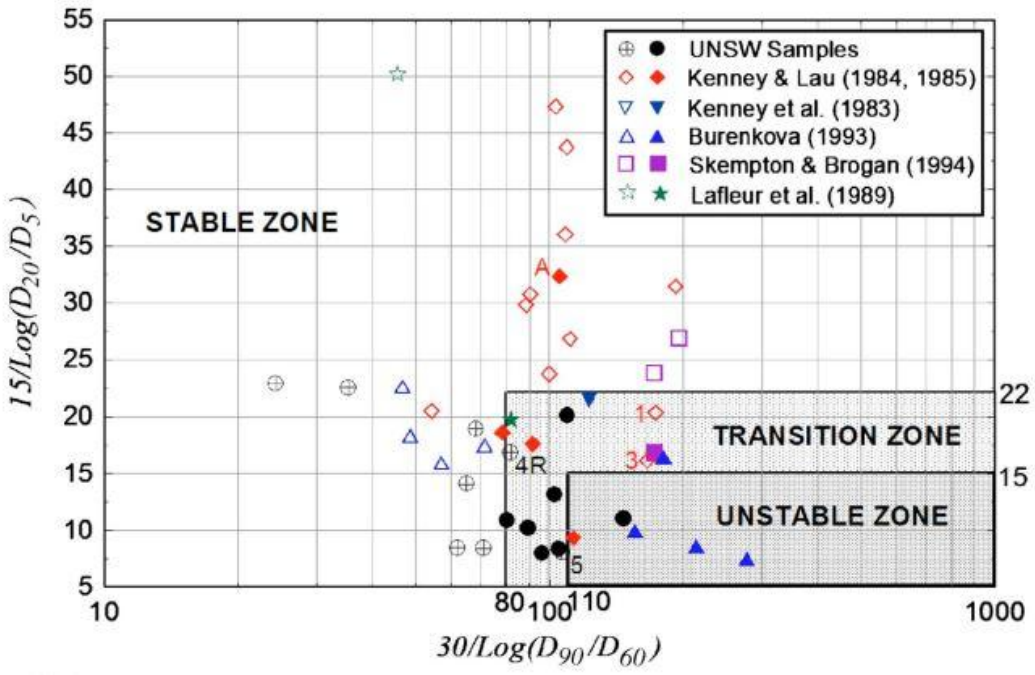


Figure 2.8: Critère de Wan and Fell (2008).

a) Critère de B. Indraratna et al. (2011)

Une approche, fondée sur une méthode probabiliste, a été proposée pour évaluer la stabilité interne de sols largement gradués. Cette méthode repose sur l'analyse conjointe de la granulométrie du sol et de sa masse volumique sèche, paramètres nécessaires pour établir la courbe de distribution de la taille des constrictions (CSD, Constriction Size Distribution), c'est-à-dire la distribution des goulots d'étranglement entre les grains constituant le réseau poreux (Indraratna et al., 2007).

Afin de définir une limite entre les sols stables et instables vis-à-vis de la suffossion, les auteurs ont extrait 41 jeux de données expérimentales issues de la littérature. Ces données ont été classées en deux catégories : sols à distribution granulométrique discontinue et sols continus. Pour les sols discontinus, la particule de délimitation — c'est-à-dire le diamètre qui divise la courbe granulométrique en fraction grossière et fraction fine — est située au niveau de la discontinuité visible. Pour les sols continus, ce point de division est sélectionné de manière arbitraire.

L'indicateur principal de stabilité repose sur le rapport entre la taille caractéristique des constrictions de la fraction grossière D_{C35}^{C} et le diamètre d_{85}^{f} représentant la fraction fine. Trois zones de comportement sont alors définies (B. Indraratna et al., 2011) :

- $\frac{D_{C35}^{C}}{d_{85}^{f}} > 0.82$, le sol est instable ;
- $\frac{D_{C35}^{C}}{d_{85}^{f}} < 0.73$, le sol est stable ;
- Entre ces deux valeurs, le sol est considéré en zone de transition, présentant un risque de suffossion.

Par la suite, les auteurs ont affiné cette méthodologie en introduisant un nouveau critère fondé sur le rapport; $\frac{D_{C35}^{C}}{d_{85}^{f}} > 1$. Si ce rapport dépasse l'unité, le matériau est considéré comme instable à la suffossion.

2.3.3.2 Critères hydrauliques

Terzaghi et al. (1996) ont décrit un phénomène fondamental appelé « boulance », observé dans les sols sableux pulvérulents soumis à un écoulement vertical ascendant. Il s'agit d'une condition d'instabilité hydromécanique dans laquelle les grains de sable perdent tout contact effectif sous l'action d'une pression interstitielle croissante. En considérant une colonne de sable saturé et homogène, Terzaghi a développé la théorie du gradient hydraulique critique, fondée sur l'équilibre des forces verticales : d'une part, la poussée exercée par l'écoulement ascendant de l'eau, et d'autre part, le poids submergé du sol.

Les contraintes effectives deviennent nulles lorsque la pression interstitielle de l'eau est égale à la contrainte totale exercée sur le sol. Cette condition correspond à un état de poussée hydrostatique suffisant pour annuler la résistance au cisaillement du matériau : le sol entre alors en état de boulance, ou fluidisation. Il s'ensuit une perte de stabilité, un gonflement du sol, et une possible migration de particules fines.

Le gradient hydraulique critique i_c est alors défini par :

$$i_c = \frac{\gamma'}{\gamma_w} = (1 - n)(G_s - 1) \tag{2.11}$$

Où n = porosité du sol ; Gs =densité des particules de sol ; γ' = poids volumique déjaugé du sol ; γ_w= poids volumique de l'eau.

Ce comportement est surtout observé pour les sols naturels non confinés comme des sables et des silts avec une forme des grains arrondie et une distribution relativement uniforme (Chapuis, 2009).

Les valeurs usuelles du gradient hydraulique critique i_c pour les matériaux granulaires saturés se situent généralement entre 0,7 et 1,0, conformément aux estimations théoriques établies par Terzaghi et al. (1996). Toutefois, ces valeurs peuvent atteindre ou dépasser 1,3 pour des matériaux plus denses, tels que les sables compactés, notamment en présence de grains anguleux et d'une structure dense (Bowles, 1984; Handy et Spangler, 2007).

Pour des sables bien gradués, présentant une distribution granulométrique étalée et une angularité marquée des grains, Fleshman et Rice (2013) ont observé des gradients critiques à l'initiation variant entre 1,0 et 1,8, ce qui est supérieur aux plages théoriques couramment admises (entre 0,8 et 1,5). Ces résultats suggèrent une résistance accrue à l'initiation de la migration des particules, bien que la durée du chargement hydraulique et les effets de voutes dans le perméamètre — susceptibles d'influencer le moment d'initiation du transport — n'aient pas été pris en compte dans ces études.

Dans le cas de matériaux partiellement saturés (sables et silts), la présence de bulles d'air piégées à la surface des grains induit des forces capillaires supplémentaires en raison de la tension de surface. Ces forces contribuent à stabiliser temporairement la structure du sol, ce qui peut réduire le gradient critique requis pour initier la migration des fines (Chapuis, 2009).

Enfin, il convient de souligner que le sens de l'écoulement joue un rôle déterminant dans la valeur du gradient critique. En particulier, les écoulements descendants tendent à favoriser la migration des particules, notamment par effet de gravité combiné à la réduction des forces interparticulaires de support. Ainsi, dans ces conditions, la valeur de i_c observée est souvent significativement inférieure à celle obtenue sous écoulement ascendant, accentuant la vulnérabilité des matériaux à la suffossion.

Skempton et Brogan (1994) ont défini un gradient hydraulique critique d'initiation de la suffusion noté i_{ch}, et ont proposé son approximation comme étant de l'ordre du tiers ou du cinquième du gradient critique de boulance i_c théorisé par Terzaghi. Le gradient critique est exprimé comme suit :

$$i_c - i_{ch} = \alpha \frac{\gamma'}{\gamma_w} \tag{2.12}$$

Où a est un facteur de réduction de la contrainte effective inférieur à 0.1 (à déterminer expérimentalement).

Pour les matériaux granulaires et bimodaux testés dans leur étude, l'instabilité a été observée pour des gradients aussi faibles que 0.2 à 0.35, soit environ i_c /5 à i_c /3.

Cette différence notable entre les seuils de suffusion et ceux associés à la perte totale de portance (boulance) s'explique par la répartition hétérogène des contraintes effectives dans le matériau. En effet, le squelette grossier assure l'essentiel du transfert de charge, laissant les particules fines faiblement contraintes. Ces dernières sont donc plus vulnérables à l'arrachement sous l'effet d'un écoulement, bien avant que les contraintes effectives dans l'ensemble du massif ne s'annulent.

Monnet (1998) a proposé une méthode d'évaluation du gradient critique de suffossion en s'appuyant sur les résultats expérimentaux obtenus par Skempton et Brogan (1994). Il a établi un critère fondé sur la conductivité hydraulique k du sol, en la comparant à une expression empirique basée sur la taille caractéristique des particules fines :

$$i_{ch} = 0.01 \frac{d_{15}^2}{k} i_c \tag{2.13}$$

Où d_{15} est exprimé en mm et k en m/s

Schmertmann (2000) a proposé une estimation expérimentale du gradient hydraulique critique pour des matériaux sableux, en prenant en compte l'effet du gradient local ainsi que la longueur des chemins préférentiels d'érosion. L'objectif de cette approche était d'affiner l'évaluation du seuil d'initiation de l'érosion interne en intégrant des paramètres géométriques du sol. Une relation empirique a ainsi été établie entre le gradient critique i_c et le coefficient d'uniformité C_U de la granulométrie

$$i_c = 0.05 + 0.183.(C_U - 1) \tag{2.14}$$

Cette équation permet d'obtenir des valeurs de gradient critique comprises entre 0,05 et 1,15 pour des matériaux dont C_U varie entre 1 et 7. Elle suggère que le gradient critique augmente avec l'étalement granulométrique du matériau, traduisant ainsi une meilleure résistance à l'érosion interne pour des sols plus hétérogènes.

Cependant, il convient de souligner que cette corrélation n'a pas été vérifiée expérimentalement pour des matériaux présentant un coefficient d'uniformité supérieur à 7, ce qui est souvent le cas des matériaux routiers ou concassés à forte graduation. Par conséquent, l'extrapolation de cette relation à des sols à large distribution granulométrique doit être envisagée avec prudence.

Wang et Qiu (2017) ont proposé une relation empirique permettant d'estimer le gradient hydraulique critique i_{cr} à partir de la teneur en fines d'un matériau granulaire. L'équation proposée repose sur une loi exponentielle du type :

$$i_{cr} = \alpha . exp^{bp} \tag{2.15}$$

où : p est la proportion massique de la fraction fine (particules de taille D≤4,75 mm), a et b sont des paramètres de lissage dépendant du sens de l'écoulement :

- Pour un écoulement horizontal : a = 0,017, b = 0,048,
- Pour un écoulement vertical : a = 0,041, b = 0,046.

Cette relation montre que le gradient critique augmente avec le pourcentage de fines, traduisant une certaine résistance accrue à l'initiation de l'érosion lorsque la matrice fine remplit efficacement les interstices du squelette grossier. Cependant, il est important de souligner que la fraction fine p, bien qu'influente, ne constitue pas à elle seule un indicateur fiable de l'instabilité interne.

Israr et Indraratna (2019) ont proposé une équation prédictive du gradient hydraulique critique prenant en compte deux aspects fondamentaux souvent négligés dans les approches classiques : (1) la réduction des contraintes effectives, modélisée par un coefficient correcteur a dans l'équation (2.12), et (2) l'effet de friction mobilisée entre les particules (grossières et fines) et la paroi interne de la colonne d'essai. Cette prise en compte vise à affiner la prédiction des conditions d'initiation de l'instabilité hydraulique en laboratoire. Cependant, l'applicabilité de cette méthode reste limitée aux conditions expérimentales : la complexité des interactions avec les parois et la difficulté à quantifier les pertes de contraintes effectives en conditions naturelles limitent son usage in situ.

Par ailleurs, pour les matériaux à granulométrie uniforme, particulièrement vulnérables à l'érosion interne, Li et Fannin (2012) ont développé une enveloppe hydromécanique permettant d'identifier le seuil d'instabilité. Cette enveloppe intègre les effets conjoints du gradient hydraulique, du taux de perte de masse, et des propriétés granulométriques, et constitue une approche pertinente pour identifier le domaine d'instabilité.

D'autres modèles empiriques ou analytiques ont également été proposés dans la littérature pour prédire le gradient critique ou caractériser l'instabilité interne des sols granulaires (Essayad, 2021; Huang et al., 2021; Marot, Le, et al., 2012; Marot et al., 2011; Marot et al., 2016; Moffat et Fannin,

2011; Okeke et Wang, 2016; Perzlmaier et al., 2007; Reddi et al., 2000), mais ne sont pas détaillés dans ce document.

2.4 Ségrégation des matériaux granulaires

Les matériaux susceptibles à la suffossion présentent également un fort potentiel de ségrégation, notamment durant les différentes étapes de manipulation telles que le stockage, le transport et la mise en œuvre sur chantier (ICOLD, 2017). Cette problématique est bien documentée dans les domaines des barrages en remblai, des filtres drainants et des piles de stériles miniers et elle peut être transposée de manière pertinente aux couches de fondation des chaussées.

La ségrégation désigne le processus par lequel les particules d'un mélange granulaire homogène se séparent sous l'effet de différences de propriétés physiques et de sollicitations mécaniques (Tang et Puri, 2007). Elle correspond à l'inverse du mélange, où certaines fractions granulométriques, en général les plus mobiles (particules grossières ou denses), se déplacent différemment des autres composants (De Silva et al., 2000). Cette séparation est influencée par la forme, la taille, la masse volumique et la rugosité des particules, ainsi que par les conditions de manipulation (Mosby et al., 1996; Rhodes, 2008).

Dans les remblais de barrages, la ségrégation peut compromettre les fonctions hydrauliques et mécaniques essentielles des matériaux, comme la perméabilité, la stabilité interne et la capacité de rétention (Fell et al., 2014b). De même, pour les couches de chaussées, la séparation granulométrique peut induire des hétérogénéités locales affectant la densité sèche, la perméabilité et la résistance au cisaillement. Ces altérations ont un effet direct sur la performance structurale et la durabilité de la chaussée.

Des observations similaires ont été faites lors de la construction de piles de stériles miniers, où les particules fines migrent vers les couches inférieures à travers les vides formés par les particules grossières, qui restent en surface (Cheng et al., 2019; Dolgunin et Ukolov, 1995). Cette stratification génère des couches inclinées à structure variable le long de la surface externe des remblais, créant une forte hétérogénéité spatiale (Fala et al., 2005). Par analogie, la circulation répétée d'équipements lourds sur les assises de chaussées peut induire un compactage différentiel qui accentue cette stratification, notamment dans les couches traitées à granulométrie étendue.

Les conséquences de la ségrégation dans les chaussées sont multiples : variation de la porosité, de la teneur en eau volumique, de la résistance au cisaillement et apparition de zones à écoulement préférentiel. Ces conditions sont propices au déclenchement localisé de phénomènes d'érosion interne ou de suffossion. Comme pour les piles minières, où ces processus aggravent les risques d'instabilités mécaniques et de drainage acide (Aubertin et al., 2008; Pedretti et al., 2020), il est plausible que des comportements similaires puissent survenir dans des couches de chaussées soumises à des gradients hydrauliques élevés ou à des sollicitations dynamiques répétées.

Ainsi, la maîtrise de la ségrégation lors de la construction des infrastructures routières est essentielle. Une attention particulière doit être portée aux méthodes de mise en œuvre, au choix des matériaux (granulométrie, forme des grains), et aux conditions de compactage, afin de minimiser les variations spatiales de propriétés et prévenir les mécanismes d'instabilité interne.

2.4.1 Mécanismes de ségrégation

Un phénomène initial de ségrégation se produit généralement dès le stockage des matériaux, où les particules grossières ont tendance à rouler vers l'extérieur et à se déposer à la base du tas, tandis que les particules plus fines s'accumulent davantage au centre. Après cette phase de stockage, le matériau est chargé dans des camions, transporté vers le site, déchargé, étalé en couches de l'épaisseur spécifiée, puis compacté. À chacune de ces étapes (mélange, transport, mise en œuvre) la ségrégation peut être amplifiée ou atténuée, selon les méthodes de manipulation employées et les propriétés intrinsèques des matériaux. Selon Navikas et al. (2016), l'ensemble de ces opérations peut entraîner une diminution de l'homogénéité du matériau atteignant jusqu'à 38 % entre la production et l'application finale.

Dans tous les cas, la ségrégation particulaire résulte de l'action combinée de plusieurs mécanismes physiques, dont les effets varient selon le contexte (De Silva et al., 2000; Mosby et al., 1996; Sutherland, 2003). Dans le contexte des couches de chaussées compactées par vibration, les mécanismes les plus influents sont la percolation, le déplacement (ou migration ascendante des grosses particules), ainsi que la convection induite par les vibrations (Huerta et Ruiz-Suárez, 2004; Knight et al., 1993; Rosato et al., 1987). Ces phénomènes contribuent à une redistribution verticale ou latérale des particules en fonction de leur taille, forme, ou masse volumique. En revanche, certains mécanismes couramment observés dans les systèmes de stockage (silos, chutes, tas) sont moins pertinents dans le cas du compactage vibré. Les mécanismes sont résumés au Tableau 2.3.

(1) Percolation

Dans le contexte des matériaux granulaires utilisés pour les couches de chaussées, la percolation désigne un mécanisme par lequel les particules fines migrent vers le bas en s'infiltrant à travers les vides entre les particules plus grossières, sous l'effet de vibrations mécaniques induites, par exemple, par le compactage (Jain et al., 2013; Tirapelle et al., 2021). Bien que ce mécanisme présente des similitudes avec l'effet de tamisage, il s'en distingue fondamentalement par la cause de la migration : la percolation résulte de l'excitation vibratoire et ne nécessite pas l'écoulement d'une couche en mouvement, contrairement au tamisage.

(2) Déplacement

La ségrégation par déplacement est un mécanisme observé lors de la vibration verticale de matériaux granulaires, et joue un rôle critique dans le transport et la mise en œuvre des couches granulaires des chaussées. Ce mécanisme dépend fortement de la fréquence et de l'amplitude des vibrations, ainsi que de la configuration initiale des matériaux. Il s'agit d'un processus dynamique où les grosses particules peuvent migrer vers le haut ou le bas, selon les conditions vibratoires.

Lorsque des particules grossières sont initialement positionnées au-dessus d'un lit de particules plus fines, des vibrations à haute fréquence et faible amplitude favorisent leur descente dans la matrice fine par diffusion inertielle. En revanche, sous des vibrations à basse fréquence et forte amplitude, ces mêmes particules grossières ont tendance à rester en surface, leur inertie empêchant une immersion rapide dans la masse plus fine. Dans la configuration inverse — particules fines en haut et grossières en bas — la tendance s'inverse également. À basse fréquence et forte amplitude, les particules grossières remontent vers la surface, phénomène souvent désigné sous le nom de « migration flottante » ou effet Brazil-nut (Knight et al., 1993; Rosato et al., 1987). En revanche, à haute fréquence et faible amplitude, cette remontée est fortement limitée, et les couches initiales restent quasiment inchangées.

Ce comportement est gouverné par la capacité des particules fines à percoler dans les vides créés par le déplacement temporaire des grosses particules. Si l'amplitude est suffisante, l'inertie des grosses particules leur permet de s'élever, tandis que les fines s'intercalent rapidement dans l'espace laissé libre au-dessous, bloquant ainsi le retour des particules grossières à leur position d'origine (Huerta et Ruiz-Suárez, 2004).

Tableau 2.3: Mécanisme de ségrégation des matériaux granulaires.

Mécanisme	Description	Application typique	Effet sur la ségrégation vibratoire	Références
Trajectoire (inertie)	Particules plus petites ralenties par la traînée de l'air en vol libre, séparées des grosses.	Chutes, silos	Non pertinent	De Silva et al (2000)
Courants d'air	Courants d'air internes lors du déversement entraînant les fines vers les parois.	Silos, remplissage vertical	Non pertinent	De Silva et al (2000)
Roulement	Les grosses particules roulent à la surface des tas, s'accumulant en périphérie.	Tas, dépôts libres	Peu pertinent	De Silva et al (2000) Mosby et al. (1996)
Tamisage	Petites particules tombant à travers une couche roulante de grosses particules.	Tas, convoyeurs inclinés	Important	Sutherland (2003)
Impact (rebond)	Particules rebondissant à des distances variables selon leur élasticité.	Tas, impacteurs mécaniques	Non pertinent	Mosby et al. (1996) Jiang et al. (2018)
Enfouissement	Particules plus grosses ou plus lourdes s'enfonçant dans le sommet d'un tas en raison de leur inertie.	Dépôts en tas	Peu pertinent	Mosby et al. (1996)
Angle de repos	Les matériaux avec angle de repos plus faible s'écoulent plus loin sur un tas, créant des zones de ségrégation.	Dépôts séquentiels	Non pertinent	Sutherland (2003) De Silva et al (2000)

Tableau 2.3: Mécanisme de ségrégation des matériaux granulaires (suite).

Mécanisme	Description	Application typique	Effet sur la ségrégation vibratoire	Références
Repoussement	Particules lourdes repoussant les légères à l'impact.	Déversement central sur tas	Peu pertinent	Tanaka (1971); Félix et al. (2004)
Déplacement (flottement)	Sous vibrations verticales, les grosses particules remontent progressivement, bloquant les fines.	Compactage vibré, tamis vibrants	Dominant	Huerta et al. (2004)
Percolation	Les fines tombent par gravité entre les interstices des particules plus grosses, induite par cisaillement ou vibrations.	Vibrations, cisaillements localisés	Dominant	Rosato et al. (1987) Jain et al. (2013)
Fluidisation	Les fines se comportent comme un fluide et restent à la surface sous forte vibration.	Compactage à haute fréquence	Important	De Silva et al (2000)
Agglomération	Les particules très fines forment des amas plus lourds avec une mobilité accrue.	Mélanges poudres fines	Peu pertinent	Sutherland (2003)
Déplacement induit par un gradient de concentration	Dans les systèmes en rotation, les fines plus mobiles se concentrent dans certaines zones.	Tambours rotatifs, mélangeurs	Non pertinent	Kuo et al. (2016) Santos et al. (2016)

2.4.2 Facteurs influençant la ségrégation sous vibration

La ségrégation des matériaux granulaires sous vibration est un phénomène complexe résultant de l'interaction entre les propriétés intrinsèques des particules et les conditions de sollicitation externe. Plusieurs facteurs influencent l'intensité et le mode de ségrégation, notamment les caractéristiques des particules (taille, forme, densité, rugosité), les propriétés globales du mélange (distribution granulométrique, teneur en eau, taux de fines), ainsi que les paramètres vibratoires (fréquence, amplitude, direction et durée de l'excitation).

a) Propriétés des particules

La taille des particules est l'un des facteurs les plus déterminants. Le phénomène de ségrégation par percolation se manifeste notamment lorsque des particules fines s'infiltrent entre les vides formés par les particules plus grossières sous l'effet de la vibration. Ce mécanisme est particulièrement actif lorsque le rapport de taille entre les particules dépasse un certain seuil. À l'inverse, lorsque les grosses particules migrent vers le sommet d'un mélange, on parle d'effet Brazil nut, un phénomène attribué à des différences d'inertie, de frottement, ou à des effets convectifs (Rosato et al., 1987).

La forme des particules influence également leur mobilité. Les particules angulaires ou aplaties tendent à s'inter-verrouiller plus facilement, limitant ainsi les mouvements relatifs et atténuant la ségrégation, contrairement aux particules arrondies qui roulent et migrent plus librement (Alizadeh et al., 2017; Tang et Puri, 2007).

La densité des particules peut induire une ségrégation gravitaire, surtout lorsque le mélange contient des matériaux d'origines différentes. Les particules plus légères ont tendance à remonter sous l'effet des vibrations, notamment dans des systèmes faiblement confinés (Lim, 2016; Tai et al., 2010). La rugosité de surface affecte également le frottement interparticulaire, influençant ainsi la mobilité relative des grains sous agitation (Ulrich et al., 2007).

Une distribution granulométrique continue et bien étalée réduit généralement la ségrégation, en assurant une meilleure compacité et un emboîtement plus stable des particules (Asmaei et al., 2018). À l'inverse, les mélanges discontinus ou à large étendue granulométrique sont plus sujets à la stratification sous vibration.

b) Paramètres vibratoires

Les paramètres vibratoires, notamment la fréquence (f), l'amplitude (A) et l'accélération (Γ), jouent un rôle central dans les mécanismes de ségrégation. Ces paramètres contrôlent le régime dynamique du milieu granulaire — de la vibration douce à la quasi-fluidisation.

Lorsque l'accélération est réduite $\Gamma < 1$, les grains restent en contact permanent avec le support, et les effets de restructuration locale ou de percolation dominent (Ciamarra et al., 2006). Dans ce régime, les fines peuvent lentement s'infiltrer entre les interstices des grosses particules. En revanche, lorsque $\Gamma > 1$, le système entre dans un régime dit de vol libre, où les grains perdent temporairement le contact avec la base. Ce régime permet l'apparition de cellules convectives à grande échelle, qui favorisent l'ascension des grosses particules vers le sommet (effet Brazil nut), en raison de leur inertie plus importante (Rosato et al., 2002).

La fréquence de vibration module le temps de réponse des grains. À basse fréquence, les particules ont le temps de s'organiser entre deux impulsions, ce qui favorise les mouvements convectifs. À l'inverse, une fréquence élevée réduit ce temps et tend à désorganiser les structures locales, renforçant parfois la percolation descendante des petites particules (Ciamarra et al., 2006; Huerta et Ruiz-Suárez, 2004).

De plus, l'orientation des vibrations (verticale, horizontale ou oblique) influence les directions préférentielles de mouvement. Les vibrations purement verticales sont les plus étudiées et les plus efficaces pour induire la ségrégation, mais des vibrations horizontales ou circulaires peuvent également entraîner une migration différentielle, souvent plus complexe à modéliser (Knight et al., 1993).

Enfin, la durée et le mode d'application des vibrations (continu vs. cyclique) peuvent aussi moduler l'intensité et la dynamique de la ségrégation. Des cycles répétés d'excitation suivis de phases de repos permettent parfois une accumulation progressive des effets de tri.

c) Teneur en eau

La présence d'eau dans le mélange modifie significativement les mécanismes de ségrégation. Une faible teneur en eau peut induire des forces capillaires entre les particules, augmentant leur cohésion et réduisant ainsi leur mobilité relative (Asmaei et al., 2018; Hsiau et al., 2013; Liao et al., 2010; Milligan, 2003; Scheel et al., 2004; Sutherland et Grabinsky, 2003). Cela tend à inhiber les phénomènes de percolation et d'ascension, rendant la ségrégation moins marquée. Toutefois, à

des teneurs en eau plus élevées, des effets de fluidisation ou de lubrification peuvent apparaître, réactivant certains mécanismes de ségrégation selon le régime de vibration appliqué.

d) Conditions de confinement et géométrie du système

Enfin, la géométrie du contenant (hauteur, forme, dimensions) et les conditions aux limites (parois rigides ou souples, présence de fond perforé ou mobile) influencent les schémas de déplacement des particules (Zhang et Wang, 2023). Des effets de paroi peuvent induire des cellules de convection localisées, tandis que des parois rugueuses limitent les glissements latéraux et peuvent contribuer à une meilleure homogénéité.

2.4.3 Modèles de quantification

La quantification de la ségrégation des matériaux granulaires, notamment dans les mélanges continus ou polydispersés soumis à des sollicitations vibratoires ou mécaniques, demeure un défi en raison de la diversité des mécanismes de ségrégation et de la complexité des matériaux étudiés. La littérature montre l'absence d'un indice universellement reconnu, et les approches varient en fonction du contexte expérimental, de la nature des matériaux (binaires, multimodaux) et des objectifs (observation qualitative, quantification locale ou intégrée).

Les premières approches, principalement appliquées à des mélanges binaires solides, reposent sur des statistiques de dispersion telles que la variance, l'écart-type ou le coefficient de variation (CV), en comparant les proportions locales d'un constituant à celles d'un mélange idéalement homogène (Hastie et Wypych, 2000; Lacey, 1954). Ces mesures sont simples à mettre en œuvre, mais peu adaptées aux mélanges granulométriquement étalés ou aux systèmes tridimensionnels, et ne capturent pas toujours la structure spatiale de la ségrégation.

Pour les mélanges classés, notamment dans le cas des matériaux de remblais ou de rejets miniers, plusieurs auteurs (Béket Dalcé et al., 2019; Zhang et Liu, 2017) ont proposé de suivre la variation spatiale des diamètres caractéristiques (D_{10}, D_{50}, D_{80}). Une augmentation localisée de D_{50} ou D_{80} est interprétée comme un enrichissement en particules grossières, et donc comme un indicateur de ségrégation verticale ou radiale. Ces approches sont robustes et facilement transposables au terrain, mais dépendent fortement du protocole d'échantillonnage et de la méthode de découpage spatial.

Kenney et Westland (1993) ont proposé le Indice de Ségrégation Relatif (RSI) pour évaluer la ségrégation dans les matériaux filtrants de barrages. Le matériau est placé dans un tambour rotatif,

puis subdivisé en trois volumes : 25 % interne, 50 % central et 25 % externe. Des courbes granulométriques sont ensuite tracées pour chaque zone et comparées à l'échantillon initial. Le RSI quantifie la déviation des distributions entre ces zones et la distribution de départ, et permet de détecter une migration centrifuge des particules grossières. Le RSI est défini comme suit :

$$\mathrm{RSI} = \frac{\mathrm{TSI}}{\mathrm{MSI}} 100\% \tag{2.16}$$

où TSI et MSI désignent respectivement l'Indice de Ségrégation Testé et l'Indice de Ségrégation Maximale. Ils sont définis comme suit :

$$\mathrm{TSI} = \log D_{\mathrm{C}} - \log D_{\mathrm{F}} \tag{2.17}$$

$$\mathrm{MSI} = \log D_{\mathrm{PC}} - \log D_{\mathrm{PF}} \tag{2.18}$$

Où,

$\log D_C$: moyenne logarithmique de la taille des grains de la zone grossière ;
$\log D_F$: moyenne logarithmique de la taille des grains de la zone fine ;
$\log D_{PC}$: moyenne logarithmique de la taille des grains de la zone grossière parfaitement séparée ;
$\log D_{PF}$: moyenne logarithmique de la taille des grains de la zone fine parfaitement séparée ;

La moyenne logarithmique de la taille des grains d'une courbe granulométrique est déterminée par :

$$\log D = \sum_{\mathrm{i}=1}^{\mathrm{n}} (P_{\mathrm{i}} - P_{\mathrm{i}-1}) \log\left(\frac{\sqrt{D_{\mathrm{i}} \times D_{\mathrm{i}-1}}}{D_{\mathrm{ref}}}\right) \tag{2.19}$$

Où D_i et D_{i-1} sont des tailles de grains consécutives arbitraires avec des pourcentages de passage de P_i et P_{i-1}, et D_{ref} est le point de début de l'axe des abscisses (c'est-à-dire, l'axe de la taille des grains). Ainsi, log *D* représente la somme des aires de *n* bandes à gauche de la courbe.

Sutherland et Grabinsky (2003) ont introduit l'Indice de Grossissement (CI) afin de contourner les limites des techniques d'imagerie dans les mélanges riches en fines. Le degré d'enrichissement en particules grossières (coarsening) est estimé en comparant les distributions granulométriques dans les zones ségréguées à celle du matériau non ségrégué. Le CI est ensuite corrélé à un indice de matériau S_m, qui prend en compte la présence de particules de type sable et leur influence sur la ségrégation.

$$CI = \frac{\log D_{CQ} - \log D_O}{\log D_t - \log D_O} \tag{2.20}$$

Où,

$\log D_{CQ}$: moyenne logarithmique de la taille des grains du quartile de grossissement,

$\log D_O$: moyenne logarithmique de la taille des grains du matériau original,

$\log D_t$: moyenne logarithmique de la taille des grains de la zone grossière.

Si D_{30} < 4.75 mm,

$$S_m = \frac{\log(4.75/D_{30})}{\log(D_{max}/D_{30})} \tag{2.21}$$

Si non,

$$S_m = \log(4.75/D_{30}) \,.\, \log(D_{max}/D_{30}) \tag{2.22}$$

Les matériaux avec un S_m > 0,3 et un CI < 50 % sont généralement considérés comme optimaux en termes de résistance à la ségrégation.

Asmaei et al. (2018) ont proposé une extension du CI par le biais d'un diagramme ternaire, basé sur trois fractions granulométriques représentatives (grossière, intermédiaire et fine). Cette représentation graphique permet d'identifier les tendances de ségrégation en fonction de la gradation du matériau.

Liu et al. (2020) ont étudié la ségrégation induite par vibration dans un mélange de granulés de bentonite concassée (GMZ), pertinent pour les matériaux de remblai dans les dépôts de déchets radioactifs. Pour quantifier la ségrégation, ils ont proposé le Coefficient de Variation Pondéré (WCV), une version pondérée du CV, prenant en compte la fréquence des classes granulométriques. En complément, ils ont introduit un Indice Caractéristique des Particules (PCI), conçu pour intégrer à la fois le rapport de taille des particules et la largeur de la distribution. Le PCI permet de relier la tendance à la ségrégation au comportement de compactage ou de performance des matériaux granulaires utilisés dans des contextes de confinement.

$$WCV = \sum_{i=1}^{n} \eta_i \frac{\sigma_i}{\mu_i} \tag{2.23}$$

Où μ_i et σ_i sont respectivement la fraction massique moyenne et l'écart-type de la fraction massique de la classe granulométrique *i* dans le nombre de couches après vibration. η_i est le poids de $\frac{\sigma_i}{\mu_i}$ pour la classe *i*, c'est-à-dire : $\eta_i = \frac{\sigma_i}{\mu_i} / \sum_{i=1}^{n} \frac{\sigma_i}{\mu_i}$, *n* est le nombre total de classes granulométriques impliquées dans le mélange.

$$PCI = \sum_{\substack{i,j=1 \\ i>j}}^{n} \frac{f_i/f_j}{d_i/d_j} \tag{2.24}$$

Où f_i et f_j sont les fractions massiques des classes granulométriques *i* et *j*, d_i et d_j sont les tailles moyennes des particules des classes *i* et *j*, avec $d_i/d_j < 1$.

L'équation (2.24) indique que plus le rapport des fractions massiques (f_i/f_j), ou le rapport des tailles de particules (d_i/d_j), est faible, plus la valeur du PCI est élevée.

Ces différents modèles permettent de caractériser la ségrégation selon diverses dimensions (globale, spatiale, statistique ou granulométrique), mais présentent plusieurs limites : absence de standardisation pour les mélanges multicomposants, sensibilité aux conditions expérimentales (géométrie, découpage spatial, méthode de vibration ou de dépôt) et difficulté à relier directement les indices à des propriétés mécaniques ou hydrauliques du matériau.

Dans cette perspective, la présente thèse adopte une approche comparative et intégrée de la quantification de la ségrégation. Des profils granulométriques locaux, fondés sur les diamètres caractéristiques D_{10}, D_{30}, D_{50} et D_{95}, sont établis à différentes hauteurs de l'échantillon (zones supérieure, centrale et inférieure), puis comparés à la distribution initiale du matériau. Parallèlement, les méthodes proposées par Kenney et Westland (1993), Sutherland and Grabinsky (2003) et Liu et al. (2020) sont mises en œuvre et confrontées aux résultats expérimentaux. L'objectif est d'identifier l'approche fournissant les résultats les plus cohérents, reproductibles et sensibles pour les matériaux étudiés. La méthode retenue sur cette base est ensuite utilisée de manière systématique dans la suite des travaux.

CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE

Les granulats utilisés dans le cadre de cette étude proviennent de la sablière-gravière Lafarge, située à Saint-Gabriel de Brandon dans la province du Québec. Il s'agit de matériaux granulaires non liés de type MG-20, présentant une granulométrie comprise entre 0 et 20 mm. Ces matériaux sont couramment utilisés dans la construction des couches de fondation des chaussées, en raison de leurs propriétés mécaniques et de leur disponibilité locale.

Deux types de granulats, différant par leur minéralogie et par la forme de leurs grains, ont été sélectionnés afin d'évaluer l'influence de ces paramètres sur leur comportement sous sollicitations mécaniques et hydrauliques. Ce chapitre présente d'abord la caractérisation détaillée des propriétés physiques des granulats, incluant leur granulométrie, leur forme, leur densité et leur porosité. Les courbes granulométriques retenues pour l'étude sont ensuite décrites.

La seconde partie du chapitre est consacrée à la description de la procédure expérimentale mise en place pour étudier la ségrégation des matériaux sous vibrations. L'objectif est d'évaluer l'effet de la forme des grains et de la granulométrie sur le phénomène de ségrégation, d'abord à l'état sec, puis à l'état humide, en simulant les conditions de compactage rencontrées sur les chantiers routiers.

Enfin, la dernière partie présente la méthodologie expérimentale développée pour analyser l'érosion interne (suffossion) dans ces matériaux. Deux axes d'étude sont abordés : l'effet de la forme des grains sur l'initiation de la suffossion, et l'effet de l'hétérogénéité induite par le compactage vibratoire sur ce même processus. L'évolution de la conductivité hydraulique est également suivie, permettant de mieux comprendre les mécanismes couplés de transport solide-fluide dans des matériaux granulaires non liés soumis à des gradients hydrauliques cycliques.

3.1 Caractérisation des propriétés des granulats

3.1.1 Matériau et propriété mécanique des granulats

Deux types de granulats concassés, présentant des compositions minéralogiques et des caractéristiques morphologiques distinctes, ont été sélectionnés pour cette étude (Figure 3.1). Ces matériaux sont représentatifs de ceux couramment utilisés dans les infrastructures routières et géotechniques, et ont été choisis afin d'évaluer l'influence de la forme des grains et de l'hétérogénéité granulométrique sur les mécanismes de stabilité interne.

Chaque matériau a été tamisé à sec conformément à la norme BNQ-2501-025 (2013), puis séparé en différentes classes granulométriques. Les fractions obtenues ont été conservées dans des contenants hermétiques afin de limiter toute variation d'humidité ou contamination. Les classes de dimensions considérées sont les suivantes : > 20 mm, 20–14 mm, 14–10 mm, 10–5 mm, 5–2,5 mm, 2,5–1,25 mm, 1,25–0,63 mm, 0,63–0,315 mm, 0,315–0,16 mm, 0,16–0,08 mm, ainsi que la fraction fine (< 0,08 mm).

La distribution granulométrique de cette fraction fine a été déterminée à l'aide d'un granulomètre laser, conformément aux procédures de la norme ASTM-E2651 (2025). Cette méthode permet une quantification précise des particules de dimensions inférieures à 80 µm, particulièrement pertinentes dans l'étude des phénomènes d'érosion interne et de suffossion.

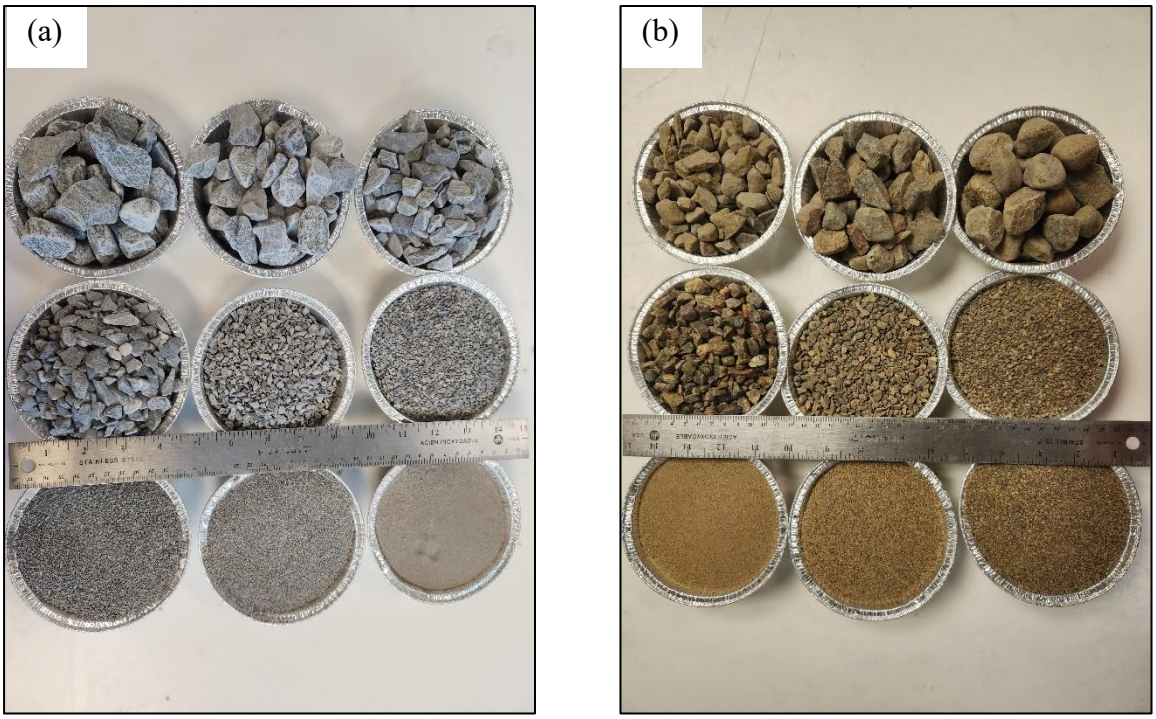


Figure 3.1: Illustration des fractions granulométriques (grossières et fines) des matériaux étudiés : (a) sub-anguleux (SA), (b) sub-arrondis (SR).

Le Tableau 3.1 présente les résultats des caractéristiques de résistance mécanique des granulats étudiés. Ces propriétés mécaniques ont été évaluées à l'aide de méthodes d'essais normalisées en laboratoire.

La résistance à l'usure en conditions humides a été mesurée par le test Micro-Deval, réalisé selon la norme LC21-070 (2019). Ce test permet d'évaluer la durabilité des granulats face à l'abrasion par frottement dans un milieu humide. La résistance à la fragmentation sous chocs répétés a été déterminée par le test d'abrasion Los Angeles, conformément à la LC21-400 (2019). Ce dernier quantifie la capacité des granulats à résister à la fragmentation lors de sollicitations mécaniques dynamiques. Par ailleurs, la résistance à la fragmentation a également été évaluée via l'essai prescrit par la norme (LC21-100, 2019), complétant ainsi l'analyse de la tenue mécanique des matériaux.

Tableau 3.1: Propriétés mécaniques des deux granulats.

	MICRO-DEVAL LC21-070	LOS ANGELES LC21-400	FRAGMENTATION LC21-100
Matériau SA	13.3	28.8	81.6
Matériau SR	12.8	24.5	96
Exigences	≤ 35%	≤ 50%	≥ 50%

3.1.2 Analyse minéralogique par diffraction des rayons X

La composition minéralogique des deux matériaux granulaires a été déterminée par diffraction des rayons X (DRX) à l'aide d'un diffractomètre Bruker D8 Discover. Les profils de diffraction obtenus, représentant l'intensité en fonction de l'angle de diffraction (2θ), ont révélé des signatures minéralogiques distinctes pour chacun des matériaux, avec des pics caractéristiques correspondant à des phases cristallines spécifiques (Figure 3.2).

Le premier matériau, dit SA, présente une prédominance de phases carbonatées, principalement la calcite ($CaCO_3$) et la dolomite ($CaMg(CO_3)_2$). Des pics supplémentaires associés au quartz (SiO_2) et à l'hyalophane (un feldspath potassique contenant du baryum) sont également observés, témoignant d'une origine sédimentaire enrichie en silice (Figure 3.3).

En revanche, le second matériau, désigné SR, est caractérisé par un assemblage minéralogique dominé par des phases siliceuses et feldspathiques. Cette composition est typique des granulats

siliceux issus de dépôts d'érosion de roches ignées ou métamorphiques, telles que les granites et les gneiss (Figure 3.4)

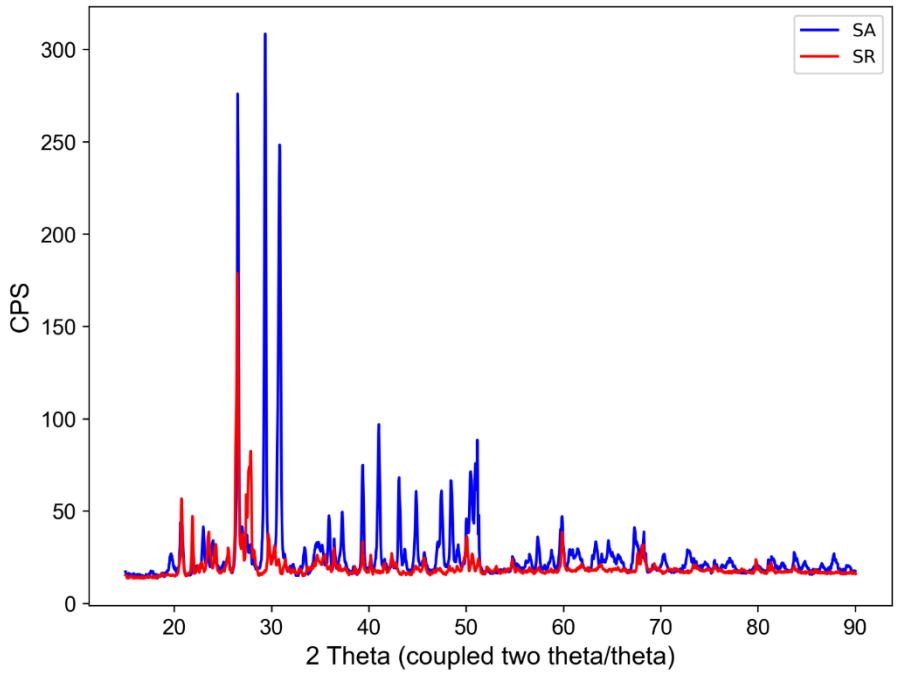


Figure 3.2: Analyse minéralogique des granulats SA et SR par diffraction des rayons X (DRX).

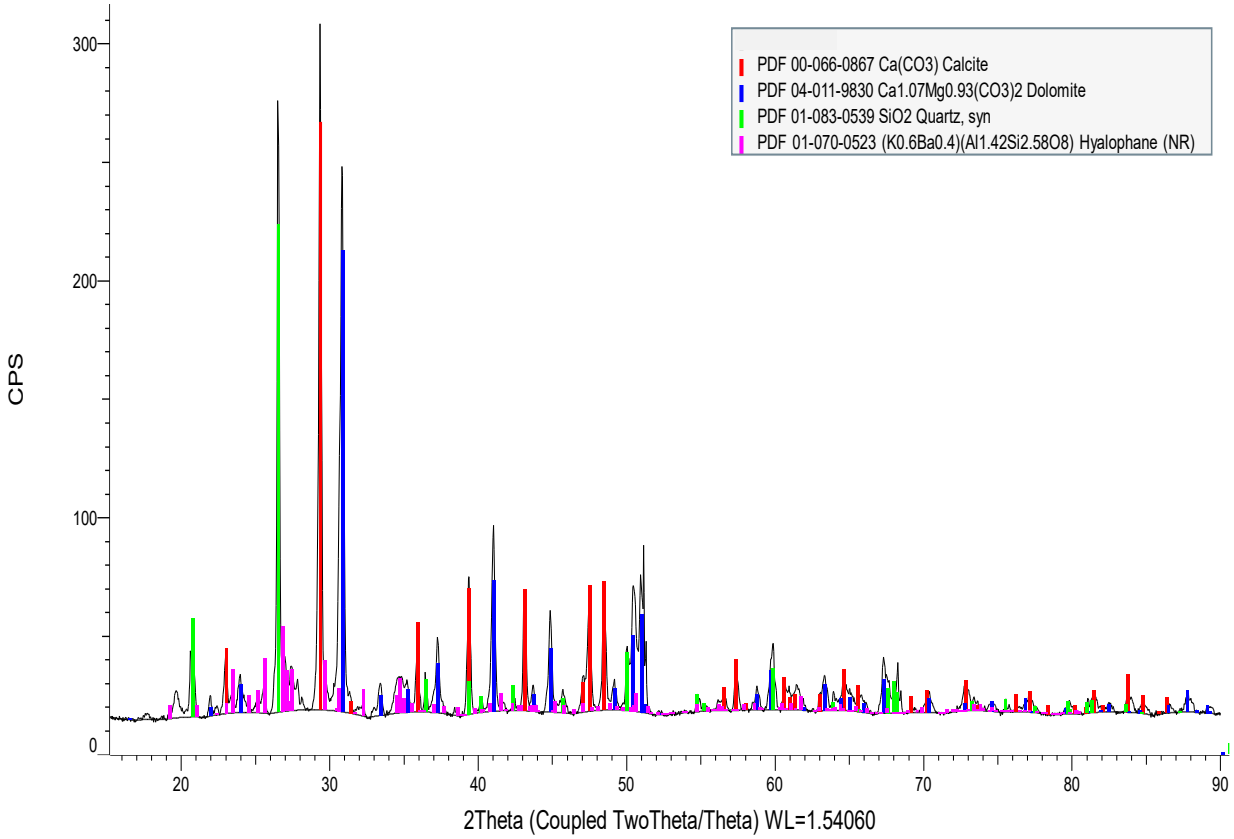


Figure 3.3: Profil DRX du granulat SA (à base de calcaire).

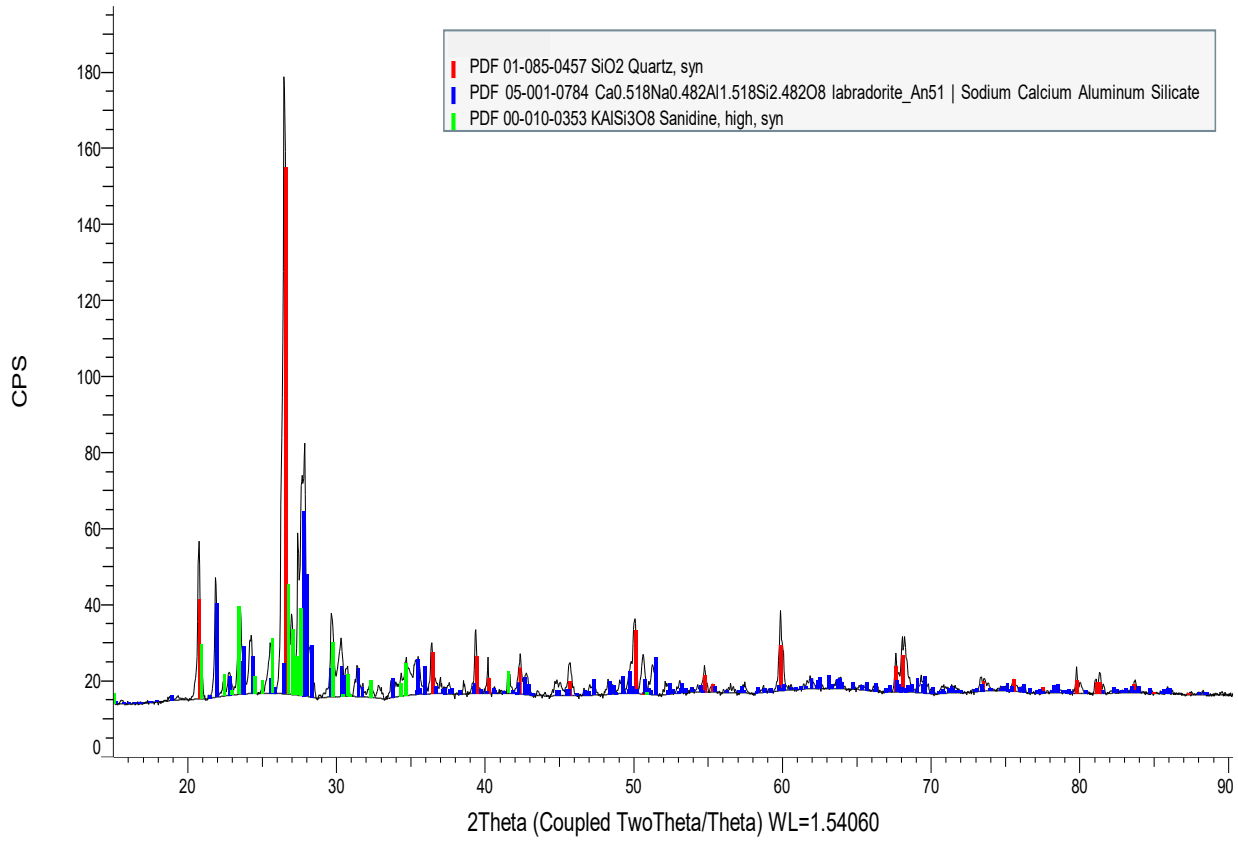


Figure 3.4: Profil DRX du granulat SR (à base siliceuse).

3.1.3 Angularité

L'analyse de la forme des grains a été réalisée par des techniques basées sur l'imagerie, afin d'évaluer quantitativement les différences morphologiques entre les deux matériaux. Pour chaque type de granulat, 65 particules par classe granulométrique ont été sélectionnées aléatoirement afin d'assurer une représentativité statistique, conformément à la méthodologie proposée par Zheng et Hryciw (2016).

Conformément aux conventions établies, les particules ont été photographiées selon l'orientation présentant la plus grande surface projetée, permettant ainsi une évaluation précise de leur rondeur (Sneed et Folk, 1958). Les images haute résolution ont été acquises à l'aide d'un appareil Canon EOS, offrant une résolution native de 24 mégapixels (6000 x 4000 pixels), largement supérieure au seuil minimum recommandé par Sun et al. (2019) pour une analyse morphologique fiable (900 x 550 pixels).

Avant la caractérisation de la forme, les contours des particules ont été délimités manuellement à l'aide de l'outil « lasso magnétique » dans Adobe Photoshop, permettant une détection semi-automatique des bords. Les images ainsi traitées ont ensuite été analysées dans MATLAB, en utilisant un script développé par Zheng et Hryciw (2015) pour calculer les indices de rondeur (R) et de sphéricité (S).

Les résultats, synthétisés dans le Tableau 3.2, indiquent que les granulats calcaires (SA) sont majoritairement sub-anguleux, avec une rondeur moyenne de 0,31 [0,25–0,35] et une sphéricité moyenne de 0,678 selon la classification de Powers (1953). En revanche, les granulats siliceux (SR) présentent une morphologie sub-arrondie, avec une rondeur moyenne plus élevée de 0,417 [0,35–0,49] et une sphéricité moyenne de 0,748.

Tableau 3.2: Caractéristiques de la forme des grains des deux granulats concassés par fraction granulométrique.

Taille de fraction	Matériau SA		Matériau SR	
	R	S	R	S
≥ 20 mm	0.317	0.726	0.421	0.782
20-14 mm	0.291	0.684	0.418	0.752
14-10 mm	0.299	0.646	0.425	0.758
10-5 mm	0.305	0.662	0.425	0.746
5-2.5 mm	0.338	0.673	0.395	0.700
Moyenne	0.31	0.678	0.417	0.748

R : rondeur, S : sphéricité

3.1.4 Courbes granulométriques

Les deux matériaux granulaires sélectionnés pour cette étude se sont distingués principalement par leur composition minéralogique et la morphologie de leurs grains.

Afin d'évaluer l'influence de ces paramètres sur la ségrégation induite par les vibrations, des essais en laboratoire ont été réalisés sur douze courbes granulométriques (GSD). Ces courbes ont été élaborées à partir des spécifications du ministère des Transports du Québec, conformément à la Partie III (Tableau 3.3) de la norme BNQ-2560-114 (2002). Elles ont couvert un large éventail de granularités représentatives, reconstruites à partir des matériaux de type coussins granulaires (CG) CG14, CG20 et CG20c définis dans le Standard III de la même norme (Figure 3.5). Le Tableau 3.4 présente les caractéristiques des granulométries sélectionnées pour l'étude.

3.1.5 Densité des grains solides

La densité des grains solides (G_s) des granulats a été mesurée à l'aide d'un pycnomètre à gaz, selon les procédures normalisées ASTM. Pour les particules de dimensions inférieures à 5 mm, la méthode employée est celle définie par la norme ASTM-D854 (2023). Pour les particules égales ou supérieures à 5 mm, la norme ASTM-C127 (2024) a été utilisée.

Les résultats obtenus pour chaque type de granulat sont présentés et synthétisés dans le Tableau 3.4.

La densité des grains solides pour chaque taille de fraction et pour chaque matériau est présenté à l'Annexe A.

Tableau 3.3: Fuseaux granulométriques de spécification pour les matériaux de coussin granulaire (CG) et d'enrobage de la MTQ.

Matériau granulaire	Utilisation		Tamis en mm			Tamis en µm		
			31.5	20	5	315	160	80
Passant en %								
CG 14	Coussin et enrobage de conduites	Supérieure	-	100	100	-	-	10
		Inférieure	-	100	35	-	-	0
CG 20	Coussin et enrobage de conduites et d'ouvrages d'art	Supérieure	100	-	100	-	-	10
		Inférieure	100	-	35	-	-	0
CG 20c	Coussin et enrobage de conduites sous la ligne de gel	Supérieure	100	-	100	-	-	15
		Inférieure	100	-	35	-	-	0

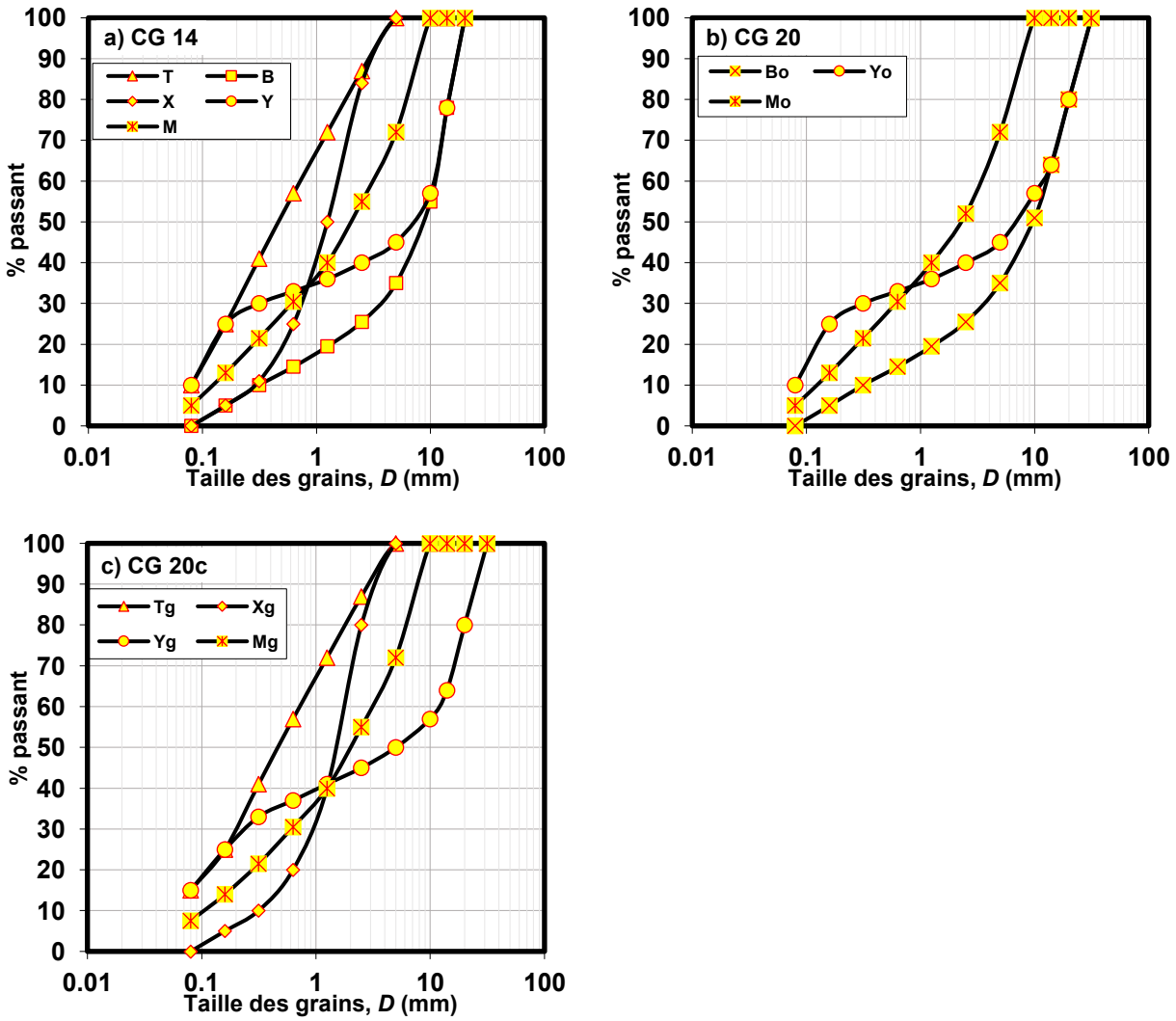


Figure 3.5: Les courbes granulométriques sélectionnées: a) CG14, b) CG20, c) CG20c.

Tableau 3.4: Caractéristiques des granulométries.

	GSD	C_u	C_c	USCS	G_S	
					SA	SR
CG 14	B	35.87	3.85	GP	2.76	2.73
	M	25.36	0.97	SP-SM	2.75	2.74
	T	9.13	0.68	SP-SM	2.75	2.75
	X	5.34	1.25	SP	2.75	2.75
	Y	91.25	0.17	GP-GM	2.76	2.73
CG 20	Bo	41.59	3.32	GP	2.76	2.73
	Mo	27.36	0.90	SP-SM	2.75	2.74
	Yo	152.75	0.10	GP-GM	2.76	2.73
CG 20c	Mg	28.82	1.10	SP-SM	2.75	2.74
	Tg	12.17	0.91	SP-SM	2.75	2.75
	Xg	5.65	1.61	SP	2.75	2.75
	Yg	206.67	0.08	GP-GM	2.76	2.74

3.2 Procédure expérimentale pour les essais de ségrégation

Les essais de ségrégation des matériaux granulaires ont été réalisés à l'aide d'une table vibrante, aussi bien à l'état sec qu'à l'état humide. Les spécifications techniques de la table vibrante sont présentées au Tableau 3.5.

Le dispositif expérimental (Figure 3.6) comprend, en plus de la table vibrante, un moule cylindrique métallique, une plaque de surcharge, un manchon de guidage muni d'un système de serrage, ainsi qu'une masse de surcharge de 25,9 kg. Le moule présente un diamètre intérieur de 152 mm et une hauteur intérieure de 155 mm.

Tableau 3.5: Spécifications techniques de la table vibrante.

Type	Model	Dimension de la plateforme (pouces)	Puissance (Watts)	Amps 115/60
Syntron Électromagnétique	VP-86	30 x 30	180	7

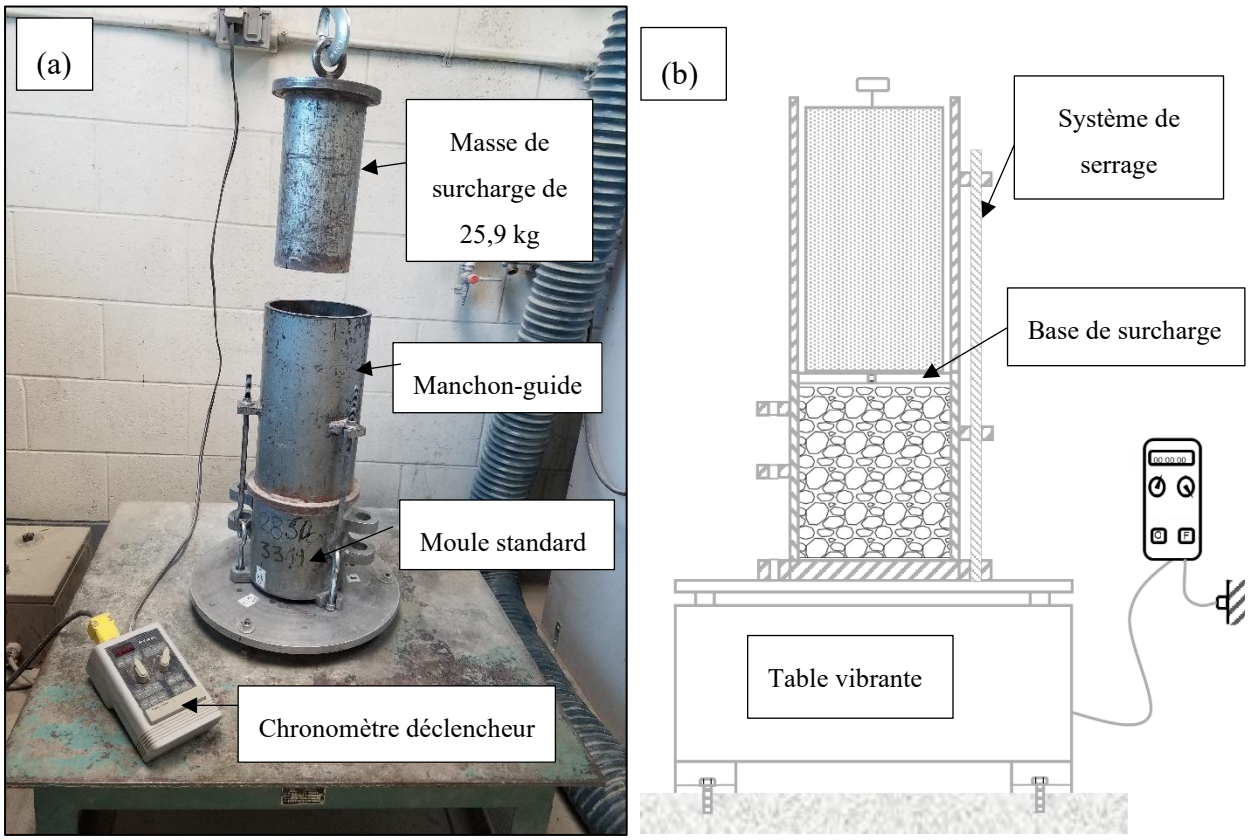


Figure 3.6: Dispositif expérimental : (1) photographie et (b) représentation schématique.

3.2.1 État sec

La procédure expérimentale a été conduite selon une séquence rigoureusement définie, afin d'assurer la reproductibilité des essais et un contrôle strict des conditions de test. L'ensemble du protocole a été structuré en plusieurs étapes clés, décrites ci-dessous.

a) Préparation des échantillons

Des mélanges granulaires correspondant à des courbes granulométriques prédéfinies (GSD) ont été préparés avec précision. Chaque fraction granulométrique a été pesée à ± 0,1 g de la masse cible, puis les fractions ont été soigneusement homogénéisées dans un plateau. Pour limiter toute ségrégation initiale et garantir un état de mélange uniforme, une quantité maximale de 2000 g a été préparée à la fois. Ce processus a été répété trois fois pour obtenir trois échantillons indépendants pour chaque configuration testée.

b) Montage de l'échantillon

Le mélange préparé a été introduit avec précaution dans le moule métallique à l'aide d'une cuillère du laboratoire ou d'un entonnoir ($D_{max} \leq 2.5$ mm). L'échantillon a été versé en trois couches distinctes, afin de réduire au minimum toute ségrégation préalable à l'essai. Chaque couche a été déposée avec soin pour maintenir une répartition homogène du matériau dans le volume du moule.

c) Réglage de la table vibrante

Les vibrations verticales ont été appliquées à une fréquence constante de 60 Hz et une double amplitude de 0,33 mm, conformément aux recommandations de la norme ASTM-D4253 (2006). Ces paramètres ont été sélectionnés pour représenter des fréquences de compactage couramment rencontrées sur le terrain, qui varient généralement entre 40 et 60 Hz (Wersäll et al., 2015).

d) Réalisation de l'essai

Après l'assemblage de l'échantillon dans le moule, la hauteur initiale du matériau a été mesurée à l'aide d'un comparateur à cadran fixé sur un support rigide. L'essai a ensuite été lancé en activant la table vibrante pour une durée fixe de huit minutes, conformément aux recommandations de la norme ASTM-D4253 (2006).

e) Extraction de l'échantillon

À l'issue de l'essai, l'échantillon compacté a été extrait soigneusement en trois couches égales réparties sur la hauteur totale. Chaque couche a été retirée délicatement afin de préserver sa structure interne et de limiter toute perturbation pouvant fausser l'analyse ultérieure.

f) Analyse granulométrique post-essai

Chaque couche extraite a été soumise à une analyse granulométrique par tamisage à sec, afin de déterminer la distribution granulométrique après vibration. Ces résultats ont permis d'évaluer la ségrégation verticale induite par les sollicitations vibratoires en comparant les distributions des différentes couches à celle de l'échantillon initial (avant compactage).

Les résultats de ces essais sont présentés au Chapitre 4.

g) Validation des essais

Afin d'évaluer la répétabilité des essais et de garantir la fiabilité ainsi que la robustesse des résultats expérimentaux, deux essais indépendants (T1 et T2) ont été réalisés pour chaque distribution

granulométrique, dans des conditions expérimentales strictement identiques. Ces duplications ont permis d'obtenir un total de 24 essais par type de granulat.

Pour chaque couche prélevée, les distributions granulométriques issues des deux essais ont été représentées graphiquement et superposées, afin de visualiser les écarts éventuels. La variabilité entre essais répétés a été quantifiée à l'aide du coefficient de variation (CV), qui permet d'évaluer la dispersion relative des résultats.

Dans un souci de clarté et afin d'alléger la présentation des données, seules les courbes correspondant aux valeurs extrêmes du coefficient de variation (CV) parmi l'ensemble des essais répétés sont présentées dans cette section (Figure 3.7 et Tableau 3.6). Le reste des données sont présentées à l'Annexe B.

Le CV le plus élevé, soit 13,17 %, a été observé dans la couche supérieure d'un sol à distribution discontinue, de type Yg, avec un écart type de 5,72. À l'inverse, le CV le plus faible, de 0,78 %, a été enregistré pour la courbe uniforme Tg dans la même couche supérieure, correspondant à un écart type de 0,44.

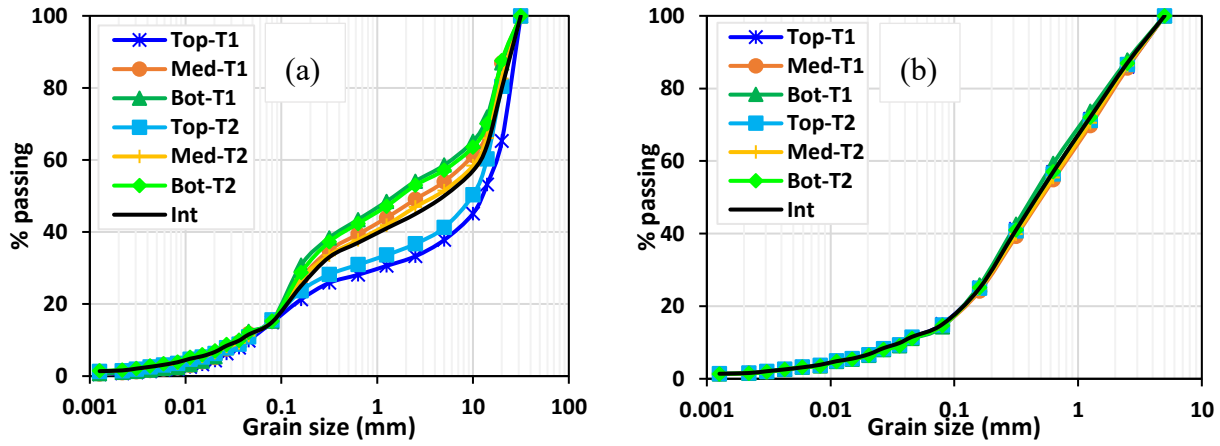


Figure 3.7: Répétabilité des courbes granulométriques: (a) sol à distribution discontinue (type Yg), (b) sol bien gradué (courbe uniforme de type Tg).

Top-T1 = section supérieure de l'échantillon du test No.1. Med-T1 = section centrale de l'échantillon du test No. 1. Bot-T1 = section inférieure de l'échantillon du test No.1. Le T2 réfère au test No. 2. Int = initiale.

Tableau 3.6: Résultats statistiques illustrant la variabilité expérimentale entre essais répétés (cas extrêmes)

Courbe	Yg (courbe discontinue)			Tg (courbe uniforme)		
Couche	Supérieure	Centre	Inférieure	Supérieure	Centre	Inférieure
Écart-type	5.72	2.09	1.27	0.44	0.56	1.29
C.V (%)	13.17	4.03	2.3	0.78	1.01	2.25

3.2.2 État humide

Avant chaque essai, des mélanges granulaires ont été reconstitués selon des distributions granulométriques spécifiques (GSD). Chaque fraction a été pesée avec une précision de ± 0,1 g par rapport à la masse cible, puis mélangée manuellement avec les autres fractions dans un plateau, de manière à assurer une homogénéité optimale du mélange. Afin de limiter la ségrégation initiale et garantir un état bien homogène, un maximum de 2000 g de matériau a été préparé à la fois. Cette opération a été répétée trois fois pour chaque GSD afin d'obtenir trois échantillons indépendants.

La masse d'eau correspondant à une teneur en eau spécifique a ensuite été calculée pour chaque lot de 2000 g de sol granulaire, puis ajoutée au mélange. Celui-ci a été à nouveau mélangé manuellement, puis transféré dans des sacs plastiques épais et hermétiques. Chaque sac contenait un échantillon distinct. Les sacs ont été conservés fermés pendant 24 heures afin de permettre une redistribution homogène de l'eau au sein du matériau. Ainsi, trois échantillons ont été préparés pour chacune des six teneurs en eau : 0 %, 2 %, 4 %, 6 %, 8 % et 10 %, et ce pour chaque distribution granulométrique. Au total, 216 échantillons ont été préparés pour l'ensemble des 12 GSD étudiées.

Les cinq teneurs en eau supérieures (2 %, 4 %, 6 %, 8 %, et 10 %) ont été sélectionnées afin d'investiguer le comportement du matériau de part et d'autre de la courbe de compactage Proctor modifiée (zones sèche et humide).

Chaque mélange a ensuite été introduit avec précaution dans le moule, à l'aide d'une cuillère de laboratoire, couche par couche. L'échantillon a été constitué de trois portions, chacune remplie à partir d'un sac correspondant à la même teneur en eau. Cette procédure visait à assurer une

distribution granulométrique initiale homogène au sein du moule et à limiter toute ségrégation avant l'essai de vibration.

Une fois le moule rempli, il a été placé sur la table vibrante. La plaque de surcharge a été positionnée au sommet, le manchon-guide a été solidement fixé, et la masse de surcharge a été ajoutée. Le système complet (moule, matériau, surcharge) a ensuite été soumis à une vibration verticale pendant 8 minutes, à une fréquence de 60 Hz, conformément aux recommandations de la norme ASTM-D4253 (2006).

La hauteur de l'échantillon dans le moule a été mesurée à l'aide d'un comparateur à cadran avant et après vibration, ce qui a permis de suivre l'évolution du volume et d'inférer les variations de l'indice des vides.

À l'issue de la phase vibratoire, l'échantillon a été découpé en trois couches égales selon la hauteur, puis soigneusement extrait, couche par couche, afin de limiter les perturbations internes. Les échantillons prélevés dans chaque couche ont ensuite été séchés à l'étuve pendant 24 heures, puis soumis à une analyse granulométrique par tamisage.

Pour chaque matériau et chaque teneur en eau (de 0 % à 10 %), trois courbes granulométriques post-vibration ont été obtenues : une pour la couche supérieure, une pour la couche intermédiaire et une pour la couche inférieure. Ces courbes ont été comparées à la distribution granulométrique initiale, afin d'évaluer l'ampleur de la ségrégation verticale induite par les vibrations.

Les résultats de ces essais sont présentés au Chapitre 5. Les granulométries post-essai sont présentées à l'Annexe C.

3.3 Procédure expérimentale pour les essais d'érosion interne

3.3.1 Dispositif expérimental

Les essais d'érosion interne ont été réalisés dans un perméamètre à paroi rigide (RWP), équipé de parois transparentes afin de permettre l'observation visuelle du comportement du matériau (Figure 3.8). Le dispositif présente un diamètre intérieur de 200 mm et une hauteur totale de 500 mm. Cette configuration respecte les recommandations de la norme ASTM-D2434 (2022), qui exige un rapport $D/d_{max} \geq 10$, garantissant que le diamètre de la colonne (D) est suffisamment grand, soit au moins 8 à 12 fois la taille maximale des grains (d_{max}), pour minimiser les effets de paroi, tels que les écoulements préférentiels induits par les parois (Chapuis et al., 2015).

Afin d'empêcher la migration des particules fines en dehors de l'échantillon, des grilles métalliques d'ouverture 80 µm ont été installées à chaque extrémité de la colonne. Celles-ci sont maintenues en place par des plaques perforées. Une charge axiale constante est assurée par un ressort placé au sommet de la colonne, maintenant ainsi la stabilité de l'assemblage granulaire tout au long de l'essai.

La colonne a été instrumentée avec quatre piézomètres latéraux (P1 à P4) en verre, répartis à différentes hauteurs le long du corps de l'échantillon (Figure 3.8). Ces piézomètres, dotés d'une précision de lecture de 1 mm, permettent la mesure des charges hydrauliques locales (ou les charges de pression d'eau). Leur positionnement à l'intérieur de la colonne, et non aux extrémités, permet de s'affranchir des pertes de charge d'entrée et de sortie, garantissant ainsi une mesure plus représentative des gradients hydrauliques internes (Duhaime et al., 2015). Ces mesures ont servi au calcul des gradients hydrauliques locaux et de la conductivité hydraulique entre deux piézomètres successifs.

Les orifices d'entrée et de sortie, d'un diamètre de ¾ pouce (environ 19 mm), ont été conçus de manière à ne pas restreindre l'écoulement. Cette hypothèse a été vérifiée par des essais préliminaires à débit constant réalisés sur le dispositif vide, rempli uniquement d'eau désairée. Les résultats ont montré que le débit dans le système vide était de 5 à 10 fois supérieur à celui observé avec une colonne remplie, confirmant ainsi l'absence de restriction significative à l'écoulement (Tableau 3.7).

L'ensemble du dispositif a été alimenté par un réservoir de 300 L contenant de l'eau désaérée, permettant le maintien d'une charge hydraulique constante pendant toute la durée de l'essai.

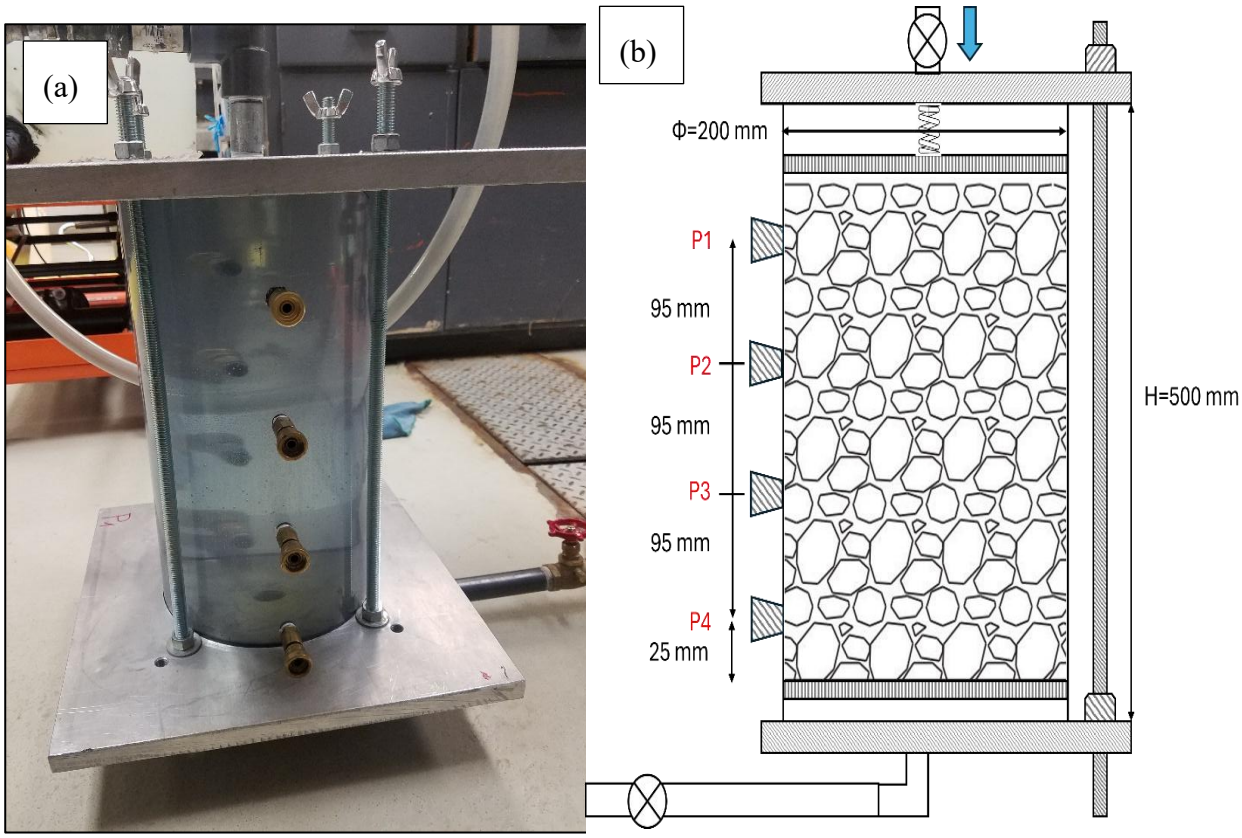


Figure 3.8: Perméamètre à paroi rigide : (a) photographie et (b) schéma.

Tableau 3.7: Résistance hydraulique du perméamètre.

Perméamètre	C1
Longueur (mm)	500
Charge hydraulique d'entrée (mm)	650
Charge hydraulique de sortie (mm)	540
Diamètre interne du moule (mm)	200
Débit moyen (cm^3/s)	30.49
K mesurée (cm/s), sans matériau	1.10E+00

3.3.2 Préparation et saturation des échantillons

Chaque échantillon testé était constitué de trois couches granulaires reconstituées à partir de fractions granulométriques prédéfinies, de manière à reproduire fidèlement la courbe de gradation cible. Avant le montage, toutes les fractions ont été humidifiées de façon homogène à une teneur en eau déterminée, puis laissé au repos pendant 24 heures. Ce délai visait à assurer une répartition uniforme de l'humidité et à faciliter la phase de saturation ultérieure de l'échantillon.

Le remplissage de la colonne a été réalisé en trois couches successives, chacune compactée à l'aide d'un marteau vibrant jusqu'à atteindre une hauteur cible correspondant à une compacité relative d'environ 95 %. La compacité relative (C.R) est calculée selon la formule suivante :

$$C.R = \frac{\rho_d}{\rho_{d,max}} 100\% \tag{3.1}$$

Où, ρ_d et $\rho_{d,max}$ désignent la masse volumique sèche de l'échantillon et la masse volumique sèche maximale, respectivement.

La saturation de l'échantillon a été effectuée en deux étapes distinctes. Dans un premier temps, une purge au dioxyde de carbone a été réalisée pendant deux heures afin de chasser l'air contenu dans les pores. Cette étape a ensuite été suivie d'une saturation ascendante à l'aide d'eau distillée

désaérée, appliquée sous un gradient hydraulique faible de 0,02. Cette méthode, recommandée par Bouin et al. (2021), permet une saturation rapide et efficace, tout en évitant la déstabilisation du squelette granulaire.

Le degré de saturation final a été vérifié selon la méthode masse–volume décrite par Chapuis et al. (1989), et s'est maintenu au-dessus de 97 %, conformément aux recommandations de Chapuis (2004a). (Voir Annexe D)

3.3.3 Procédure des essais

La procédure expérimentale consistait à appliquer un écoulement d'eau contrôlé, dirigé vers le bas, à travers un échantillon granulaire saturé soumis à une série de gradients hydrauliques croissants puis décroissants. Le test débutait par l'application d'un gradient hydraulique initial faible de 0,02, maintenu pendant 30 minutes afin de stabiliser le système et de vérifier les conditions de saturation.

Par la suite, le gradient hydraulique était augmenté par paliers : d'abord par incréments de 0,02, puis de 0,5, et enfin de 1,0, jusqu'à atteindre un gradient maximal de 4,0. Chaque palier était maintenu pendant une durée de 10 minutes.

À la fin de chaque palier, plusieurs données étaient relevées manuellement : la charge hydraulique mesurée à chaque piézomètre, le volume d'eau écoulée, le temps écoulé, ainsi que la température de l'eau. Pour chaque niveau de gradient hydraulique, cinq mesures répétées étaient effectuées afin d'assurer la reproductibilité des résultats et de réduire au minimum l'erreur expérimentale.

Deux cycles complets de chargement hydraulique ont été appliqués (Figure 3.9) : le premier cycle consistait en une augmentation progressive suivie d'une diminution du gradient, tandis que le second reproduisait cette séquence de chargement.

À la fin de l'essai, le perméamètre a été soigneusement démonté, et l'échantillon récupéré a été divisé en trois couches de hauteurs égales, correspondant aux sous-échantillons initiaux. Chaque couche a été séchée à l'étuve puis tamisée afin de déterminer les distributions granulométriques post-essai. Ces distributions ont été comparées pour évaluer la migration des particules fines ainsi que la redistribution interne des fractions granulaires survenue durant le test.

Le programme expérimental comprenait trois essais : E1, E2 et E3. Les essais E1 et E2 constituaient des répétitions réalisées sur des échantillons compactés avec une teneur en eau initiale d'environ 4 %, correspondant au côté sec de l'optimum Proctor modifié. L'essai E3 a été effectué sur des

échantillons compactés à une teneur en eau de 8 %, soit le côté humide de cet optimum (Figure 3.10). Les conditions initiales de chaque essai sont synthétisées dans le Tableau 3.8.

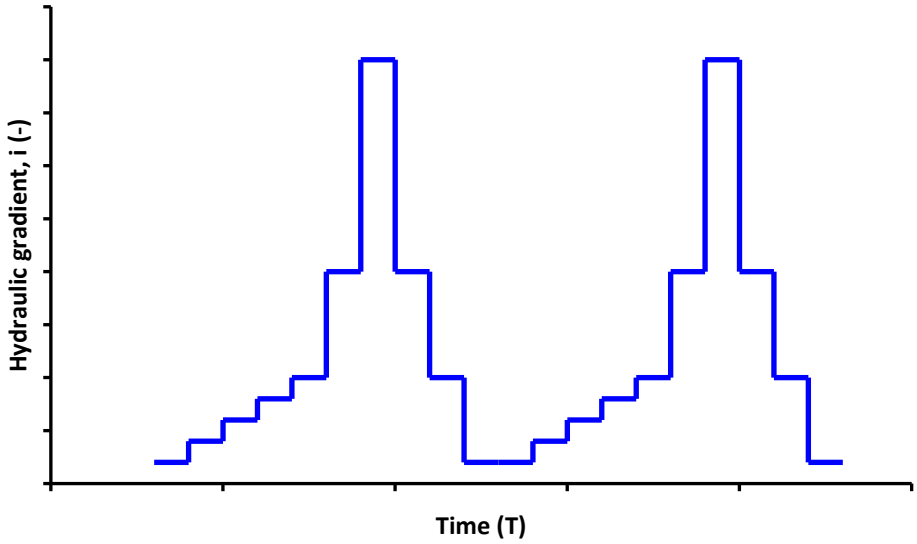


Figure 3.9: Profil du gradient hydraulique appliqué : augmentation et diminution progressives sur deux cycles.

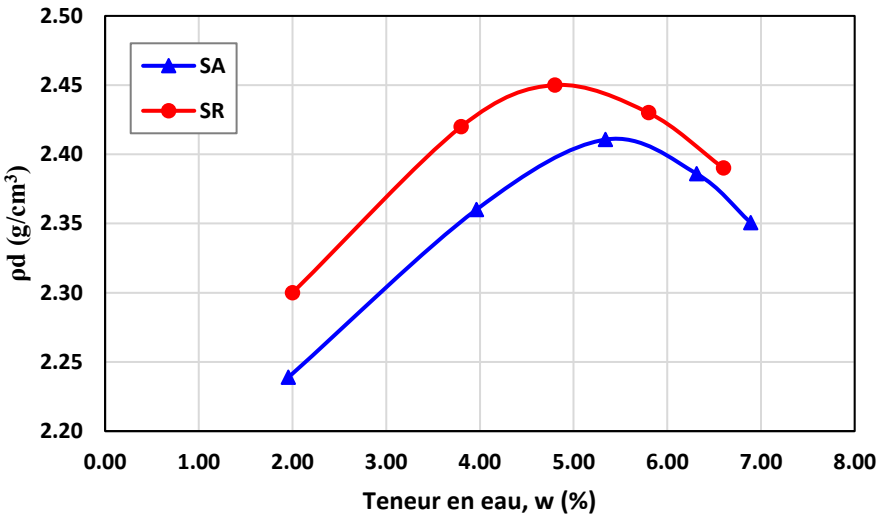


Figure 3.10: Courbe de compactage des matériaux SA et SR - essai Proctor modifié

Tableau 3.8: Récapitulatif des conditions initiales des essais.

	E1				*E2*				*E3*					
	R.C	*e*	*w*	S_r	*R.C*	*e*	*w*	S_r	*R.C*	*e*	*w*	S_r	e_{max}	e_{min}
SA	94.0	0.333	3.43	99.6	91.9	0.364	4.28	99.4	95.5	0.312	7.68	99.3	0.560	0.253
SR	95.3	0.296	3.44	98.7	93.4	0.321	3.97	98.6	95.4	0.294	8.09	99.4	0.461	0.235

Les résultats de ces essais sont présentés au Chapitre 6.

CHAPITRE 4 ARTICLE 1: INFLUENCE OF GRAIN SHAPE AND GRADATION ON VIBRATION-INDUCED SEGREGATION OF DRY CRUSHED STONE

Zahia Makkeb[1]*, Robert P. Chapuis[2], Djaouida Chenaf[3]

[1]Department CGM, Polytechnique Montréal, Montreal, Quebec. Canada

*Corresponding author

E-mail address: zahia.makkeb@polymtl.ca

ORCID: https://orcid.org/000-0002-1343-054X

[2]Department CGM, Polytechnique Montréal, Montreal, Quebec, Canada

E-mail address: robert.chapuis@polymtl.ca

ORCID: https://orcid.org/0000-0002-7397-9374

[3]Department of civil engineering, RMC, Kingston, Ontario, Canada.

E-mail address: chenaf-d@rmc.ca

ORCID: https://orcid.org/0009-0003-3707-4564

Article soumis le 4 août 2025 à la revue Bulletin of Engineering Geology and Environment. Il a été publié le 25 novembre 2025.

Ce chapitre présente l'article soumis à 'Bulletin of Engineering Geology and the Environment'. Il décrit l'étude expérimentale sur la ségrégation induite par les vibrations dans des granulats concassés secs utilisés pour les couches granulaires des infrastructures routières. Une description détaillée de la démarche expérimentale ainsi que les résultats et discussions sont présentés dans ce chapitre. Celui-ci permet de répondre au 1er objectif spécifique de la thèse, qui est 'Analyser l'effet de la forme des grains et de la granulométrie sur la ségrégation induite par vibration dans des matériaux granulaires secs, afin d'identifier les combinaisons les plus sensibles à ce phénomène et d'en comprendre les mécanismes sous-jacents'.

Abstract

Granular materials are widely used in civil engineering infrastructures. However, they are prone to segregation, particularly due to vibration, during production, transport, and placement. This study presents a systematic quantification of vibratory-induced segregation using controlled laboratory

tests on a vibrating table. Two crushed stones aggregate types differing in mineralogical composition and particle morphology (grain shapes), were evaluated across twelve gradations, derived from the specifications of Transport Quebec. All tests were conducted in a dry state to isolate the effect of grain size distribution and shape. The degree of segregation was quantitatively assessed using Relative Segregation Index (RSI). Results show distinct correlations between RSI and the coefficient of curvature (C_c). For continuous gradations, RSI exhibited a positive correlation with C_c, whereas for gap-graded gradations, an inverse relationship was observed. The D_{15}/D_{85} criterion proved to be relevant for identifying weakly segregating materials. Furthermore, sub-rounded materials systematically exhibited more marked segregation than sub-angular materials, highlighting the determining effect of morphology. Small variations in certain granular fractions (5–1.25 mm and < 80 µm) led to significant changes in the RSI, confirming the high sensitivity of the material to minimal granulometric deviations. These observations highlight the importance of rigorous control of granular characteristics to limit segregation in real conditions.

Keywords: Crushed stone, Segregation Vibrating table, Grain size distribution, Grain shape

4.1 Introduction

Granular materials and granular cushions are widely used in civil engineering infrastructure, particularly as road base layer, foundations and bedding layers, capping, pipe and trench backfill. Their mechanical and hydraulic performance depends heavily on their stability and resistance to segregation under mechanical stress, particularly under vertical vibrations. Granular segregation, which corresponds to the differential redistribution of particles, can induce heterogeneities within the soil layer itself, leading to changes in its mechanical and hydraulic properties that may compromises the performance of earth structures. These effects may include : (1) loss of effective drainage, (2) potholes formation, (3) reduced resistance to lateral and longitudinal forces, (4) poor post-maintenance durability, and (5) increased rates of permanent deformation (Alobaidi et Hoare, 1996; Asmaei et al., 2018; Bilodeau, 2009; Chapuis et al., 2020; Duong et al., 2014; Ebrahimi et al., 2015; Fell et al., 2014a; FEMA, 2011b; Buddhima Indraratna et al., 2011).

The production of granular materials for civil engineering applications is inherently complex due to variability in the characteristics of aggregates and in grain size distribution (Branco et al., 2019). The materials must conform to a specified grain size range, but the acceptable range can be wide. To ensure optimal gradation, the materials for a given project are often obtained by blending

multiple granular fractions in controlled proportions. The fractions are selected and proportioned to meet specific grading requirements and to optimize mechanical and hydraulic performance. However, as noted by Kuna et Bögöly (2024), variations in grain size and petrographic features (e.g., texture, porosity, mineralogy) significantly influence the mechanical degradation of aggregates, which can in turn exacerbate segregation and compromise the stability of granular layers under loading.

Some initial segregation typically occurs during stockpiling, where coarse particles tend to roll outward and settle at the base, while finer particles accumulate in the center. Following storage, the material is loaded onto trucks, transported to the site, unloaded, spread into layers of specified thickness, and compacted. At each stage—mixing, transportation, and placement—segregation may be amplified or reduced, depending on handling methods and material properties. According to Navikas et al. (2016), such processes can reduce the homogeneity of the material by up to 38% between production and final application.

The extent of segregation is influenced by multiple factors which can be grouped into three main categories:

- The first category relates to the intrinsic physical properties of the particles, including particle size, size distribution (in continuous mixtures), size ratio (in binary mixtures), density, shape, and surface texture as reported in prior studies (e.g., (Ciamarra et al., 2006; Devriendt et al., 2013; Rosato et al., 2002; Tang et Puri, 2007; Ulrich et al., 2007), among others).
- The second category involves external forces and dynamic conditions such as vibration (Liu et al., 2020), shear (Sutherland et Grabinsky, 2003), shaking (Rosato et al., 1987), chute flow (Asmaei et al., 2018), and drum rotation (Kenney et Westland, 1993).
- The third category involves experimental configurations and procedural parameters, including container wall effects, drop heights, and specific material handling protocols.

The design of civil infrastructures usually assumes that the material is initially homogenous in density, grain size, mechanical properties and hydraulic properties, as when prepared for controlled laboratory tests. This assumption for field condition has received too little attention, even if construction site practitioners frequently report heterogeneity due to segregation in materials. The incidence of initial heterogeneity on mechanical and hydraulic properties has been little studied

and thus is difficult to take into account, even if it is essential to have correct initial conditions to derive or implement correct solutions. Similarly, the behavior of granular materials is highly sensitive to their initial conditions, in the same way that solutions of ordinary differential equations (ODE) and partial derivative equations (PDE), in mathematics and physics strongly depend on their initial states.

Vibration-induced segregation in compacted granular materials is primarily governed by three mechanisms: inertia, convection, and fluidization. At low vibration frequencies, inertia and convection are the dominant drivers, whereas at high frequencies, fluidization becomes predominant, resulting in buoyancy or percolation effects depending on material density and particle specific gravity (Huerta et Ruiz-Suárez, 2004; Rosato et al., 1987). While size and density-driven segregation have been extensively studied, the influence of particle shape remains comparatively underexplored. Prior research has demonstrated that particle shape characteristics —including roundness (angularity), sphericity, and surface roughness—significantly influence fundamental properties such as void ratio, stiffness, and friction angle (Shin et Santamarina, 2013; Tutumluer et Pan, 2008). Neglecting particle shape (or particle morphology) can lead to underestimating the segregation potential (Alizadeh et al., 2017), underscoring the need for precise particle shape characterization in geotechnical soil behaviour analyses. Grain size distribution remains a critical factor in governing the mechanical response of granular materials.

In this study, the vibration-induced segregation behavior of two types of dry crushed aggregates, each characterized by twelve gradations and distinct morphological features (particle shape) is systematically investigated. The initially dry condition is investigated hereafter because it is easier to study than a moist condition in which water can be displaced by several actions, and also because many civil works with granular materials take place in dry weather with dry materials, including compaction with vibrating equipment.

4.2 Materials and Methods

4.2.1 Materials

Two types of crushed aggregates with distinct mineralogical compositions and morphological characteristics were selected for this study, (Figure 4.1). Each material was dry sieved in accordance with BNQ-2501-025 (2013) specifications and subsequently separated into discrete size fractions for storage in sealed containers. The size classes included: > 20 mm, 20-14 mm, 14-

10 mm, 10-5 mm, 5-2.5 mm, 2.5-1.25 mm, 1.25-0.63 mm, 0.63-0.315 mm, 0.315-0.16 mm, 0.16-0.08 mm, and the fine fraction (< 0.08 mm). The particle size distributions of the fine fraction were obtained with a laser diffraction particle size analyzer, following ASTM-E2651 (2025).

The two aggregates differ mainly in their mineralogical composition and particle morphology (grain shape): the limestone aggregate exhibits a sub-angular (SA) shape, while the siliceous rock is characterized by sub-rounded (SR) particles. To assess the influence of these parameters on vibration-induced segregation, laboratory tests were conducted on twelve grain size distributions (GSD) derived from specifications of Transports Quebec (BNQ-2560-114, 2002). These GSDs, cover a broad spectrum of gradations. They were obtained based on typical granular cushion materials CG14, CG20, and CG20c as defined in BNQ Standard III (BNQ-2560-114, 2002) (Figure 4.2).

The specific gravity G_S of each aggregate was determined using a gas pycnometer in accordance with ASTM Standard ASTM-D854 (2023) for particles smaller than 5 mm, and ASTM-C127 (2024) for particles 5 mm and larger.

Tableau 4.1 presents the results of the mechanical resistance characteristics of the aggregates. The mechanical properties were characterized through standardized laboratory tests. The Micro-Deval test, conducted in accordance with standard LC21-070 (2019), was used to evaluate the resistance of the aggregates to wear under wet conditions. The Los Angeles abrasion test, following LC21-400 (2019), assessed the aggregate resistance to fragmentation under repeated impact. Additionally, the fragmentation resistance was determined using the test specified in LC21-100 (2019). All tests were performed under the same conditions for both materials to ensure reliable and comparable of the results. It can be concluded that both SA and SR aggregates comply with the durability and mechanical resistance requirements specified by the Ministère des Transports du Québec (MTQ, Quebec Ministry of Transport), ensuring their suitability for use in pavement applications. Tableau 4.2 summarizes their gradations characteristics.

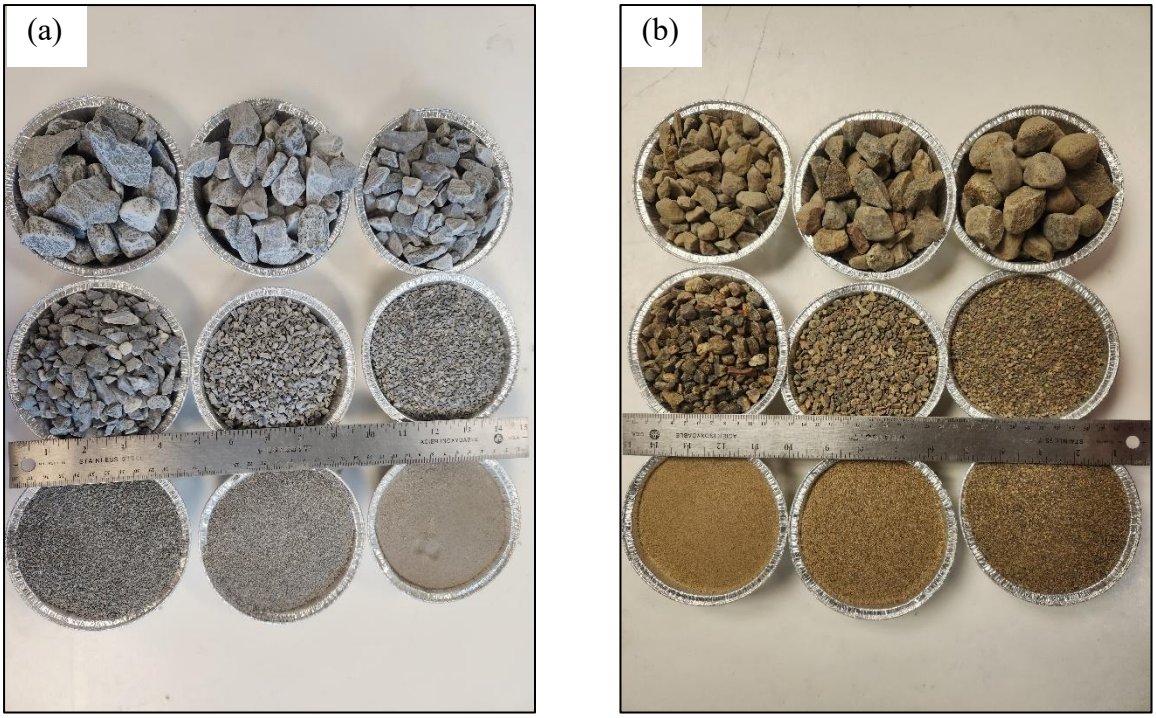


Figure 4.1: Coarse and fine soil particle fractions of samples (a) sub-angular, SA and (b) sub-rounded, SR.

Tableau 4.1: Mechanical properties of the two aggregate types.

	MICRO-DEVAL LC21-070	LOS ANGELES LC21-400	FRAGMENTATION LC21-100
Material SA	13.3	28.8	81.6
Material SR	12.8	24.5	96
Requirements	≤ 35%	≤ 50%	≥ 50%

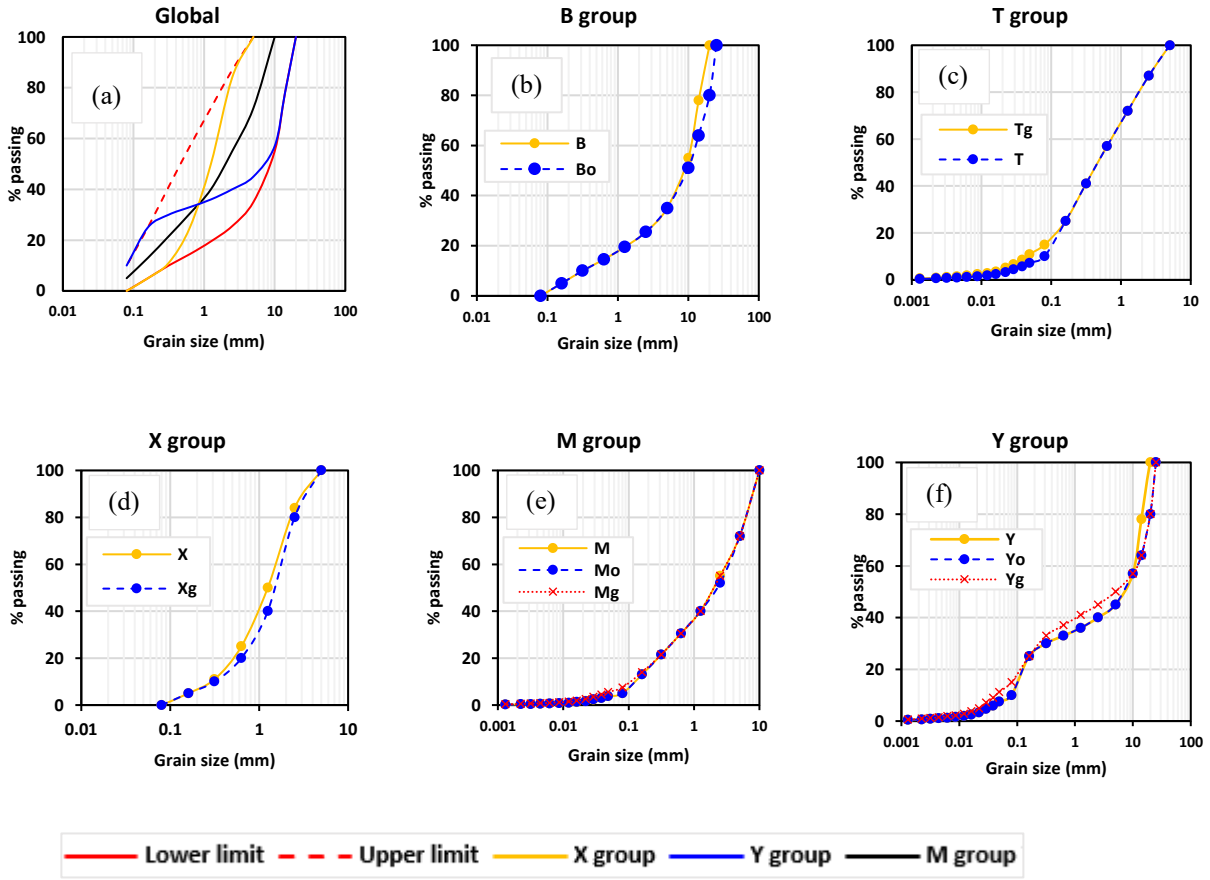


Figure 4.2: Grain size distributions of : (a) global comparison of all groups, (b) B group (lower limit), (c) T group (upper limit), (d) X group, (e) M group (median), and (f) Y group.

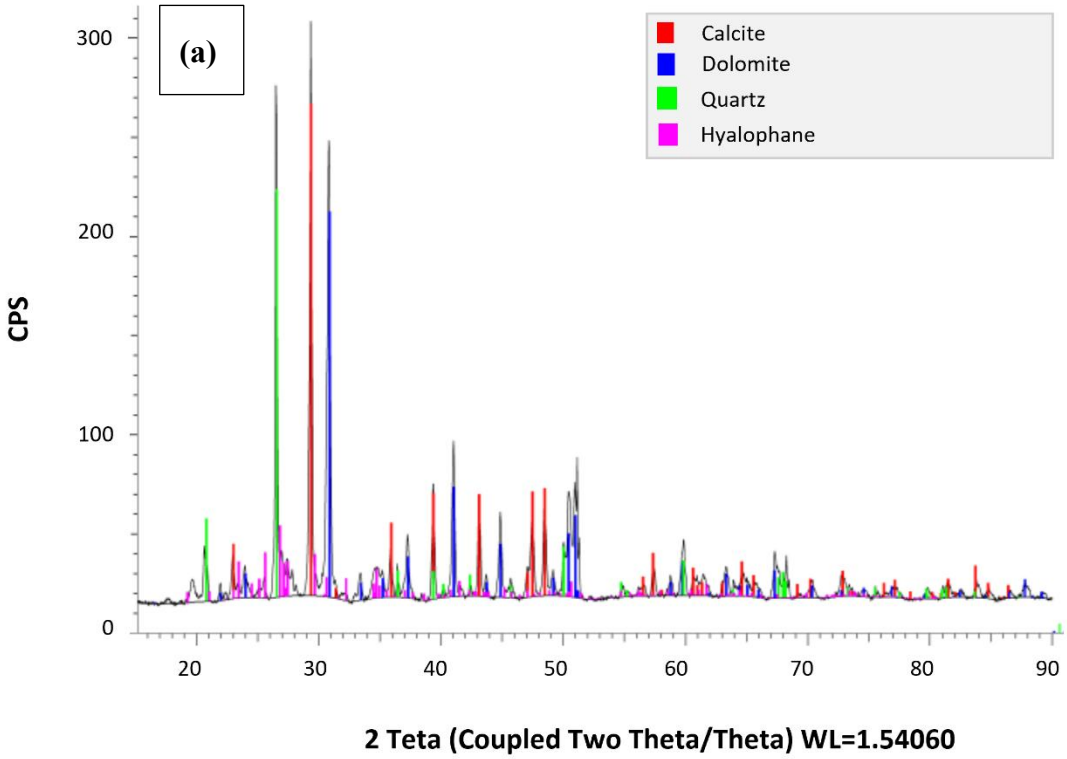
Tableau 4.2: Gradation characteristics.

	Soil	C_u	C_c	USCS	G_S	
					SA	SR
CG 14	B	35.87	3.85	GP	2.76	2.73
	M	25.36	0.97	SP-SM	2.75	2.74
	T	9.13	0.68	SP-SM	2.75	2.75
	X	5.34	1.25	SP	2.75	2.75
	Y	91.25	0.17	GP-GM	2.76	2.73
CG 20	Bo	41.59	3.32	GP	2.76	2.73
	Mo	27.36	0.90	SP-SM	2.75	2.74
	Yo	152.75	0.10	GP-GM	2.76	2.73
CG 20c	Mg	28.82	1.10	SP-SM	2.75	2.74
	Tg	12.17	0.91	SP-SM	2.75	2.75
	Xg	5.65	1.61	SP	2.75	2.75
	Yg	206.67	0.08	GP-GM	2.76	2.74

USCS; unified soil classification system, Gs: specific gravity(ASTM-C127, 2024; ASTM-D854, 2023)

4.2.2 X-ray diffraction (XRD) analyses

The mineralogical composition of the two materials was determined by X-ray diffraction (XRD) using a Bruker D8 Discover diffractometer. The X-ray diffraction (XRD) patterns for intensity vs, diffraction angle (2θ) revealed distinct mineralogical profiles for each material with peaks corresponding to specific crystalline phases. The first material (SA), exhibited a predominance of carbonate phases, primarily calcite ($CaCO_3$) and dolomite ($CaMg(CO_3)_2$), with additional diffraction peaks corresponding to quartz (SiO_2) and hyalophane (a barium potassium feldspar), indicating a sedimentary origin with siliceous enrichment (Figure 4.3.(a)). In contrast, the second material (SR) was characterized by a mineral assemblage dominated by siliceous and feldspathic phases. This composition is typical of siliceous aggregates deposits derived from the erosion of igneous or metamorphic rocks such as granites and gneisses (Figure 4.3.(b)). According to Gan (2017) and Florea et al. (2025), these lithologies (granite and limestone) exhibit comparable ranges of surface roughness when subjected to similar crushing processes, suggesting that mineralogical differences are unlikely to dominate segregation behavior compared to particle shape.


(a)
Calcite
Dolomite
Quartz
Hyalophane
CPS
300
200
100
0
20
30
40
50
60
70
80
90
2 Teta (Coupled Two Theta/Theta) WL=1.54060

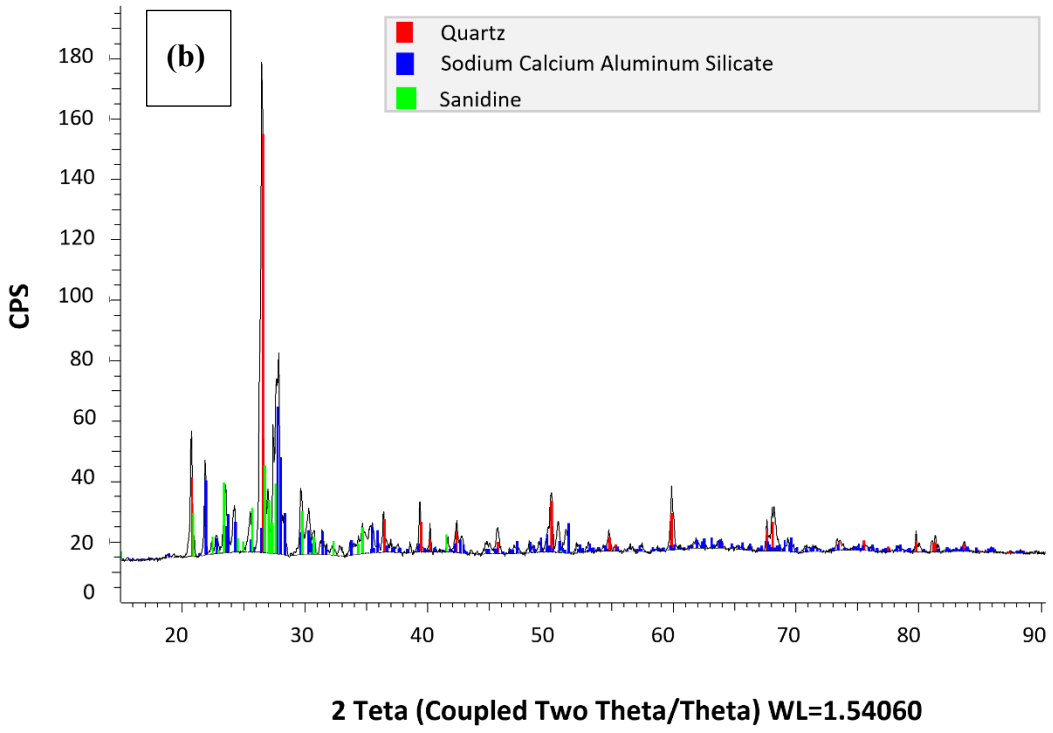


Figure 4.3: X-Ray Diffraction profile of (a) SA (Limestone Based), and (b) SR (Siliceous Based) aggregates.

4.2.3 Grain shape

Grain shape analysis was conducted using image-based techniques to quantitatively assess morphological differences between the two materials. For each aggregate type, 65 particles per size fraction were randomly selected to ensure they were statistically representative (Zheng et Hryciw, 2016). Following established conventions, particles were photographed from the orientation presenting the largest projected area to evaluate the roundness (Sneed et Folk, 1958). High resolution images were acquired using a Canon EOS camera, with a native resolution of 24 megapixels (6000 x 4000 pixels), exceeding the minimum resolution threshold recommended by Sun et al. (2019) for accurate shape analysis (900 x 550 pixels).

Prior to shape characterization, particle boundaries were manually delineated using the "magnetic lasso" tool in Adobe Photoshop, enabling semi-automatic particle edge detection. The processed images were analysed in MATLAB using a script developed by Zheng et Hryciw (2015) to compute two shape descriptors originally introduced by (Wadell, 1932, 1933): sphericity (S) and roundness (R) (Figure 4.4). Sphericity (S) was approximated as the ratio between the width and length of the particle (S= particle width/particle length) and roundness (R) was defined as the ratio of the mean curvature radius of particle corners to the radius of the maximum inscribed circle ($R = \sum(r_i/N)/r_{in}$; where r_i is the radius of circles fitting particle concave corners, N the number of the fitted circles, and r_{in} the radius of the largest inscribed circle).

The results (Tableau 4.3) indicate that limestone aggregates (SA) are predominantly sub-angular with a mean roundness of 0.31 [0.25-0.35] and a mean sphericity of 0.678, based on the Powers (1953) classification. In contrast, siliceous aggregates (SR) exhibit sub-rounded morphology, with a higher mean roundness of 0.417 [0.35-0.49] and a mean sphericity of 0.748.

Tableau 4.3: Grain shape characteristics of the two crushed aggregates by size fraction.

	SA material		SR material	
Size fractions	R	S	R	S
≥ 20 mm	0.317	0.726	0.421	0.782
20-14 mm	0.291	0.684	0.418	0.752
14-10 mm	0.299	0.646	0.425	0.758
10-5 mm	0.305	0.662	0.425	0.746
5-2.5 mm	0.338	0.673	0.395	0.700
Average	0.31	0.678	0.417	0.748

R: roundness, *S*: sphericity

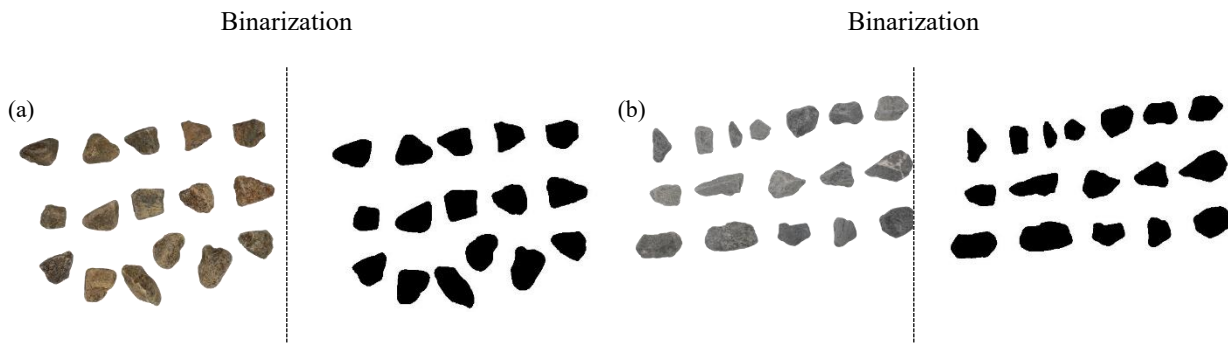


Figure 4.4: Image binarization for (a) SR, and (b) SA materials.

4.2.4 Equipment and Procedure

Vibration-induced segregation tests were conducted on the selected SA and SR crushed aggregates using a laboratory apparatus specifically designed for controlled vertical vibration testing as shown in Figure 4.5. The apparatus comprises of a vibratory table, a cylindrical metal mold, a surcharge base plate, a guide sleeve with clamp assembly, and a 25.9 kg surcharge weight. The mold has an inner diameter of 152 mm and an inner height of 155 mm. The specifications of the vibratory table (Syntron Electromagnetic VP-86, deck size 30 × 30 inches, 180 W, 7 A at 115/60) are provided here for reference.

The experimental procedure was carried out in a series of well-defined steps to ensure consistency and control over the testing conditions. These steps are outlined as follows:

a. **Sample preparation:** Granular mixtures with predefined grain size distributions (GSDs) were prepared by accurately weighing each fraction to within 0.1 g of the target mass. The fractions were then thoroughly blended in a tray to ensure homogeneity. To minimize initial segregation and a well-mixed state, only 2000 g of material was blended at a time. This process was repeated three times to produce three independent samples.
b. **Assembly:** The mixture was carefully placed into the mold using scoop or funnel (a pouring device). The specimen was placed in three separate portions to minimize any pretest segregation.
c. **Vibrating table setting**: Vertical vibrations were applied at a constant frequency of 60 Hz and double amplitude of 0.33 mm, in accordance with the recommendations of ASTM-

D4253 (2006). These settings were chosen to reflect typical field compaction frequencies, which generally range from 40 to 60 Hz (Wersäll et al., 2015).

d. **Test execution**: after assembling the specimen, the initial specimen height within the mold was recorded using a dial indicator gauge. The vibrating table was then activated, and the test was conducted for a duration of eight minutes.

e. **Sample Collection:** upon completion of the test, the specimen was extracted in three equal layers along its height. Each layer was removed carefully to preserve its structure and minimize disturbance.

f. **Grain size analysis**: Each extracted layer was subjected to sieve analysis to determine its post-vibration grain size distribution (GSD).

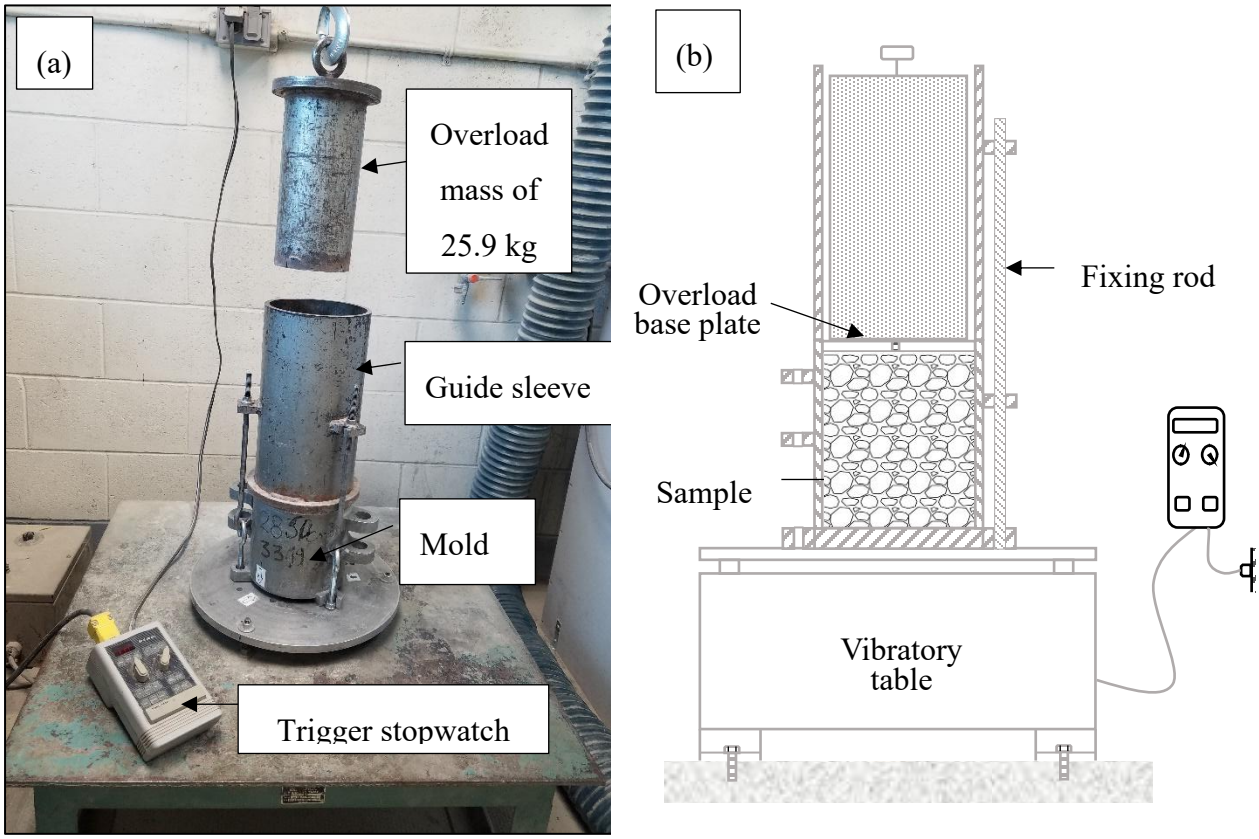


Figure 4.5: Experimental setup: (a)photograph and (b) schematic drawing.

4.2.5 Test validation

To evaluate the repeatability and to ensure the reliability and robustness of the experimental results, two independent tests (T1 and T2) were conducted for each particle size distribution under identical experimental conditions. Duplicate tests resulted in a total of 24 tests.

For each layer the particle size distributions obtained from the two tests were plotted and superimposed. The variability between the repeated tests was quantified by calculating the coefficient of variation (CV) over the entire grain size distribution (GSD) in order to assess the dispersion of the duplicate results.

To maintain clarity and simplicity in the presentation of results and avoid cluttering the article with all the data, only the particle size distributions to the highest and lowest coefficients of variation (CV) among the repeated tests are presented in this section (Figure 4.6 and Tableau 4.4).

The highest CV, of 13.17%, was observed for the gap graded (Yg) soil in the top layer of the sample, corresponding to a standard deviation of 5.72. in contrast, the lowest CV, of 0.78%, was recorded for the uniform Tg curve of the top layer, with a standard deviation of 0.44

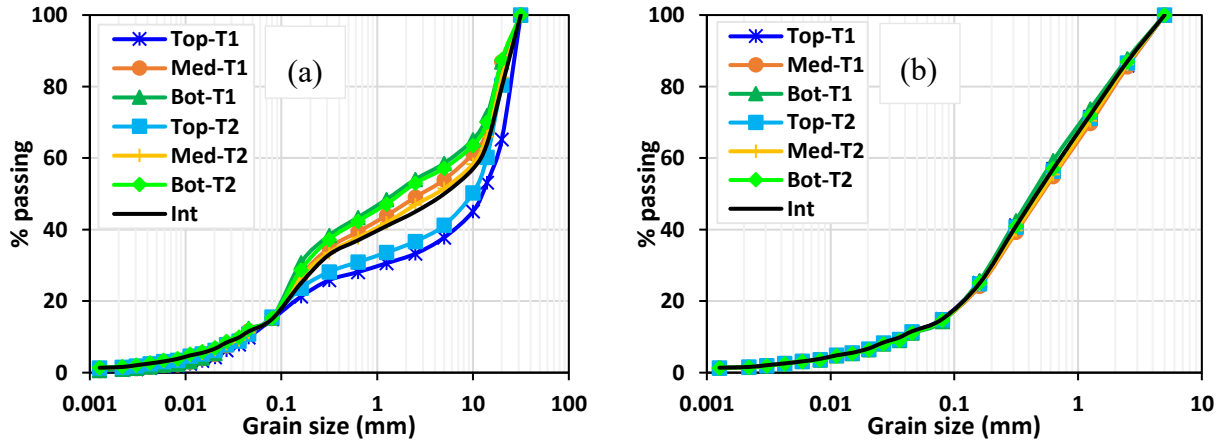


Figure 4.6: Comparison of the grain size distribution curves from duplicate tests (test 1 (T1) and test 2 (T2)) for (a) gap graded (Yg), and (b) well graded (uniform curve Tg) aggregates.

Tableau 4.4: Summary of repeatability statistics for the two extreme cases.

Curve	Yg			Tg		
Layer	Upper	Middle	Lower	Upper	Middle	Lower
Standard deviation	5.72	2.09	1.27	0.44	0.56	1.29
C.V (%)	13.17	4.03	2.3	0.78	1.01	2.25

4.2.6 Segregation Quantification

The literature review indicates that there is no universally accepted or standardized segregation index. Most proposed indices were developed for binary solid-mixtures and rely on measures such as the standard deviation, variance or coefficient of variation, often in relation to the particle size ratio (Hastie et Wypych, 2000; Lacey, 1954).

For graded materials (i.e., multicomponent mixtures), Kenney et Westland (1993) introduced the *Relative Segregation index* (RSI) to quantify the extent of segregation in dam filter materials. Their testing employed a rotary drum apparatus, in which the sample was divided into three volumetric sections: 25% inner, 50% middle, and 25% outer volume. Grain size analyses were performed on each section, and results were plotted as percent passing versus grain size. They observed that the middle 50% of the sample retained a grain size distribution similar to the initial sample. The RSI was then defined as follows:

$$\mathrm{RSI} = \frac{\mathrm{TSI}}{\mathrm{MSI}} 100\% \qquad [4.1]$$

where TSI and MSI stand for Tested Segregation Index and the Maximum Segregation Index, respectively. TSI and MSI are defined as follows:

$$\mathrm{TSI} = \log D_{\mathrm{C}} - \log D_{\mathrm{F}} \qquad [4.2]$$

$$\mathrm{MSI} = \log D_{\mathrm{PC}} - \log D_{\mathrm{PF}} \qquad [4.3]$$

where,

log D_C : logarithmic mean grain size of coarse zone,

log D_F : logarithmic mean grain size of fine zone,

log D_{PC}: logarithmic mean grain size of the perfectly segregated coarse zone,

log D_{PF} : logarithmic mean grain size of the perfectly segregated fine zone.

The mean characteristic particle size of grain size distribution is computed using a logarithmic weighting of particle size intervals often referred at as entropy-based or information-theoretic methods and is as follows:

$$\log D = \sum_{\mathrm{i}=1}^{\mathrm{n}} (P_{\mathrm{i}} - P_{\mathrm{i}-1}) \log\left(\frac{\sqrt{D_{\mathrm{i}} \times D_{\mathrm{i}-1}}}{D_{\mathrm{ref}}}\right) \quad [4.4]$$

Where D_i and D_{i-1} are consecutive particle sizes, with corresponding percent passing values P_i and P_{i-1}, respectively. D_{ref} represents the reference particle size, typically corresponding to the starting point of the abscissa (i.e., the particle size axis). In this formulation, log D is obtained by summing the contributions of n segments (or stripes) under the curve to the left of the GSD. The difference in the logarithmic mean grain size between two grain size distributions (GSDs) can be interpreted as the area enclosed between their curves, thus serving as a quantitative measure of their dissimilarity.

Sutherland et Grabinsky (2003) proposed the *Coarsening Index* (CI) to address the limitations of imaging techniques in analyzing small particles. The coarsening degree follows a similar approach to the RSI, except that the finest quartile is replaced by the original (unsegregated) material in the coarsening degree calculation. The CI was correlated with the material index, S_m, which accounts for the lower degree of segregation among sand sized particles, as well as the maximum particle size:

$$CI = \frac{\log D_{CQ} - \log D_O}{\log D_t - \log D_O} \quad (4.5)$$

where,

$\log D_{CQ}$: logarithmic mean grain size of the coarsest quartile,

$\log D_O$: logarithmic mean grain size of the original material,

$\log D_t$: logarithmic mean grain size of the coarse zone.

When, $D_{30} < 4.75$ mm,

$$S_m = \frac{\log(4.75/D_{30})}{\log(D_{max}/D_{30})} \tag{4.6}$$

If $D_{30} > 4.75$ mm,

$$S_m = \log(4.75/D_{30}) \,.\, \log(D_{max}/D_{30}) \tag{4.7}$$

Materials with a material index $S_m > 0.3$ and a coarsening index $CI < 50\%$ are generally considered optimal in terms of segregation resistance. However, Figure 4.7 shows that materials with *CI* values ranging between 13% and 17% are located on both sides of $S_m = 0.3$, suggesting a poor correlation between the model and the experimental results. The classification proposed by Asmaei et al. (2018) identifies *CI* values above 11% as indicative of strong segregation, thereby underscoring the inadequacy of the model in capturing the segregation behavior observed under vibratory conditions. This discrepancy is attributed to the fact that the model was originally developed to describe segregation induced by shear, whereas this study involves segregation driven by vertical vibrations using a vibratory table. Moreover, the model is based solely on the gradation characteristics of the coarse fraction of the sample, neglecting the role of finer particles and their interactions, which can be critical under vibratory excitation.

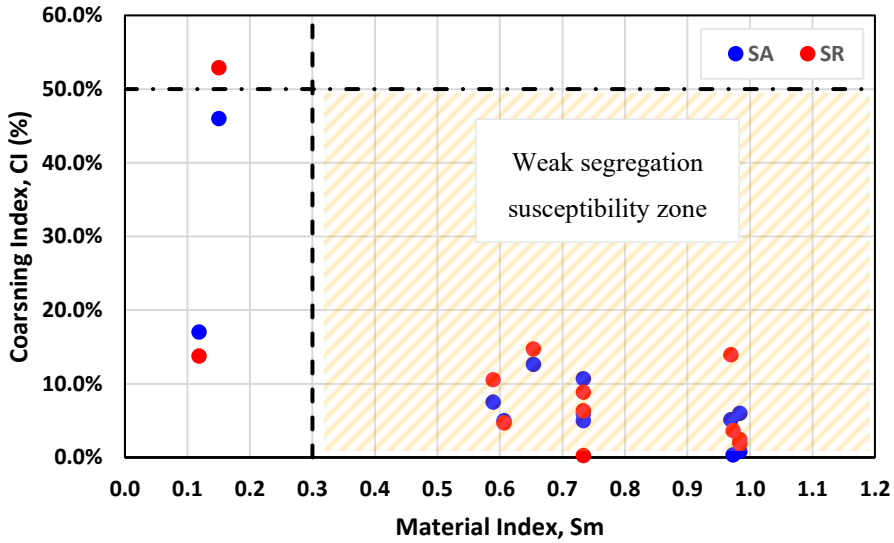


Figure 4.7: *CI* versus S_m.

Asmaei et al. (2018) employed the RSI to evaluate the segregation potential of cohesionless soils on an inclined plane. Their results indicated that segregation severity increases with greater gradation curvature and broader particle size distributions, consistent with the observations reported by Sutherland et Grabinsky (2003). To quantify the segregation susceptibility of materials used in dam construction, a ternary diagram was developed, incorporating three particle size fractions to capture the influence of gradation characteristics on segregation behavior.

Recently, Liu et al. (2020) investigated vibration-induced segregation in mixtures of crushed GMZ bentonite pellets, relevant to backfill applications in radioactive waste repositories. They assessed segregation with the *Weighted Coefficient of variation* (WCV), and found that segregation increases with decreasing particle size ratio, fine fraction content, and number of size classes. To capture the combined influence of size ratio and particle size distribution, the authors developed a Particle Characteristic Index (*PCI*). WCV is defined as follows:

$$WCV = \sum_{i=1}^{n} \eta_i \frac{\sigma_i}{\mu_i} \tag{4.8}$$

where μ_i and σ_i are the average mass fraction and standard deviation of the mass fraction of size class *i* in the number (their case is 6 layers) of layers after vibrations. η_i is the weight of $\frac{\sigma_i}{\mu_i}$ for size class *i*, i.e., $\eta_i = \frac{\sigma_i}{\mu_i} / \sum_{i=1}^{n} \frac{\sigma_i}{\mu_i}$, *n* is the total number of size classes involved in the mixture. *PCI* is defined as follows:

$$PCI = \sum_{\substack{i,j=1 \\ i>j}}^{n} \frac{f_i/f_j}{d_i/d_j} \tag{4.9}$$

f_i and f_j are the mass fractions of the size classes i and j, d_i and d_j are the mean particle size of the size classes i and j, $d_i/d_j < 1$. Eq. (4.8) indicates that the smaller the mass fraction ratio (f_i/f_j) or the smaller the particle size ratio (d_i/d_j), the larger the value of PCI. The authors have fitted the variation of WCV with PCI using a sigmoid function:

$$WCV = \frac{A_0 - A_1}{1 + (PCI/s)^p} + A_1 \tag{4.10}$$

where A_0 and A_1 represent the asymptotic values of WCV as PCI tends toward zero and infinity, respectively. The parameter s denotes the PCI value at which the curve reaches its maximum slope, while parameter p is the power relating to the variation rate of the curve. The fitted relationships between WCV with PCI are illustrated in Figure 4.8

The WCV model assigns higher values to Xg (0.67) and B (0.62), suggesting significant segregation, while the particle size analysis shows that B is more segregated than Xg. The curves X (0.25), T (0.1) and Tg (0.17) have moderate to low WCVs, while the analysis shows that they are very homogeneous (weak or no segregation). Finally, M and Mo have the lowest WCVs (0.09), but the particle size analysis shows moderate segregation. These experimental results reveal an inconsistency between WCV values and GSD observations. Moreover, as shown in Figure 4.8, the model proposed by Liu et al. (2020) does not align with the current dataset. The high friability of the bentonite used in their study may have generated additional fines under vibration, thus affecting segregation measurements.

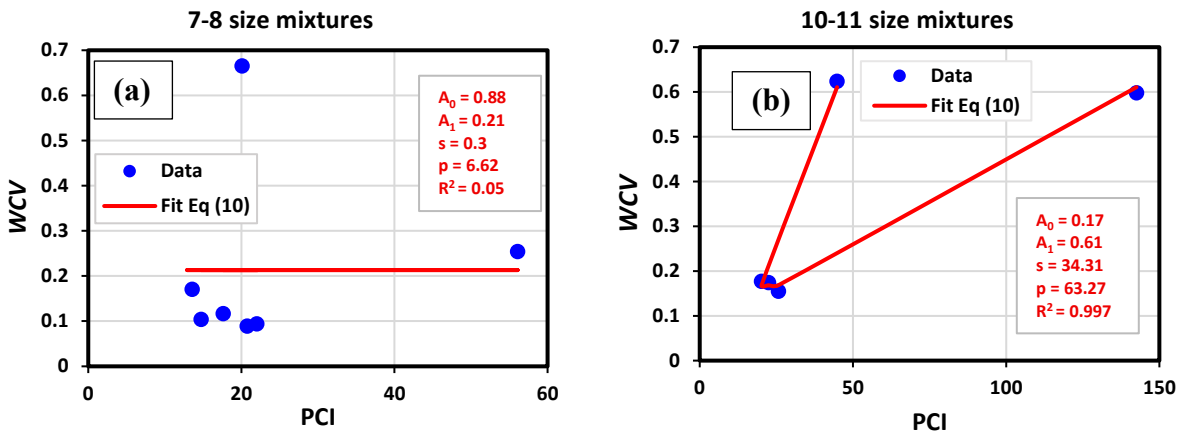


Figure 4.8: Measured and fitted relationship between WCV and PCI for SR material: (a) 7-8 size fractions and (b) 10-11 size fractions.

In this study, the molded specimen is divided into three sections after the test: 33% upper volume, 34% middle volume, and 33% lower volume. The RSI is used to quantify the extent of segregation, and new thresholds have been defined in this study. These thresholds were inspired by the approach of Asmaei et al. (2018) but are specific to RSI and to the materials tested, and should therefore be regarded as indicative.

(i) RSI > 11 %: strong segregation,

(ii) RSI < 7 %: weak segregation, and

(iii) 7 % < RSI < 11 %: intermediate segregation.

4.3 Results and Discussion

4.3.1 Influence of characteristics diameters

After the test, the samples were divided vertically into three layers of equal height (top, middle and bottom layer), and then each layer was sieved to determine the resulting particle size curve after the test. The characteristic parameters D_{10}, D_{30}, D_{50} and D_{95} were extracted and normalized to those of the initial particle size (D/D_0), to evaluate the vibration-induced segregation. The results are presented in Figure 4.9.

The D_{95}/D_{95_0} ratios obtained for the 12 particle size curves of the two materials show values close to 1, regardless of the vertical position in the sample. This observation indicates that the coarsest

particles (represented by D_{95}) did not undergo significant migration during the test, suggesting relative stability of the large fractions under vibration excitation. In general, the D_{50}/D_{50o} values remained close to unity for the upper and middle layers, reflecting a stable median distribution in these areas. However, for the lower layer, notable decreases in D_{50} were observed in some cases, specifically, particle sizes B and Bo and three gap graded curves (Y, Yo, Yg). This decrease in D_{50} at the bottom of the sample reflects a downward migration of the finest particles, to the detriment of the middle particles, signaling the beginning of vertical particle size sorting. Segregation is more pronounced for D_{30}. For curves B and Bo, the D_{30}/D_{30o} ratio is around 2 in the upper layer, 1 in the intermediate layer, and drops to approximately 0.25 in the lower layer. This behavior indicates a clear accumulation of medium/small particles in the lower part. For the three discontinuous curves, segregation depends on the maximum diameter (D_{max}) and the fines content:

Y with D_{max} = 14 mm, 10% fines: $D_{30}/D_{30o} \approx 4$ (upper layer), ≈ 1 (intermediate layer), ≈ 0.8 (lower layer).

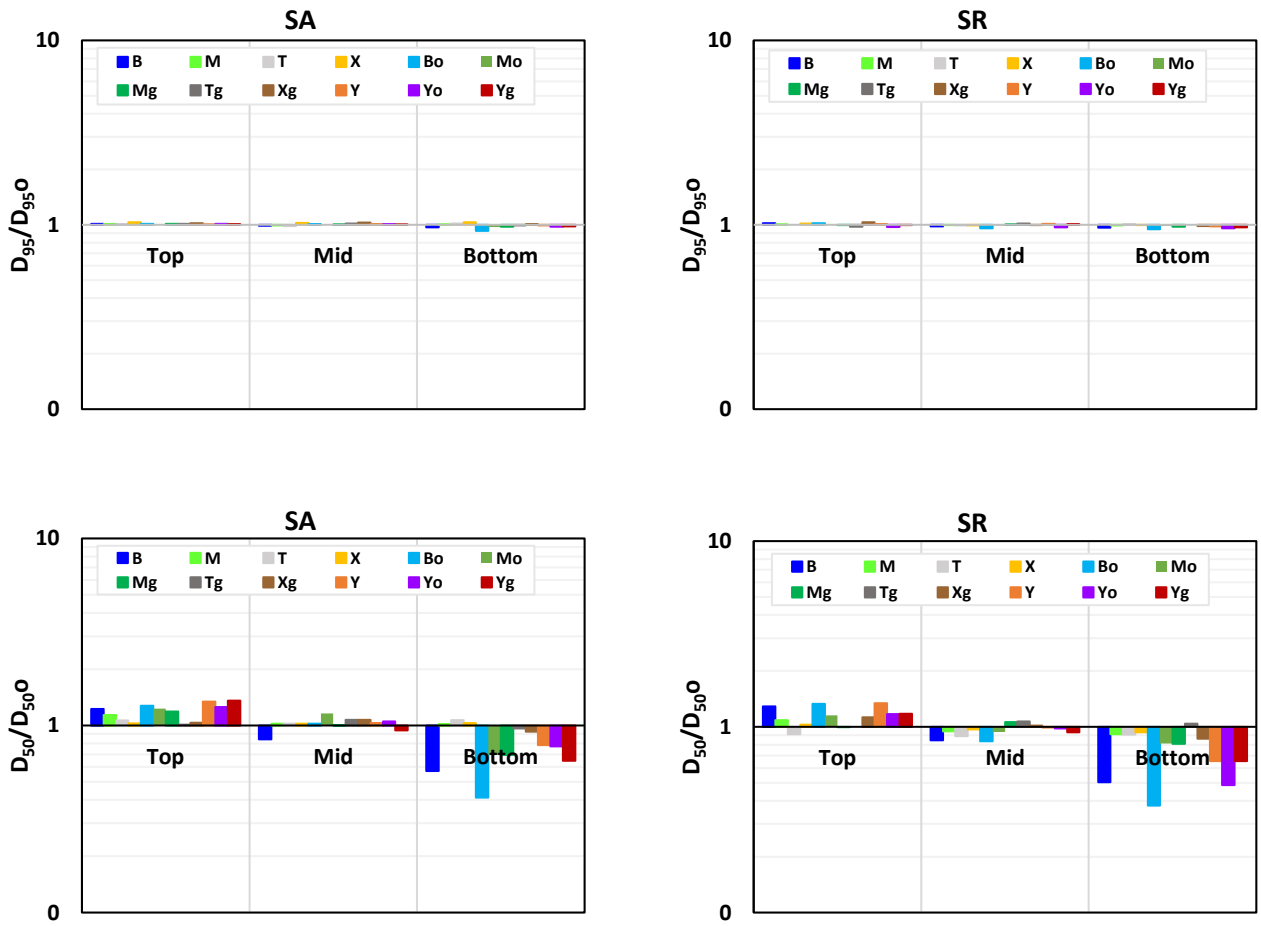
Yo with D_{max} = 20 mm, 10% fines: $D_{30}/D_{30o} \approx 2$ (upper), ≈ 1 (intermediate), ≈ 0.7 (lower).

Yg with D_{max} = 20 mm, 15% fines: $D_{30}/D_{30o} \approx 1.14$ (upper), ≈ 1 (intermediate), ≈ 0.86 (lower).

Segregation is thus more pronounced for discontinuous mixtures with a moderate fines content, particularly in the lower layers, which can be attributed to the "percolation" effect promoted by vibrations. D_{10}, representing the fine particles, reveals a behavior very sensitive to segregation. For the two spread particle size curves, the D_{10}/ D_{10o} ratios reach values of the order of 8 for SA and 10 for SR in the upper layer, approach 1 in the intermediate layer and drop to 0.5 in the lower layer. This phenomenon reflects a strong accumulation of fine particles in the lower layer. The Xg particle size shows a similar but more moderate behavior ($D_{10}/ D_{10o} \approx 1.5$, 1 and 0.49 for the upper, intermediate and lower layers respectively). For the rest of the GSDs, the ratios remain close to 1 across all layers, indicating a relatively homogeneous distribution.

These results highlight a significant vertical particle size segregation under vibration, the intensity of which strongly depends on the shape of the initial grain size curve. Materials with broad and gap graded GSDs favor the downward migration of fines (D_{10}, D_{30}) and, to a lesser extent, the redistribution of the middle fractions (D_{50}). On the other hand, the D_{95} remains constant. These observations confirm that vibration dynamics favors downward percolation and filtering segregation mechanisms, exacerbated by the presence of intergranular voids linked to a wide size

range or a grain size discontinuity. Although similar particle migration mechanisms have been reported in studies on soil suffossion and internally unstable soils (Chapuis et al., 1996; Israr et Indraratna, 2017; Kenney et Lau, 1985), the present results specifically illustrate how vibration dynamics interact with initial GSD characteristics to drive segregation in granular materials used in pavement layers —a context that has received limited attention in previous research.



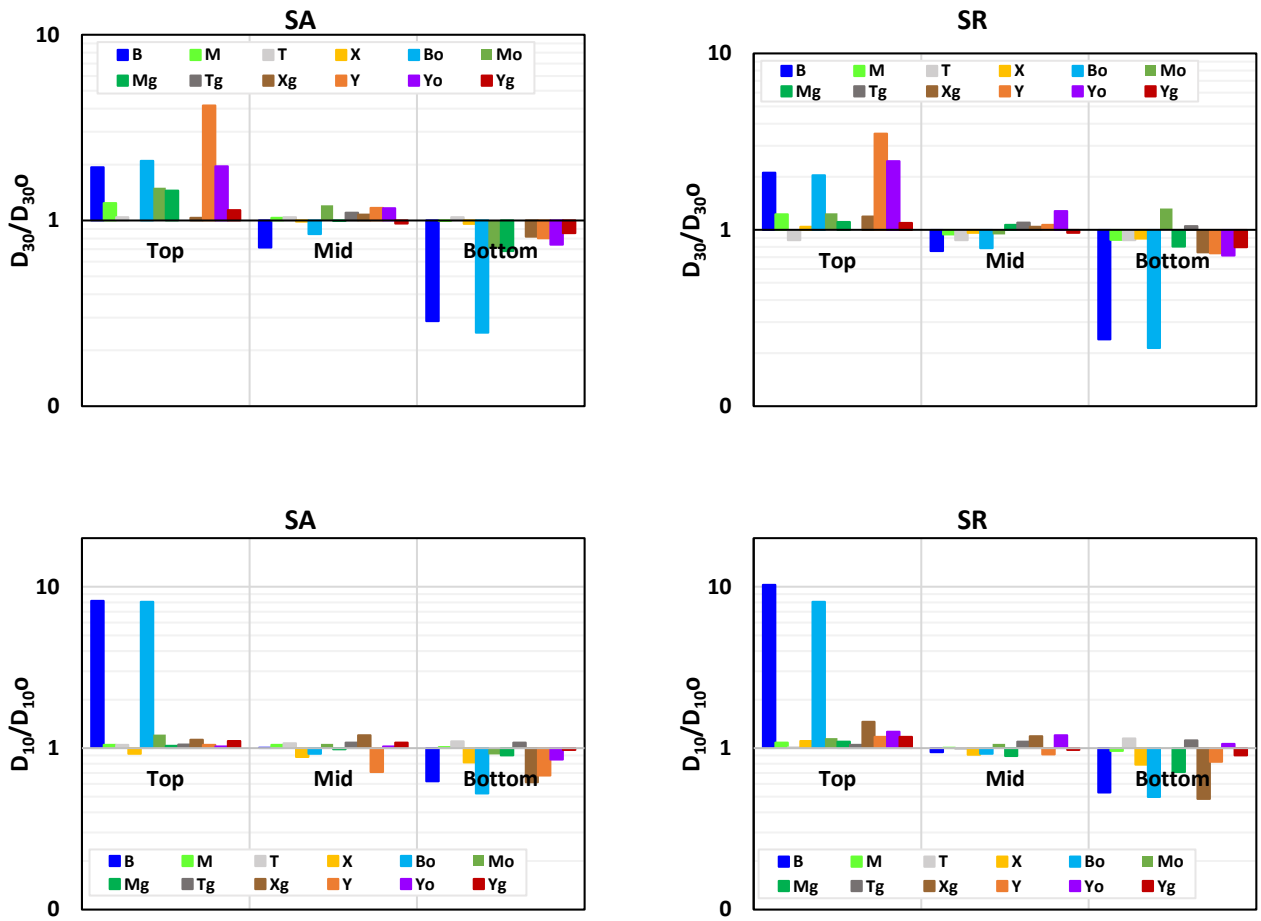


Figure 4.9: Measured characteristic diameters D_{95}/D_{95o}, D_{50}/D_{50o}, D_{30}/D_{30o}, and D_{10}/D_{10o} as function of the section positions for SA and SR materials.

4.3.2 Effect of Grain size Distribution (GSD) curvature

The gradation width, which represents the range of particle sizes within a soil sample, is commonly quantified by the uniformity coefficient, C_u. In contrast, the curvature of the GSD- indicating whether the distribution curve is concave or convex- is characterized by the coefficient of curvature, C_c.

The influence of the coefficient of curvature (C_c) on segregation behavior was systematically investigated using the previously characterized set of twelve gradations, with C_c values ranging from 0.08 to 3.85. The results of the dry segregation tests, depicted in Figure 4.10, demonstrate a positive correlation between C_C and the Relative Segregation Index (RSI), in agreement with previous findings (Asmaei et al., 2018; Qiu et Pabst, 2023; Sutherland et Grabinsky, 2003).

Specifically, gradations exhibiting near linear or gently concave grain size distributions (corresponding to the T and M curves) displayed relatively low segregation tendencies. Conversely, as the concavity of the GSD curves increased, a marked rise in RSI was observed, indicating enhanced segregation potential. At given C_c value, material SA usually shows lower RSI than material SR.

The effect of C_u on segregation is investigated. As seen in Figure 4.11, RSI increases with an increase in C_u. It is apparent that wider gradations have a larger particle size range, hence increasing the segregation potential. Conversely, the gap-graded curves showed a decrease in RSI as C_u increases.

It was observed that gradations B and Bo, characterized by a higher proportion of coarse particles, exhibited the most pronounced segregation (RSI ≈ 41.5 % and 23 % respectively). In these cases, a significant portion of the fine particles from the median fraction percolated downwards and accumulated at the bottom, while the upper part of the sample retained mostly coarse particles with a limited quantity of smaller particles.

By contrast, a weak segregation was observed (RSI < 7%) in gradations dominated by the median fraction (5 mm – 80 µm) and the fine fraction (≤ 80 µm), as T group and M group curves. The presence of fine particles surrounding the median fraction restricts any movement due to forces between particles, and reduces mobility.

Several studies have questioned the relevance of the uniformity coefficient C_U as a reliable indicator of soil segregation. This is because C_U does not effectively capture the behavior of coarser particles, such as those of size D_{90}, which are most likely to segregate (Sherard et al., 1984). In this context, conditional uniformity factors are used to better characterize this instability (Burenkova, 1993), notably $h'' = {D_{90}}/{D_{15}}$ et $h' = {D_{90}}/{D_{60}}$. The parameter h'' represents the extent of gradation; a high value indicates a broader particle size distribution, therefore potentially more prone to segregation (Asmaei et al., 2018; Qiu et Pabst, 2023). In addition, a granulometric curvature indicator analogous to the coefficient C_c, can be defined as, $C_h = {h''}/{h'^2}$ (Asmaei et al., 2018).

Analysis of the experimental results (Figure 4.12) confirms that for linearly graded soils, the RSI segregation index increases with h'' (with C_h), reflecting a similar influence to that of C_U, but over

a wider grain size range. However, an opposite trend is observed for soils with discontinuous grain size distribution. In these cases, although h'' (C_h) can reach high values, the segregation index RSI tends to decrease. This highlights the importance of considering not only the grain size distribution range, but also the distribution structure when assessing segregation potential.

While the conditional parameters h'' and C_h may provide better correlations in segregation induced by inclined plane movement, where the dynamics of gravitational displacement amplifies the separation of particles (Asmaei et al., 2018), the present study—conducted under vertical vibrations—shows that the curvature coefficient C_c correlates more strongly with the segregation index (RSI). Indeed, the results demonstrated good fits with coefficients of determination (R^2) of 0.85 and 0.68 for materials SA and SR, respectively.

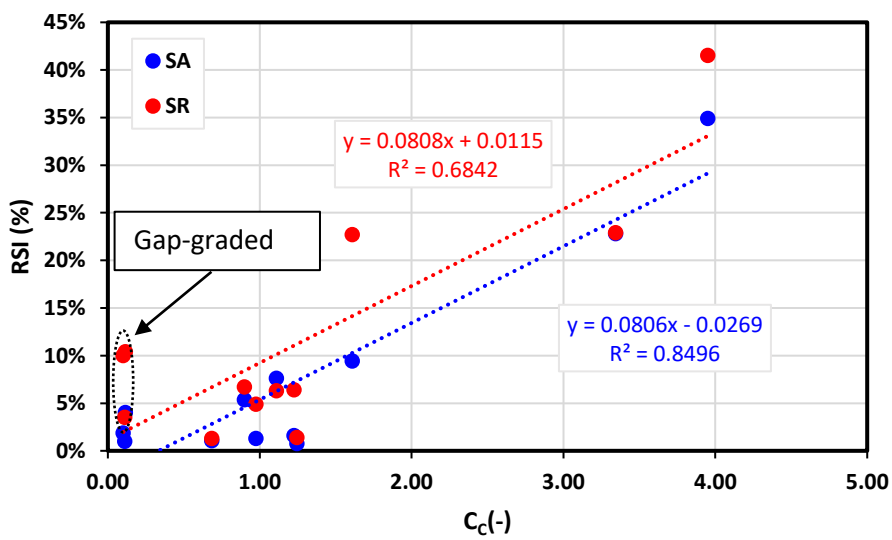


Figure 4.10: RSI vs C_c for SA and SR materials.

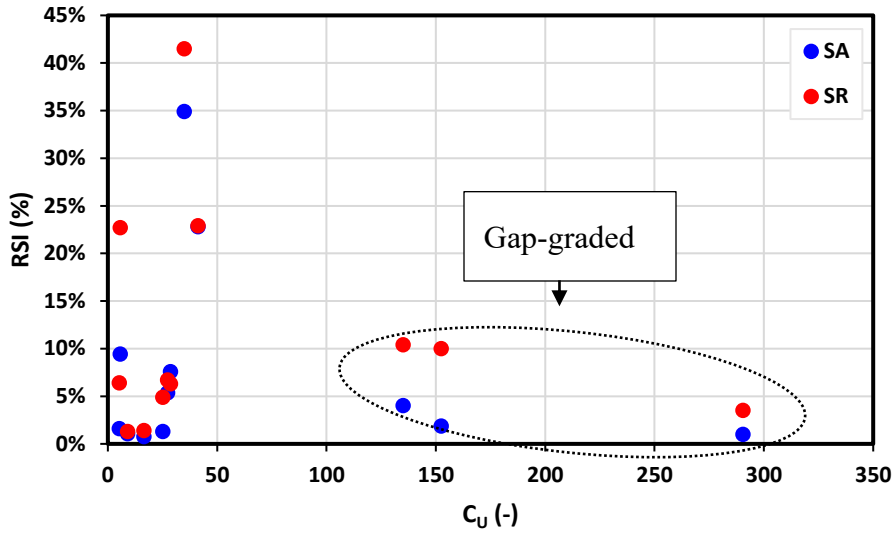


Figure 4.11: RSI vs C_u for SA and SR materials.

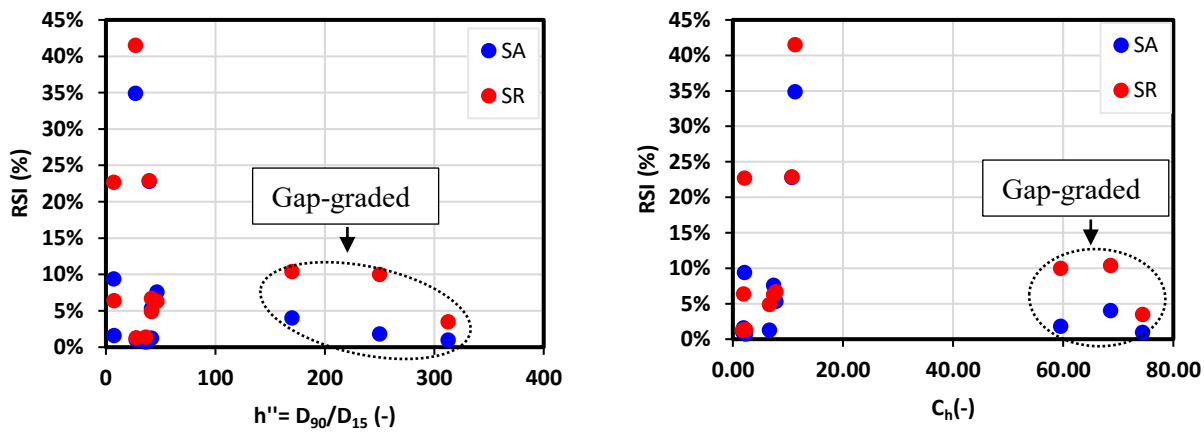


Figure 4.12: Variation of RSI with (a) *h*" and (b) *C*h for SA and SR materials.

4.3.3 Filter criteria

A well-established empirical criterion in the design of granular filters for hydraulic structures recommends that the ratio $D_{15,filter}/D_{85,soil} \leq 4 \; or \; 5$, in order to guarantee the retention of fines while ensuring good filter permeability (Terzaghi, 1948). Filter criteria have been also adapted for internal stability under seepage (Kezdi, 1969; Sherard, 1979).

In this study, a new adaptation of filter criterion is proposed to evaluate the potential for vertical segregation in dry granular materials subjected to vertical vibration. The ratio D_{15}^{C}/D_{85}^{F}, based on experimental grain size curves extracted from the upper (coarse) and lower (fine) sections after vibration, was analyzed for the 12 grain size distributions for each material. Figure 4.13 presents the RSI results as a function of the retention criterion. The results indicate that materials with D_{15}^{C}/D_{85}^{F} < 0.2 exhibited weak to moderate segregation. Specifically, 66.7% of the data points fall within the weak-weak zone, 12.5% within the weak-moderate zone, and 20.8% within the strong-strong zone.

The threshold value of 0.2, observed in dry-state segregation, is significantly lower than the typical filter criteria used under hydraulic conditions, where thresholds of 4 to 5 are commonly applied. This difference highlights the distinct mechanisms governing particle movement. In hydraulic filtration, seepage forces mobilize fine particles even when their size contrast with coarse particles is moderate. In contrast, dry segregation is driven by gravitational effects and particle dynamics under vibration, which require a much stronger size disparity to induce movement. Therefore, the lower threshold in dry conditions reflects the more selective nature of segregation mechanisms in the absence of pore water flow. This observation highlights that, although designed for flowing systems, the ratio D_{15}^{C}/D_{85}^{F} can provide an interesting tool for assessing granulometric stability in vibration-induced segregation contexts.

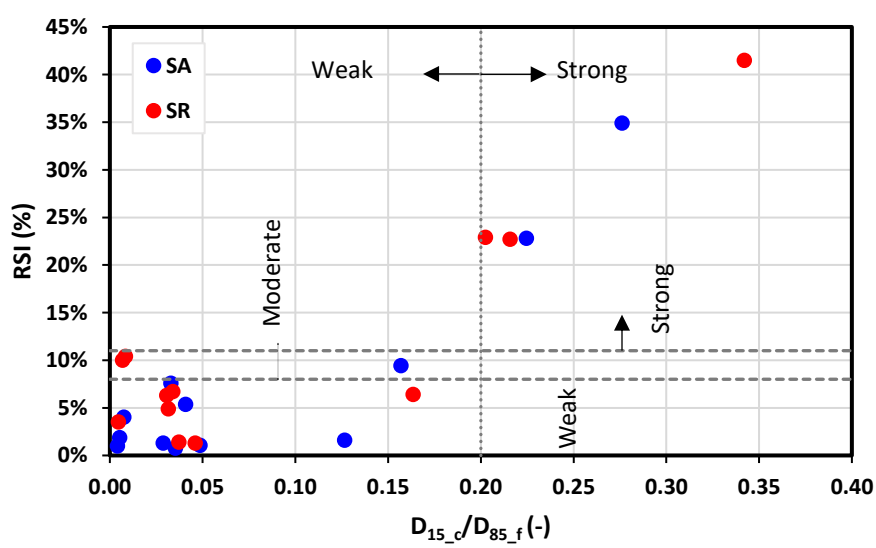


Figure 4.13: Variation of RSI vs D_{15}^{C}/D_{85}^{F}.

4.3.4 Effect of grain shape

Figure 4.14 shows that, for the twelve tested gradations, the SA material consistently exhibits higher e_{max} values compared to the SR material. This trend can be attributed to the particle shape: the sub-angular grains of the SA material, which have sharp edges and irregular geometry, tend to form looser arrangements with greater void space in the loosest state, leading to higher e_{max} values. These findings are consistent with previous ones (Chapuis, 2012; Cho et al., 2006; Youd, 1973), reporting that angular particles display lower packing efficiency and higher void ratios due to interparticle interference. In contrast, the sub-rounded particles of the SR material, with smoother surfaces and reduced angularity, can pack more efficiently even in loose configurations, resulting in lower e_{max} values.

Figure 4.15 further demonstrates that the void ratio range (e_{max} - e_{min}) is significantly narrower for the SR material (average ≈ 0.1) compared to the SA material (average ≈ 0.28). This reduced range for SR material suggests a limited structural contrast between its loosest and densest states, implying that particles can more easily rearrange under vibration. Such ease of rearrangement favors vertical segregation. In contrast, the broader void ratio range observed in the SA material indicates greater structural variability and, more importantly, stronger resistance to particle mobility, likely due to increased interlocking associated with angular shapes. This resistance to rearrangement hinders segregation despite the higher void ratios observed. These results are consistent with findings by Yang et Luo (2015), who underscored the role of particle angularity in restricting motion. Overall, these observations confirm that particle shape not only affects packing characteristics but also governs the extent of segregation under vibratory loading

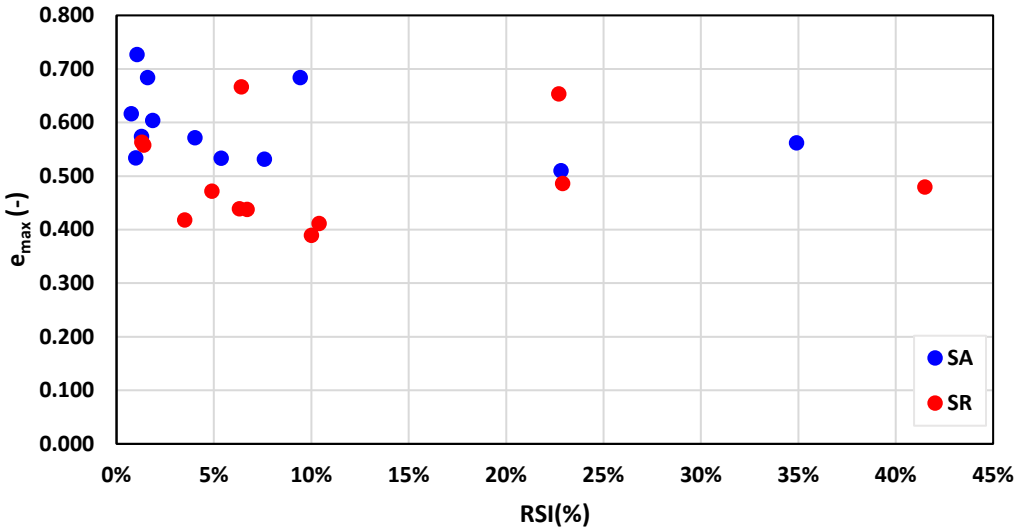


Figure 4.14: Variation of e_{max} with segregation index for SA and SR materials.

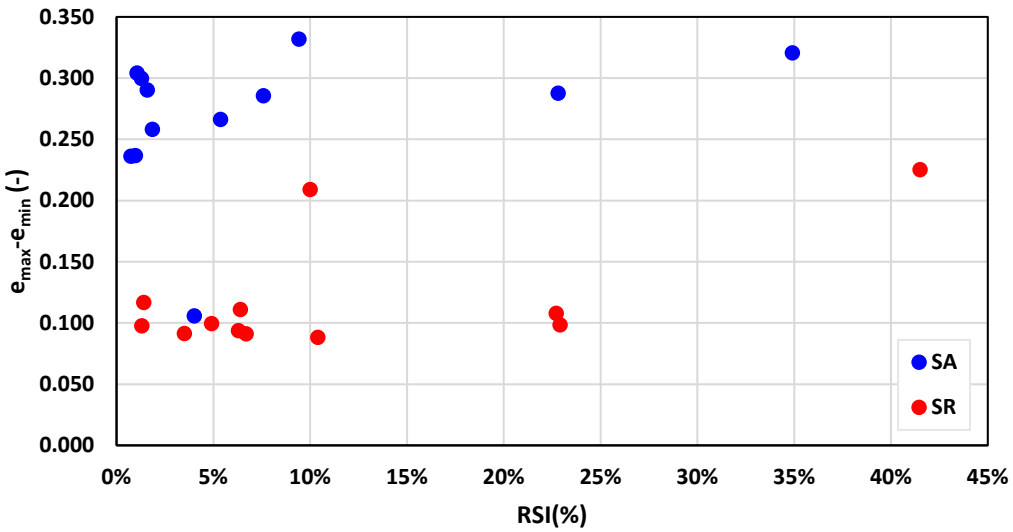


Figure 4.15: Comparison between the void ratio range (e_{max}-e_{min}) and segregation index for SA and SR materials.

To further investigate the influence of particle shape on the void ratio, the experimental values of e_{max} and e_{min} obtained for the SA (R = 0.31) and SR (R = 0.42) materials were compared with the theoretical curves developed by Chapuis (2012), based on the data compiled by Youd (1973). Figure 4.16 presents e_{max} as a function of the coefficient of uniformity (C_U) for different roundness

values (R = 0.3, 0.35, and 0.4). The SA data points lie above the R = 0.3 curve, indicating higher-than-expected e_{max} values. Conversely, the SR data align closely with the R = 0.3 curve, despite their higher measured roundness (R = 0.42), which should theoretically correspond to lower e_{max}.

As shown in Figure 4.17, the e_{min} values are more scattered, but a general trend indicates that SR tends to reach higher e_{min} values than SA, again contradicting theoretical expectations. Several factors may explain the discrepancies. First, the fitting equations (Chapuis, 2012) are limited to C_U values below 12, while the studied materials span a much broader range (C_u from 5.3 to 290). Extrapolating beyond this validity range likely reduces predictive accuracy. Furthermore, while roundness is an important indicator, it does not capture all aspects of particle morphology. Angularity, surface roughness, and sphericity significantly affect packing behavior and are parameters that are not used in fitting equations. Additionally, differences in specimen preparation and compaction procedures may influence the experimental results, particularly for angular particles in which mechanical interlocking restricts particle rearrangement. These observations highlight the limitations of existing predictive models and the need for more comprehensive shape descriptors when analyzing packing and void behavior in granular materials.

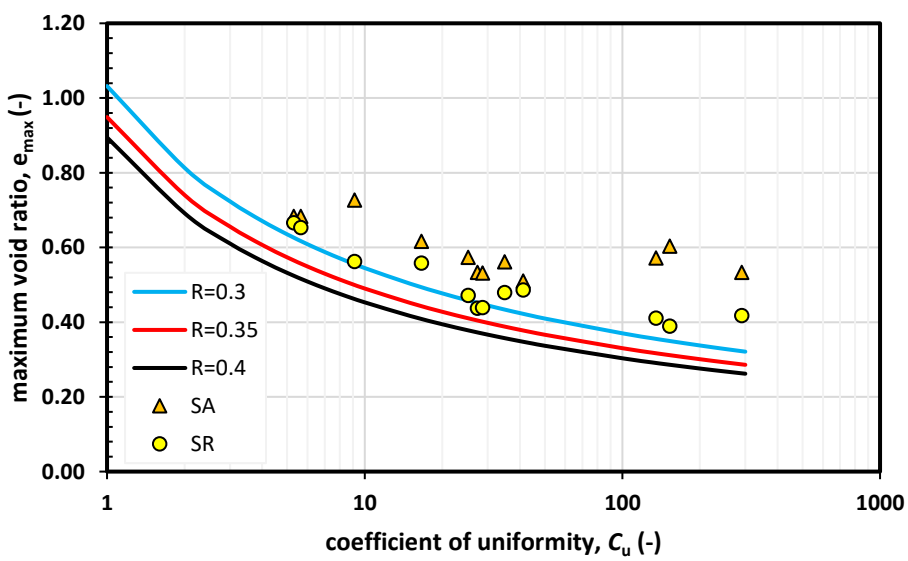


Figure 4.16: Variation of maximum void ratio as a function of C_u for different roundness values.

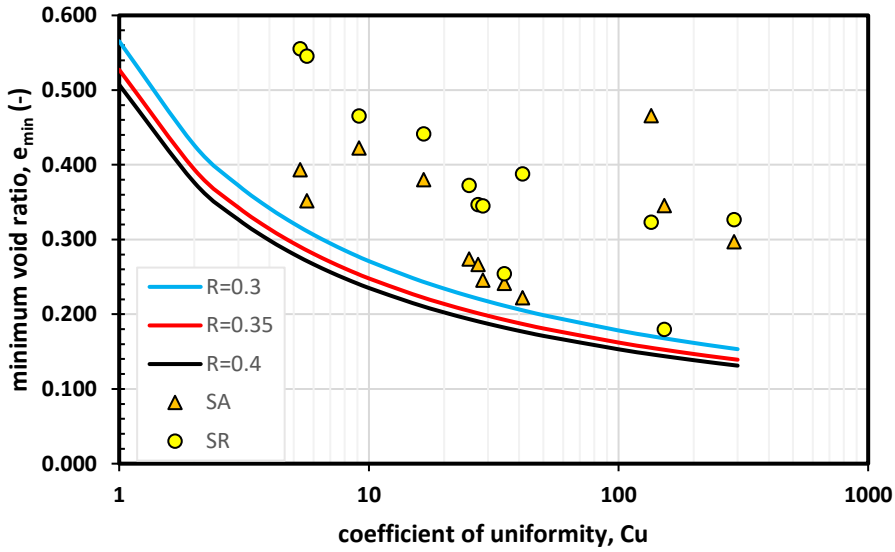


Figure 4.17: Variation of minimum void ratio as a function of C_U for different roundness values.

4.3.5 Compaction behavior

The vertical strain ($\Delta h/h_0$) was measured during the compaction tests with a vibrating table. A dial gauge reader was placed on top of the mold to manually monitor the sample height. The initial height h_0 was recorded before vibration, and the reduction in height Δh was measured over time. These tests were conducted with the objective of indirectly quantifying dry-state particle segregation by analyzing the settlement behavior under vertical vibrations. For all 12 tested gradations and both materials (SR and SA), the settlement curve stabilized after around 40 seconds of continuous vibration, indicating a stable granular structure have been reached. The final values of relative vertical strain ranged between 0.12 and 0.18, reflecting a significant but variable degree of particle rearrangement depending on gradation and material type.

For material SR, gradations Mo, Yg, Yo, Y, Mg, B, Bo, and T reached lower vertical strain than X, Xg, M, and Tg. For material SA, gradations Y, Yo, Yg, T, Tg, Mo, and M showed less settlement than X, Xg, B, Bo, and Mg. These variations can be attributed to differences in particle size distribution. Gradations Y (GP-GM) are gap-graded, which tends to inhibit efficient rearrangement by vibration. Gradations B (GP), X (SP), and Xg (SP) are well-graded but contain few fines, allowing greater mobility between particles and thus favoring segregation. In contrast, gradations M and T (SP-SM), which contain fine particles, display more cohesive behavior and more uniform

compaction. The maximum particle size (D_{max} = 5 mm for T vs. 10 mm for M) also plays a role in the densification (Santamarina et al., 2001). Additionally, the more angular nature of SA particles likely imparts higher interlocking and resistance to rearrangement compared to the smoother, sub-rounded SR particles.

Based on results shown in Figure 4.18, it can be inferred that the solid skeletons of gradations Mo, Mg, Yg, Yo, Y, B, Bo, and Bg exhibit higher structural stiffness, as evidenced by their lower vertical strain under continuous vibration, compared to gradations M, T, X, and Xg. This reduced settlement suggests that their particle arrangement is more stable, which limits potential for further rearrangement under dynamic loading. Interestingly, it is noteworthy that several of the gradations exhibiting lower vertical strain also showed significant segregation in the dry state. This apparent contradiction will need more investigation. For the moment, it may be explained by the presence of coarse particles forming a rigid framework, while finer particles migrate without substantially altering the rigid framework and overall height of the sample. Such behavior is consistent with the concept of a stable but internally restructured matrix (Santamarina et al., 2001).

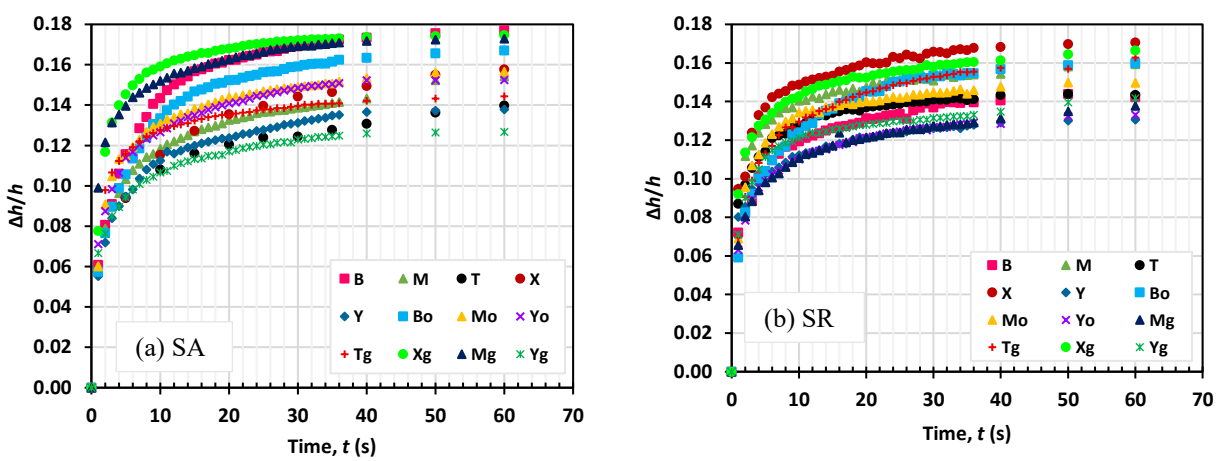


Figure 4.18: vertical strain of (a) SA, and (b) SR materials.

4.4 Conclusion

This study explored the dry segregation of sub-angular and sub-rounded granular materials using vibrating table compaction tests, simulating the dynamic effects of traffic during pavement

construction or service. The analysis of 12 GSDs, including three gap graded ones, led to the following conclusions:

- D_{10} and D_{30} show the most marked vertical variations within the samples, revealing an enrichment in fines (D_{10}) and medium particles (D_{30}) in the lower part of the mold. This increased sensitivity to internal grain movements confirms that these diameters are sensitive and relevant indicators for detecting and quantifying granular segregation. Their behavior reflects differential migration mechanisms depending on the particle size, under the effect of vibratory stresses.
- The coefficient of curvature C_c is positively correlated with the degree of segregation: the higher the C_c value, the greater the RSI value. The coefficient of uniformity (C_U) follows the same trend, except for discontinuous grain sizes, where a high C_U is associated with lesser segregation.
- The application of the $D_{15}/D_{85} < 0.2$ criterion was shown to be relevant for assessing segregation. The results suggest that this threshold of 0.2 can be used as a cut-off value to classify gradations as 'segregation-prone' or 'segregation-resistant'. However, this hypothesis deserves to be validated on a wider range of granulometric curves.
- At equivalent grain size, sub-rounded materials systematically present a higher degree of segregation than sub-angular materials, which underlines the crucial role of grain shape in segregation under vibratory stresses.
- Influence of key grain size fractions: Minor variations in the 5–1.25 mm and 80 µm fractions lead to significant changes in behavior:
    - A 10% loss in the 2.5–1.25 mm fraction (X → Xg) increased segregation from weak to strong.
    - A 3% difference in the 5–2.5 mm (M → Mo) or 80 µm (M → Mg) fractions increased segregation from weak to moderate.
    - These variations are easily achievable in the field, highlighting the sensitivity of materials to minimal particle size differences.
- Gradations with lower vertical strain exhibited higher degrees of segregation. Gradations with lower vertical strains were not necessarily less segregated, which emphasizes that segregation is governed more by internal rearrangements than by overall settlement.

These laboratory findings also have practical implications for field compaction and material handling. The observed relationships between RSI and gradation parameters (C_c, C_u, D_{15}/D_{85}) can serve as simple screening tools during the selection and design of aggregates, allowing engineers to identify gradations with lower segregation potential before construction. In practice, this means that limiting the gradation bands and applying the criterion $D_{15}/D_{85} < 0.2$ can help classify materials as "segregation-prone" or "segregation-resistant." Furthermore, the high sensitivity of segregation to small changes in medium (5–1.25 mm) and fine (<80 μm) fractions highlights the need to account for material degradation during handling, stockpiling, and transportation, as even minor changes in these fractions may lead to strong segregation during compaction. Considering grain shape is equally important, since sub-rounded aggregates were shown to segregate more than sub-angular ones under equivalent gradations. Together, these insights provide a practical framework for developing specifications and field practices that minimize segregation risks in pavement base and sub-base layers.

While this study provides a framework for evaluating segregation potential, further research is recommended to extend and validate the findings. Future work should include large-scale field tests, exploration of other segregation mechanisms (e.g., sliding, kinematic sieving, rolling), systematic variation of vibration frequency and amplitude, and consideration of particle surface roughness, density, and a broader range of aggregate types. Complementary studies on the influence of water content are ongoing and will provide additional insights into segregation under partially saturated conditions.

CHAPITRE 5 ARTICLE 2: EXPERIMENTAL STUDY ON WATER CONTENT AND GRAINS MIGRATION IN GRANULAR MATERIALS SUBJECTED TO VIBRATION

Zahia Makkeb[1]*, Robert P. Chapuis[2], Djaouida Chenaf[3]

[1]Department CGM, Polytechnique Montréal, Montreal, Quebec. Canada

*Corresponding author

E-mail address: zahia.makkeb@polymtl.ca

ORCID: https://orcid.org/000-0002-1343-054X

[2]Department CGM, Polytechnique Montréal, Montreal, Quebec, Canada

E-mail address: robert.chapuis@polymtl.ca

ORCID: https://orcid.org/0000-0002-7397-9374

[3]Department of civil engineering, RMC, Kingston, Ontario, Canada.

E-mail address: chenaf-d@rmc.ca

ORCID: https://orcid.org/0009-0003-3707-4564

Article soumis le 06 août 2025 à la revue Granular Matter.

Ce chapitre présente l'article soumis à 'Granular Matter'. L'article présente une étude expérimentale sur l'effet de la granulométrie, de la teneur en eau et de la forme des grains sur la ségrégation de matériaux granulaires soumis à une vibration verticale. Une description détaillée de la démarche expérimentale ainsi que les résultats et discussions sont présentés dans ce chapitre. Celui-ci permet de répondre au 2eme objectif spécifique de la thèse, qui est 'Évaluer l'impact de la teneur en eau sur la mobilité des particules sous vibrations, en examinant comment l'humidité modifie les forces inter particulaires, le comportement de ségrégation et le degré de migration différentielle des grains.'

Abstract

This study investigates the influence of grain size distribution (GSD), water content, *w*, and aggregates shape on the segregation of granular materials subjected to vertical vibration. A series of controlled laboratory experiments were conducted using twelve GSD at moisture contents ranging from 0% to 10%. The results reveal that the extent and continuity of the GSD significantly

impact the occurrence of water upwelling and segregation of solids. Sub-rounded aggregates exhibit higher segregation levels than sub-angular ones. Water content also plays a dual role: increasing moisture reduces segregation up to an optimal saturation threshold, beyond which segregation increases again. Moreover, no water migration was observed when the maximum particle size remained below 2.5 mm, and the fines content (< 0.08 mm) was less than 10%. However, materials with discontinuous gradations and fines content exceeding 10% exhibited upward migration of fines and localized, vibration-induced liquefaction characterized by a temporary loss of effective stress, when the degree of saturation exceeded 50%. The findings also highlight the critical role of the intermediate particle fraction (0.08 mm < D < 5 mm) in controlling saturation variation, beyond the influence of extreme grain sizes. While applying restrictive grain size specifications can help limit segregation, the study emphasizes the necessity of appropriate construction practices and compaction methods to maintain homogeneity in granular layers.

Keywords Granular materials, water content, unsaturated soil, vibration-induced segregation, grain shape.

5.1 Introduction

Granular materials are widely used in civil engineering and especially in transportation infrastructure, where they serve as the primary constituents of unbound pavement layers. These layers, typically made of crushed rock, gravel, or natural sand, are essential for distributing loads, providing structural stability, and enabling proper drainage. The long-term performance of such layers is directly influenced by the mechanical stability and homogeneity of the granular material under dynamic loads and environmental fluctuations. However, their performance can be significantly compromised by segregation phenomena during construction or under operational loads. Segregation refers to the spatial redistribution of grains and moisture caused by mechanical excitation or improper handling, leading to non-uniform gradation, variable stiffness, and, ultimately, premature failure of the structure (Alobaidi et Hoare, 1996; Bilodeau et al., 2010; Dai et al., 2025; Navikas et al., 2016; Tutumluer, 2013; Wang et al., 2023).

Segregation, broadly defined as the separation of particles based on differences in their physical properties, commonly size, density, shape, or surface characteristics, results in the spatial

redistribution of particles and loss of mixture homogeneity (De Silva et al., 2000; Mosby et al., 1996; Tang et Puri, 2007). This phenomenon is widely encountered not only in natural systems such as avalanches, debris flows, landslides, and sediment transport (Gray et Hutter, 1997; Guo et al., 2021; Hao, 2023; Kwa et al., 2020) but also in numerous industrial processes including chemical manufacturing, pharmaceuticals, mineral processing, and materials engineering (Chapuis et al., 1996; Denies et Holeyman, 2017; Jarray et al., 2019; Khakhar et al., 2003; Liao et Huang, 2021).

If granular materials are subjected to vibrations, their segregation manifests predominantly through size sorting mechanisms such as the well-known Brazil Nut Effect (BNE), where larger particles rise to the surface while smaller ones percolate downward (Qiao et al., 2021; Rosato et al., 1987). This size segregation is driven by vibration-induced convection and percolation mechanisms, which lead to distinct particle rearrangements (Hong et al., 2001). Conversely, the Reverse Brazil Nut Effect (RBNE) has also been observed, where larger particles sink instead of rising under certain conditions (Hong et al., 2001; Huerta et Ruiz-Suárez, 2004).

The physical mechanisms governing segregation have been extensively studied for industrial productions, highlighting processes such as void-filling, convection rolls, percolation, kinetic sieving, condensation, and buoyancy-like effects (Dai et al., 2024; Khakhar et al., 2003; Rosato et al., 1987). For example, kinetic sieving involves smaller particles falling under gravity into voids of larger particles below, while convection can enhance mixing or segregation by circulating particles in the system. Buoyancy-like forces have been simulated and experimentally validated as important drivers in fluidized granular beds (Huerta et Ruiz-Suárez, 2004; Sanders et al., 2004). These mechanisms have been incorporated into continuum models and lattice-based microscopic models to describe segregation at various scales (Aranson, 2006; Gray et Thornton, 2005). However, no single model perfectly captures all aspects of segregation, underscoring the complex interplay between particle attributes and dynamic conditions.

The propensity and severity of segregation depend on numerous factors, including particle characteristics such as size, shape, density, surface roughness, and cohesion, as well as operational and environmental conditions like vibration frequency, amplitude, confinement, and humidity (Ciamarra et al., 2006; De Silva et al., 2000; Hsiau et al., 2013; Jain et al., 2013; Knight et al., 1993; Liao et al., 2010; Liao et Huang, 2021; Liffman et al., 2001; Mosby et al., 1996; Rhodes,

2008; Yang, 2006). For instance, wet particles exhibit altered cohesion forces that can delay or weaken segregation compared to dry particles (Geromichalos et al., 2003; Hsiau et al., 2013; Liao et Huang, 2021; Lim, 2016; Scheel et al., 2004). Similarly, non-spherical particles differ from spherical ones in their force and motion characteristics, affecting segregation patterns (Alizadeh et al., 2017; De Silva et al., 2000; Mosby et al., 1996; Tang et Puri, 2007). The geometry and confinement of the container also influence segregation dynamics by restricting particle movement and altering convective flows (Azéma et al., 2006; Mateo-Ortiz, 2014).

While segregation has been broadly studied in industrial and natural contexts, its implications in geotechnical engineering remain underexplored. Granular materials are fundamental constituents in infrastructures such as embankment dams, railway ballast, roadbeds, and earthworks, where segregation can critically affect performance and safety (Dai et al., 2025; Gao et al., 2022; Luo et al., 2013). In earth and rockfill dams, segregation modifies the mechanical and hydraulic functions of different zones by altering soil fabric, gradation, permeability, erodibility, and internal stability (Asmaei et al., 2018; ICOLD, 1986, 2017; Sutherland et Grabinsky, 2003). Improper segregation during construction can lead to internally unstable layers prone to contact erosion or suffossion, threatening dam safety and longevity (FEMA, 2011a; Milligan, 2003; USBR, 2011). Similarly, in railway ballast layers, increased axle loads, and train speeds have intensified vibrations that induce segregation-related issues like weak interlayers and mud pumping, affecting track stability (Duong et al., 2014; Ebrahimi et al., 2015; Gao et al., 2022; Buddhima Indraratna et al., 2011; Luo et al., 2023). Soil subgrades under repeated traffic loads also experience vibrations that can promote particle rearrangement and segregation, resulting in differential settlements and degraded mechanical properties.

Despite the relevance of this phenomenon, most experimental studies have focused either on dry segregation under idealized laboratory conditions, or on fully saturated systems with homogenous gradation. The combined effect of water content, grain size distribution (GSD), and particle shape on the dynamic segregation of partially saturated, polydisperse granular materials remains poorly understood. This knowledge gap is particularly critical for transportation infrastructures, where materials are often compacted in unsaturated conditions and subjected to cyclic loading throughout their service life. This gap knowledge is worrying because the initial heterogeneity influences mechanical, hydraulic and thermal properties. For any study in these fields, assuming homogeneity at initial conditions cannot help to derive or implement correct engineering solutions. For

comparison, knowing exactly the initial conditions is important to find the true solutions of systems of ordinary differential equations (ODE) and partial derivative equations (PDE), which govern all aspects of behavior of granular materials.

To address this knowledge gap, the present study has conducted a series of laboratory vibration tests on granular materials typically used in road base and sub-base layers. The experimental campaign has focused on the influence of water content, grain size distribution, and particle shape on the vertical migration of water and solids. Twelve different GSDs have been tested, covering both continuous and gap-graded curves, with moisture contents ranging from 0% to 10%. Two aggregate shapes (sub-angular (SA) and sub-rounded (SR)) have been selected to study the effect of morphology on segregation behavior.

This paper is organized as follows. Section 2 describes the materials, experimental design, and testing protocol. Section 3 presents the main results regarding the influence of grain size distribution, water content, and shape on segregation. Then, it discusses mechanisms explaining the observed behaviors, including the role of intermediate fractions and the dual effect of moisture. Finally, Section 4 provides the conclusions and practical implications for the construction and maintenance of granular infrastructure layers.

5.2 Methodology

5.2.1 Materials

Sub-angular (SA) and sub-rounded (SR) aggregates were procured from a local quarry in Quebec. They were sieved and stored in buckets by size fractions: 31.5-20 mm, 20-14 mm, 14-10 mm, 10-5 mm, 5-2.5 mm, 2.5-1.25 mm, 1.25-0.63 mm, 0.63-0.315 mm, 0.315-0.16 mm, 0.16-0.08 mm, and the fine fraction less than 0.08 mm (BNQ-2501-025, 2013). The GSD were reconstructed following grain sizes ranges used as foundations, bedding, coatings, pipe and trench backfills in the works of Transports Quebec, TQ (BNQ-2560-114, 2002). A total of twelve gradations were tested in this experimental program. The characteristics of the gradations are presented in Figure 5.1 and Tableau 5.1.

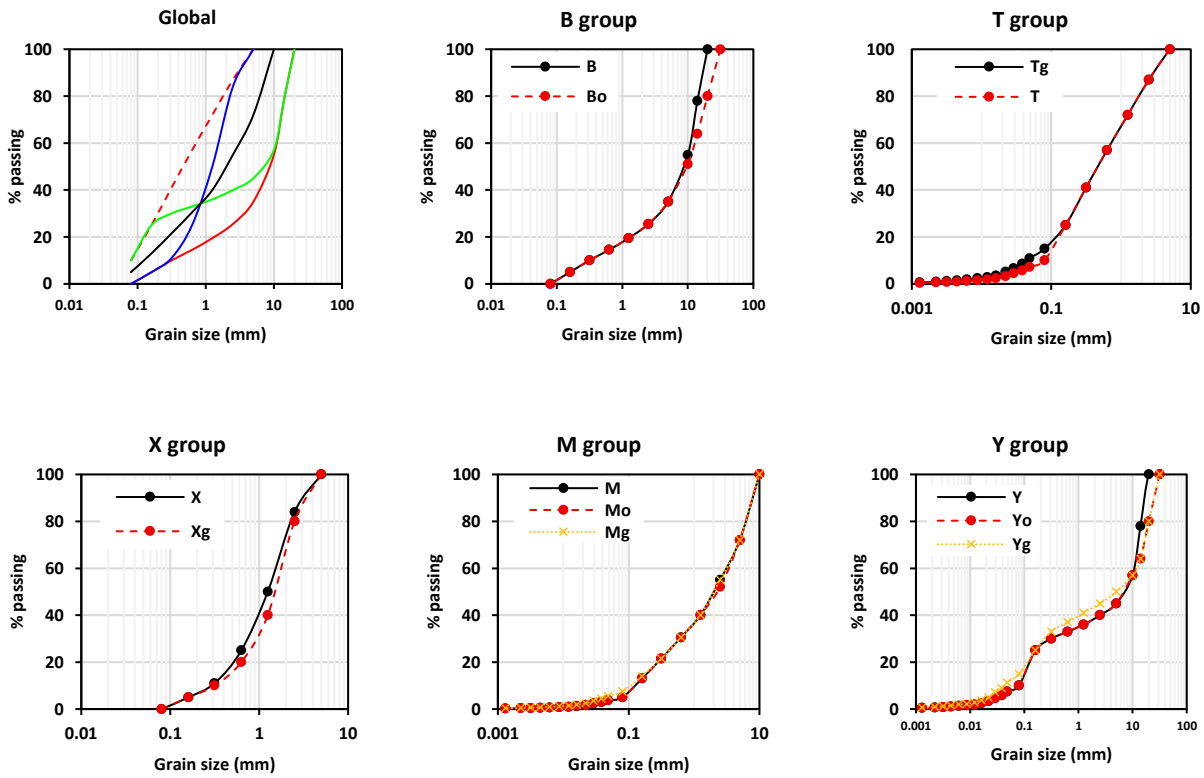


Figure 5.1: The grain size distribution of the tested materials.

Tableau 5.1: Gradations characteristics.

	Soil	C_u	C_c	USCS	AASHTO	G_S
CG 14	B	35.87	3.85	GP	A-1-a	2.73
	M	25.36	0.97	SP-SM	A-2-4	2.74
	T	9.13	0.68	SP-SM	A-2-4	2.75
	X	5.34	1.25	SP	A-3	2.75
	Y	91.25	0.17	GP-GM	A-1-b	2.73
CG 20	Bo	41.59	3.32	GP	A-1-a	2.73
	Mo	27.36	0.90	SP-SM	A-2-4	2.74
	Yo	152.75	0.10	GP-GM	A-1-b	2.73
CG 20c	Mg	28.82	1.10	SP-SM	A-2-4	2.74
	Tg	12.17	0.91	SP-SM	A-2-4	2.75
	Xg	5.65	1.61	SP	A-3	2.75
	Yg	206.67	0.08	GP-GM	A-1-b	2.74

USCS: unified soil classification system. *AASHTO: American Association of State Highway and Transportation Officials.* G_s: specific gravity. C_u coefficient of uniformity. C_c coefficient of curvature.

5.2.2 Equipment and procedure

The test setup shown in Figure 5.2 is employed for conducting the segregation tests at a wet condition. The apparatus is composed of a vibratory table, a cylindrical metal mold, a surcharge base plate, a guide sleeve with clamp assembly and an overload mass of 25.9 kg. The mold has an internal diameter of 152 mm and an internal height of 155 mm. The specifications of the vibratory table are listed in Tableau 5.2.

Five valus of water content, *w*, are selected (2%, 4%, 6%, 8% and 10%) to test the prepared samples on both the dry and wet sides of their respective modified Proctor compaction curves.

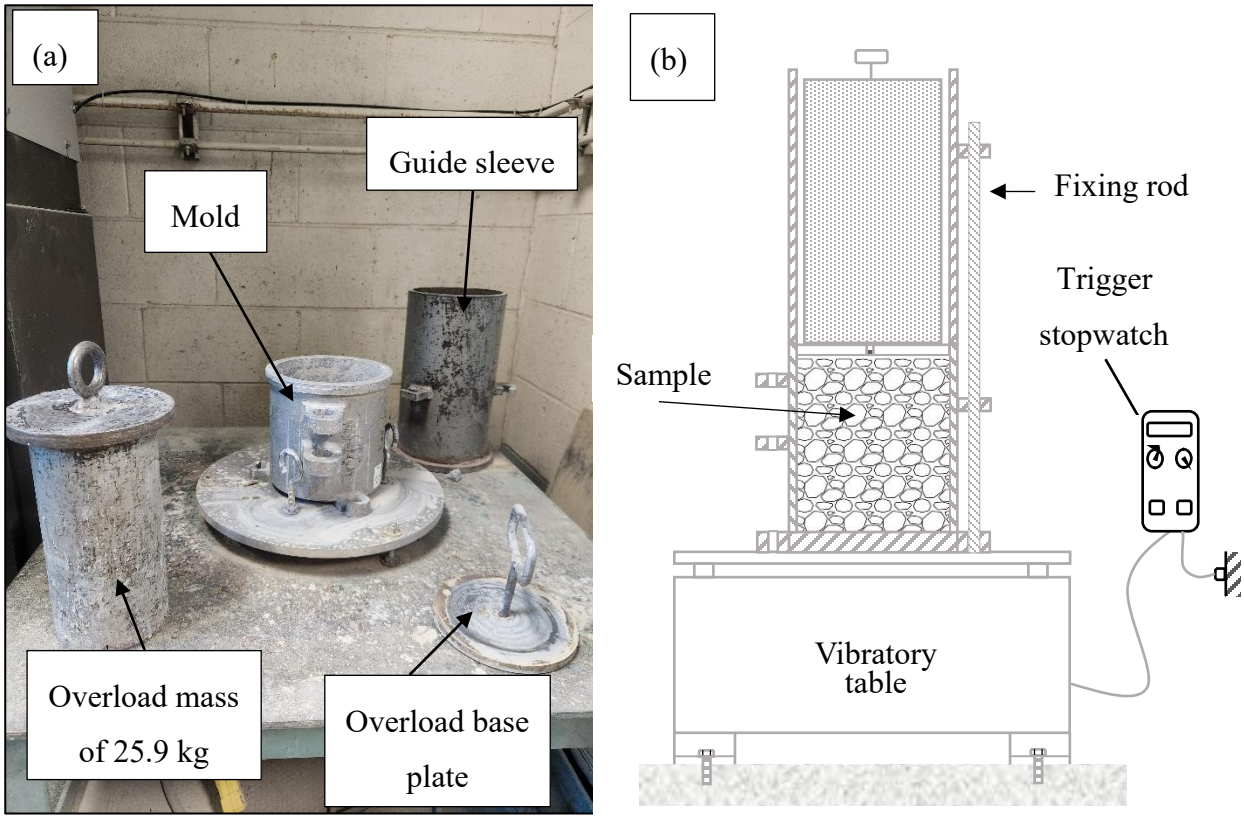


Figure 5.2: Illustration of (a) photograph and (b) schematic representation of test setup.

Tableau 5.2: Main characteristics of the vibratory table.

Type	Model	Deck size (inches)	watts	Amps 115/60
Syntron Electromagnetic	VP-86	30 x 30	180	7

Prior to testing, granular material mixtures with specific GSD were reconstructed. Each fraction was precisely weighed at an accuracy of 0.1g to the target mass and manually mixed with the others fractions homogenously in a tray. To reduce the initial extent of segregation and to reach a well-mixed state, each time only 2000 g of mixtures were carefully mixed. This mixing operation was repeated three times for each GSD. Then, the required water mass for a specific water content was calculated and added to every 2000 g of dry granular soil. The mixture was manually mixed and stored in distinct airtight and thick plastic bags. A total of three bags, each containing an individual sample, were left untouched for 24 hours to ensure an even water distribution. Consequently, three

samples were prepared for each of the six water contents (0%, 2%, 4%, 6%, 8%, and 10%) for every GSD, resulting in a total of 216 samples that were prepared for the 12 GSD_S.

Afterwards, the mixture was carefully placed into the mold scoop by scoop. The specimen is placed in three portions, ensuring that each portion is filled with one bag sample at the same water content. This process was carried out to guarantee uniform initial GSD within each layer and minimize any pre-test segregation. After being filled, the mold was put on the vibratory table, the top of the mold was covered by the overload base plate, the guide sleeve was firmly attached to the mold and the overload weight was placed onto the overload base plate, and then vertically vibrating the mold, soil, and overload for 8 min at 60 Hz to achieve the maximum index density (ASTM-D4253, 2006). The height of the specimen in the mold was taken by reading a dial indicator gage reading before and after the vibration to monitor the change in void ratio. After vibrations the specimen was equally divided into three equal layers along its length and was carefully extracted from the container layer by layer. Finally, the sample from each layer was oven dried for 24 hours then sieved to determine the GSD after the vibration process.

For every soil and across water contents from 0% to 10%, three grain size distributions were analyzed: one for the upper part of the mold, another for the central part, and the third for the lower part. The three GSDs were compared to the initial GSD curve of the sample to quantify the extent of segregation induced by vibrations.

5.2.3 Segregation quantification

The segregation was quantified using the *Relative Segregation Index* (RSI) of Kenney et Westland (1993). They defined perfect or complete segregation as the separation of the 25% coarsest grain sizes of a soil (i.e., $D > D_{75}$ in the original GSD). However, in a vibratory system, this study assumes that complete segregation occurs when approximately 33% of the coarsest grain sizes of a soil are separated. The RSI is defined as

$$\mathrm{RSI} = \frac{\mathrm{TSI}}{\mathrm{MSI}} 100\% \qquad [5.1]$$

where TSI and MSI respectively stand for tested segregation index and the maximum segregation index. TSI and MSI are defined as follow

$$\mathrm{TSI} = \log D_{\mathrm{C}} - \log D_{\mathrm{F}} \quad [5.2]$$

$$\mathrm{MSI} = \log D_{\mathrm{PC}} - \log D_{\mathrm{PF}} \quad [5.3]$$

where,

log D_C: logarithmic mean grain size of coarse zone,

log D_F: logarithmic mean grain size of fine zone,

log D_{PC}: logarithmic mean grain size of the perfectly segregated coarse zone,

log D_{PF}: logarithmic mean grain size of the perfectly segregated fine zone.

The logarithmic mean grain size of a curve is calculated using the following equation:

$$\log D = \sum_{\mathrm{i}=1}^{\mathrm{n}} (P_{\mathrm{i}} - P_{\mathrm{i}-1}) \log\left(\frac{\sqrt{D_{\mathrm{i}} \times D_{\mathrm{i}-1}}}{D_{\mathrm{ref}}}\right) \quad [5.4]$$

Where D_i and D_{i-1} are consecutive arbitrary particle sizes with corresponding percent passing of P_i and P_{i-1}, and D_{ref} is the starting point of the abscissa (i.e., particle size axis). By this means, log D is the summation of areas for n stripes to the left of the curve. The difference in the logarithmic mean grain size formulation between two grain size distributions (GSD) serves as a measure of the area enclosed by them.

The following RSI limits were applied to define the segregation potential in granular materials (Makkeb et al., 2025):

(i) RSI > 11 %: strong segregation,
(ii) RSI < 7 %: weak segregation, and
(iii) 7 % < RSI < 11 %: intermediate segregation.

5.3 Results and discussion

5.3.1 Effect of water content on segregation for SR aggregate

As expected, materials with a GSD that is linear (T and T_g) or weakly concave (X, M, M_O and M_g) showed weak segregation at all water contents (RSI < 7%), except for the material with the X_g distribution, which experienced strong segregation at the dry state (RSI ≈ 23%) (see Figure 5.3). Adding a small amount of water (2% to 4%) to materials with concave upward (B and B_O) or spreading GSDs with an elongated fine part resulted in a decrease in RSI from 42% to 4% and 23% to 0% of the dry state at w = 2%, respectively for materials B and B_O. However, the RSI starts to increase again from w = 6%, reaching 40% and 17% at w = 10% for materials B and B_O, respectively. For materials with gap distributions (Y and Y_O), an intermediate segregation (7% < RSI < 11%) was observed, decreasing at w = 2%-4% (RSI < 1.5%), then increasing from w = 6% (RSI ≈ |-20%| at w = 10%). In contrast, the material with GSD Yg showed weak segregation at the dry state and at water contents of 2% and 4% (RSI <3.5%), and excessive segregation (RSI ≈ |-30%|) at w =10%. A negative RSI indicates that the material at the end of vibration was finer than the original material and a positive value indicates the material was coarser than the original material. In other words, a negative value indicates buoyancy, where fine particles have migrated upward to the top section of the mold, while a positive value signifies percolation, with fine particles have migrated downward toward the bottom section.

As the mixing water content, w, is increased, segregation, i.e., RSI, is decreased to a minimum and then increased with further increase in w. The increase in w leads to the development of a weak cohesive force/matric suction between particles (Asmaei et al., 2018; Geromichalos et al., 2003; Sutherland et Grabinsky, 2003), reducing segregation. In other words, a matric suction is created that tends to suppress segregation by sticking the grains together by suction, hence, restrain the particles' relative motion. The minimum RSI is reached around the water content associated with maximum matric suction (Figure 5.3). Beyond this moisture content, excess water serves to separate and lubricate solid grains, resulting in an increased segregation.

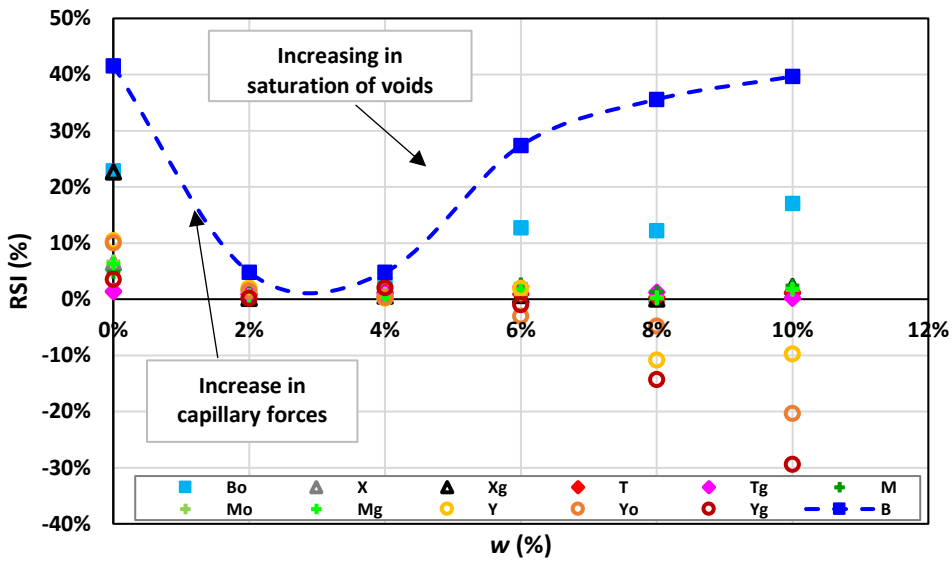


Figure 5.3: Variation of RSI in relation to water content.

5.3.2 Degree of saturation, S_r, and porosity, n for SR aggregate

Figure 5.4 shows the variations of S_r and n over time. It is evident that as n decreases, S_r increases for a given water content. As the porosity decreases, indicating densification or compaction of the soil, the degree of saturation tends to increase, reflecting the filling of pore space with water. The highest porosities were recorded at the lowest water contents (2% and 4%) for each soil, showing the lowest degree of saturation, which coincides to weak segregation as shown in Figure 5.1. These trends follow a linear regression pattern, when water remains within the system, indicating limited changes in porosity. However, for certain soils (M_o, M_g, B, B_o, Y, Y_o, and Y_g), the regression becomes quasi-linear starting from w = 6%, while for others (Tg and M), this change occurs at w = 8%. This shift corresponds to the point where S_r exceeds 50% (Figure 5.4) and the onset of water drainage from the surface (see Tableau 5.3). An exception is soil X_g, which reached 70% saturation at w = 10% without any surface water drainage observed. Soil T, on the other hand, did not exhibit surface water drainage, but it did not reach 50% saturation even at the highest water content.

To verify the initial test, a second test was conducted on the X_g soil. Figure 5.5 illustrates that after 8 minutes of vibration, there was no observed drainage of water from the surface. In this case study, the extent of particle size distribution plays a significant role in surface water drainage. When the particle size range remains below 2.5 mm and the fines (0.08 mm) content is less than 10%, surface drainage does not occur (X, X_g and T) (see Tableau 5.3). This phenomenon can be explained

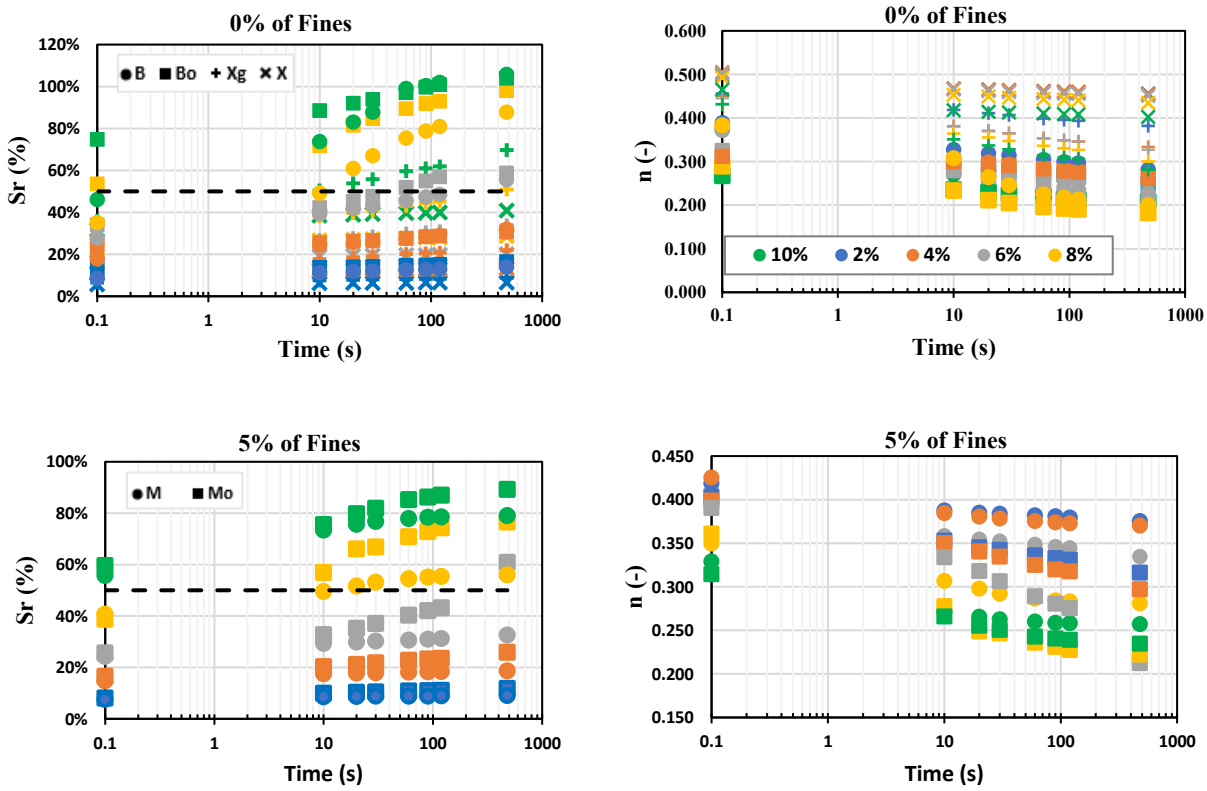
through analysis of the porosity variation. Figure 5.4 clearly demonstrates that soils X, X_g, and T exhibit the highest porosities among the soil types studied. Consequently, the pore pressures fail to reach the threshold required for water to rise to the surface, thus preventing upward water flow.

Although soils X and X_g share the same USCS classification and possess similar D_{max} D_{min} particle sizes, their response to saturation differs. Despite X_g having 10% less of the intermediate fraction (D = 1.25 mm), its degree of saturation is nearly 30% higher than soil X at w = 10%. Conversely, soils B and B_o, which have the same USCS classification but different D_{max} values (as shown in Tableau 5.3), exhibit similar saturation behaviors. This indicates that the variation in particle size within the range of D_{max} and D_{min} plays a more significant role in controlling saturation behavior than the difference between these maximum and minimum particle sizes.

The M's soils share identical USCS classification, D_{max}, and D_{min}; their differences lie solely in the intermediate and fine fractions. The M curve shows 3% more sand content (d = 2.5 mm), and 3% less fine content (d = 0.08 mm) compared to Mo and Mg, respectively. This disparity in sand and fine content has resulted in higher porosity relative to the other two soils as shown in Figure 5.4. Consequently, water rise was observed from the water content of 8%, unlike Mo and M_g, it occurred from 6%. This observation suggests that even minor variations in soil composition, particularly in the distribution of sand and fine material, can have significant effects on soil behavior, particularly in relation to water movement. The higher porosity observed in the M curve, attributed to its increased sand content, and reduced fine material, indicates that this soil can retain more water before reaching a saturation point where water rise becomes evident. On the other hand, the M_g curve, with a 3% increase in both sand and fine fractions compared to the M_o curve, demonstrated similar saturation behavior. Therefore, to distinguish between their behaviors, it is essential to exceed a certain threshold percentage.

As described in the Method and Materials section, the vibrating table is activated for 30 seconds during mold filling, following the ASTM standard. At this stage, the Y soils showed different behaviors at water contents of 6%, 8% and 10%. Figure 5.6 illustrates the presence of air bubbles and the formation of preferential flow paths. Water loaded with fine particles emerged from the soil, gradually slowing down as particles settled, forming small mounds resembling miniature volcanoes. By the end of the test, i.e., after 8 minutes of vibration, the response of the three soils was similar. These soils recorded the highest degrees of saturation (Figure 5.4), possibly due to the

low presence of air in the soils and the gap in the GSD. This lack of fraction and the presence of fines led to a reduction in porosity (Figure 5.4) and consequently a rapid increase in saturation. Increased saturation and limited bottom drainage led to elevated water pressures within the mold, causing effective stresses within the soil to approach zero, resulting in soil liquefaction. This state of very low effective stress was probably reached at the beginning of the vibration process at the base of the mold and migrated upwards as the saturation front rose through the mold (Kwa et al., 2020).



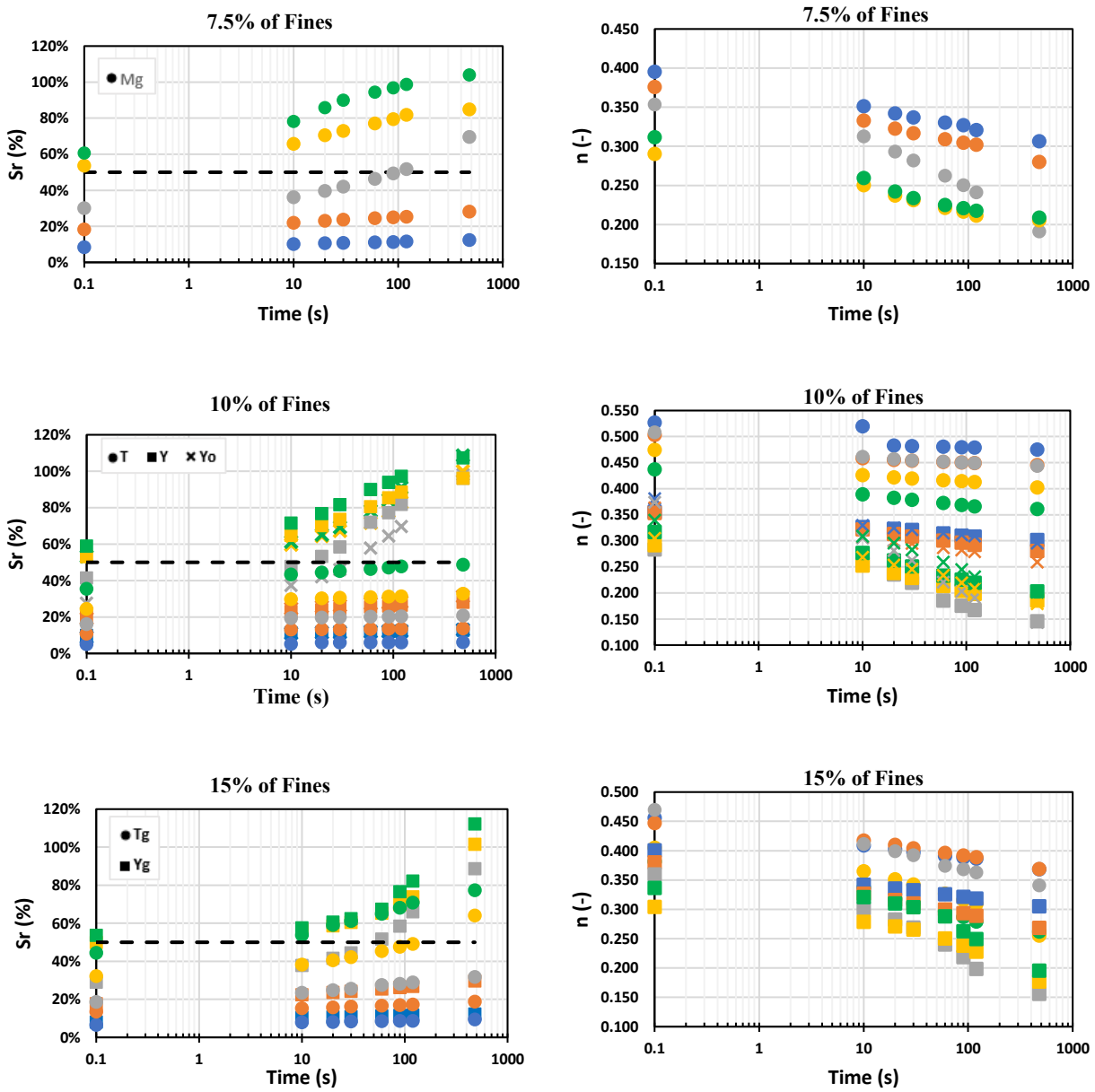


Figure 5.4: The variations of the degree of saturation and the porosity over time for the tested materials, categorized according to the percentage passing of fines.

Tableau 5.3: Summary of the results observed during the experiments.

				Observations										Segregation by											
		D_{max}	D_{min}	Water up					Fines up					Percolation (downward)						Buoyancy (upward)					
Soil	USCS	mm	mm	2	4	6	8	10	2	4	6	8	10	0	2	4	6	8	10	0	2	4	6	8	10
X	SP	2.5	0.08	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N
Xg	SP	2.5	0.08	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	Y	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N
T	SP-SM	2.5	0.0013	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N
Tg	SP-SM	2.5	0.0013	N	N	N	Y	Y	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N
M	SP-SM	5	0.0013	N	N	N	Y	Y	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N
Mo	SP-SM	5	0.0013	N	N	Y	Y	Y	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N
Mg	SP-SM	5	0.0013	N	N	Y	Y	Y	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N
B	GP	14	0.08	N	N	Y	Y	Y	N	N	N	N	N	Y	N	N	Y	Y	Y	N	N	N	N	N	N
Bo	GP	20	0.08	N	N	Y	Y	Y	N	N	N	N	N	Y	N	N	Y	Y	Y	N	N	N	N	N	N
Y	GP-GM	14	0.0013	N	N	Y	Y	Y	N	N	Y	Y	Y	Y	N	N	N	N	N	N	N	N	N	Y	Y
Yo	GP-GM	20	0.0013	N	N	Y	Y	Y	N	N	Y	Y	Y	Y	N	N	N	N	N	N	N	N	N	Y	Y
Yg	GP-GM	20	0.0013	N	N	Y	Y	Y	N	N	Y	Y	Y	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	Y	Y

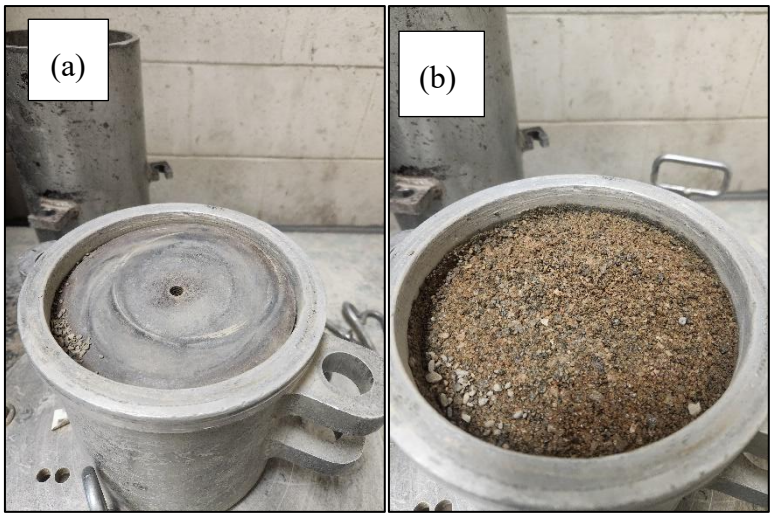


Figure 5.5: Photographs showing the behavior of the soil Xg after 8 min of vibration, (a) with the baseplate in place, and (b) without the baseplate.

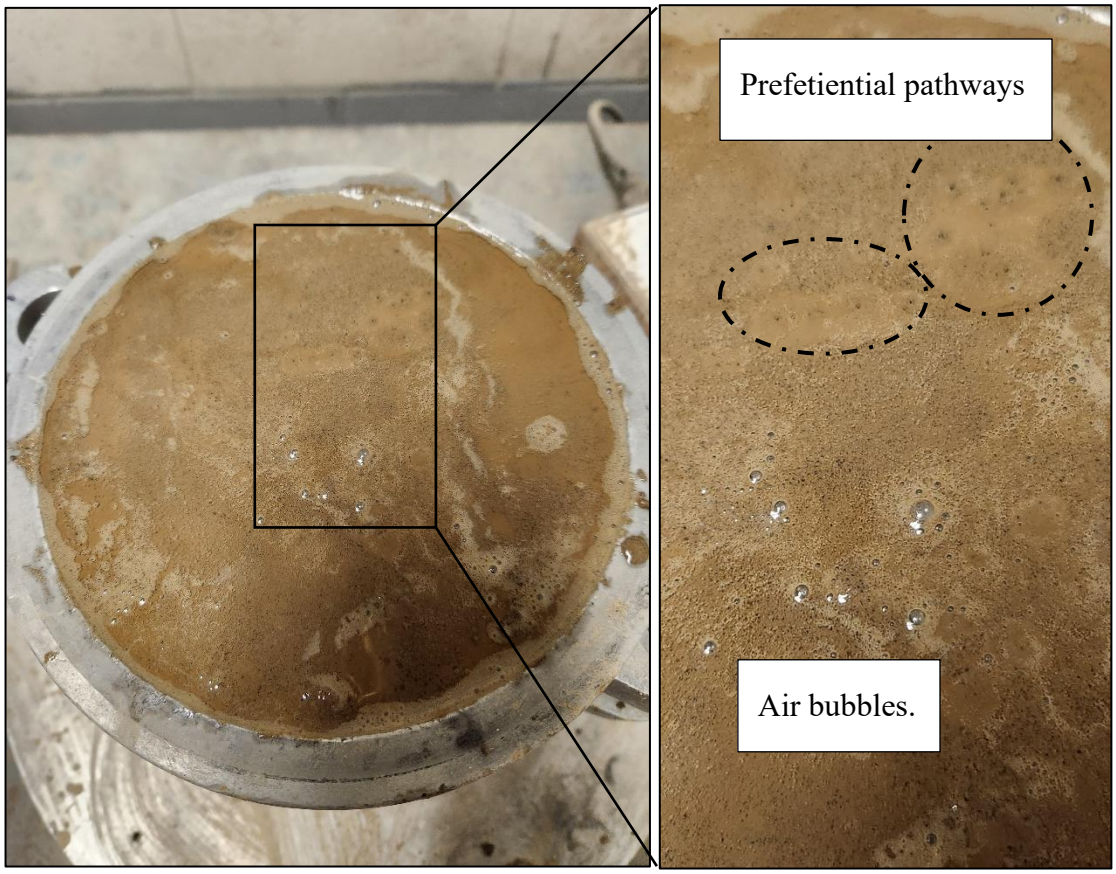


Figure 5.6: The behavior of soil Yg during mold filling at w = 10%.

5.3.3 Vertical distribution of water content, *w* for the SR aggregate

The vertical distribution of water content was evaluated across the specimen height (upper, center, and lower sections) after vibratory excitation, for each gradation and initial water content level (w = 2% to 10%). The results reveal that water redistribution patterns vary significantly with particle size distribution, fine content, and initial water content (Figure 5.7).

For well-graded, clean gravels such as B (GP, C_u = 35.87, 0% fines) and Bo (GP, C_u = 41.59, 0% fines), the water content profile remained relatively uniform up to w = 4%, indicating minimal internal movement of pore water. Starting from w = 6%, however, upward migration was evidenced by a notable increase in water content in the upper layer, accompanied by visible surface water expulsion (Tableau 5.3). For example, Bo exhibited an upper-layer water content of 14.35% at w = 10%, compared to lower values in the center and base. The cyclic loading, amplified by the applied mass, likely promoted progressive densification of the upper structure, reducing pore volume and enhancing upward pore pressure gradients, resulting in surface water ejection.

A similar trend was observed in moderately graded sandy soils with limited fines, such as Mo (SP-SM, C_u = 27.36, 5% fines), Mg (SP-SM, C_u = 28.82, 7.5% fines), and M (SP-SM, C_u = 25.36, 5% fines). These materials exhibited surface water expulsion beginning at w = 6–8%, with progressive accumulation in the upper layer. At w = 10%, water content in the top layer reached values near 12%, particularly in Mo and Mg. The imposed mass likely accelerated particle rearrangement and increased local saturation in the upper layers, thereby amplifying dynamic pore pressure buildup. Despite limited fines, partial saturation and moderate capillarity were sufficient to initiate upward water migration, though not enough to move solid particles.

In contrast, clean, uniformly graded sands such as X and X_g (SP, $C_u \approx$ 5.3–5.6, 0% fines) demonstrated a fundamentally different behavior. Regardless of the initial water content, these materials exhibited downward water redistribution, consistent with vibratory consolidation and gravitational drainage. No surface expulsion was observed, and vertical profiles remained either homogeneous or consolidation-driven drainage toward the base. The large voids (high permeability), absence of fines, and lack of capillary bridges prevents upward water movement, even under vibration and surface confinement.

For curve T (10% fines), water content remained relatively uniform across the three layers, with values ranging from 7.99% to 14.04% at w = 10%. Surface water expulsion began at w = 6%, likely due to partial capillary connectivity enabling upward flow as saturation increased. The well-dispersed fines enhanced water retention and promoted a continuous liquid phase, limiting sharp moisture gradients. Similarly, curve Tg (15% fines) exhibited balanced moisture distribution, with a slight upward shift at higher w. At w = 10%, the upper layer reached 12.52%, while the center and lower layers held 7.20% and 7.55%, respectively. Surface expulsion appeared only from $w \geq$ 8%, reflecting higher moisture retention and stronger capillary cohesion, which delay upward migration and limit vertical segregation despite increased saturation.

Notably, only the gap-graded gravels Y, Yo, and Yg (GP-GM, C_u > 90, 10–15% non-plastic fines) demonstrated the combined upward migration of water and fines. As early as w = 6%, these materials exhibited both water and fine particle ejection at the surface. At w = 10%, the upper layer retained significantly elevated water contents (11.85% for Y, 14.09% for Yo, and 16.26% for Yg) far exceeding those in the center and base. The applied mass enhanced particle rearrangement and compaction, promoting pore collapse and dynamic capillary suction forces. The resulting pressure

differentials activated a capillary pumping mechanism under partial saturation, transporting water, and entrained fines, toward the surface (Kwa et al., 2020). Upon reaching a critical saturation threshold, destabilization of capillary structures at the surface allowed for expulsion of both phases.

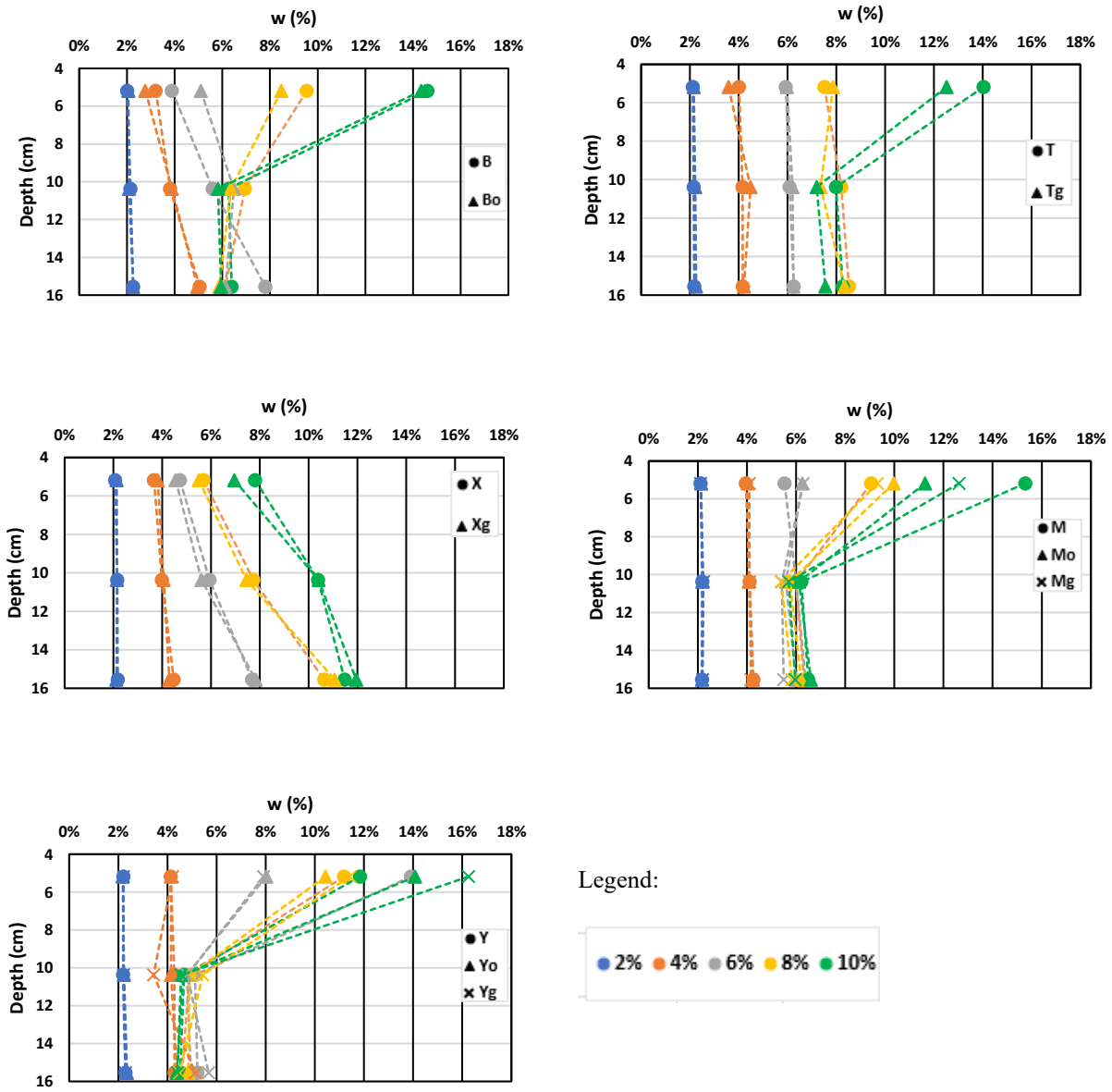


Figure 5.7: Post-test of vertical water content distribution in the samples.

5.3.4 Fines migration for the SR aggregate

In a dry state, soils B, Bo, Xg, Y, and Yo experienced diverse degrees of segregation, ranging from intermediate to strong. The main mechanism responsible for vibration-induced segregation is

percolation, commonly referred to as the Brazil-nut (BN) effect. Conversely, in a wet state, particularly at the highest three water content levels, a similar segregation mechanism was observed for soils B and Bo. However, for soils Y, Yo, and Yg, segregation occurred due to buoyancy, with fine particles migrating towards the sample surface.

The flow of water through soils is known to displace fines within the material to migrate and this process, termed suffossion, is an internal stability phenomenon in which fine particles are transported through a non-plastic soil, resulting in the collapse of the soil structure (Chapuis, 1992; Chapuis et al., 1996; Fannin et Slangen, 2014). For suffossion to occur, the hydraulic gradient needs to exceed a critical value and the soil itself needs to be unstable. Both requirements have been found to depend on the grading of the soil (Chapuis et al., 1996; Kenney et Lau, 1985; Lafleur et al., 1989). In this study, probably the pore pressure build-up during vibration resulted in hydraulic gradients close to the critical values required for suffossion to occur. The well graded materials B, Bo, M, Mo, Mg, and the gap graded materials Y, Yo, and Yg can also be classified as potentially unstable soils, and they are similar in grading to materials which have demonstrated suffossion (Chapuis et al., 1996; Kenney et Lau, 1985; Lafleur et al., 1989). The linearly graded soils T, Tg, X, and X_g can be classified as internally stable (Chapuis et al., 1996; Kenney et Lau, 1985; Lafleur et al., 1989).

5.3.5 Grain shape effect

Given that gradation B exhibited the highest degree of segregation, it was selected for the investigation of the effect of grain shape on segregation behavior at six water contents (0, 2, 4, 6, 8, and 10%). In the previous sections, the tested materials were composed of sub-rounded grains. In this section, a different granular material with sub-angular particle shape was investigated in order to evaluate the influence of grain morphology on the observed phenomena. The characterization of grain shape was carried out through image analysis using MATLAB. Specifically, the roundness (R) and sphericity (S) parameters were computed based on the procedure developed by Zheng et Hryciw (2015). The results of the shape analysis are presented in Tableau 5.4.

Figure 5.8 illustrates the effect of grain shape on the degree of segregation as a function of water content for materials with identical grain size distribution. At a dry state (0% water content), the

degree of segregation is significantly higher in the sub-rounded material (41.5%) compared to the sub-angular material (32.3%). This result underscores the critical influence of particle morphology on the onset of segregation under vibratory excitation. The smoother and more regular geometry of sub-rounded grains facilitates particle rearrangement and vertical migration due to reduced interlocking and frictional resistance. In contrast, sub-angular particles, characterized by sharper edges and more faceted surfaces, exhibit greater mechanical interlock and higher resistance to movement, thereby inhibiting segregation. At higher water contents, the difference in segregation behavior between the two grain shapes becomes more pronounced. Compared to the sub-rounded material, the degree of segregation in the sub-angular material decreases by approximately 45% at 6%, 13% at 8%, and 27% at 10% water content. This highlights the mitigating effect of angularity on vibration-induced segregation under increasing moisture conditions.

These findings confirm that grain shape exerts a persistent and quantifiable influence on the segregation response across varying moisture levels. The higher susceptibility of sub-rounded particles to segregation is likely due to their reduced surface angularity and friction, which enhance their mobility under vibration, particularly when water content reaches a level sufficient to act as a partial lubricant without creating excess pore pressures. In contrast, sub-angular grains are better able to resist vertical displacement due to enhanced friction angles and edge-to-edge contact points, which are particularly effective in resisting the dynamic rearrangement of grains at both low and high-water contents.

These results align with prior work highlighting the role of particle shape in influencing inter-particle kinematics and bulk mechanical behavior under cyclic loading (Cho et al., 2006; Santamarina et al., 2001). The combination of shape-induced friction and capillarity-modulated cohesion likely explains the non-linear segregation trends observed here. From a practical perspective, this implies that grain shape should be carefully considered when designing granular layers exposed to dynamic loads, especially in moisture-variable environments where segregation could compromise the homogeneity and performance of the material.

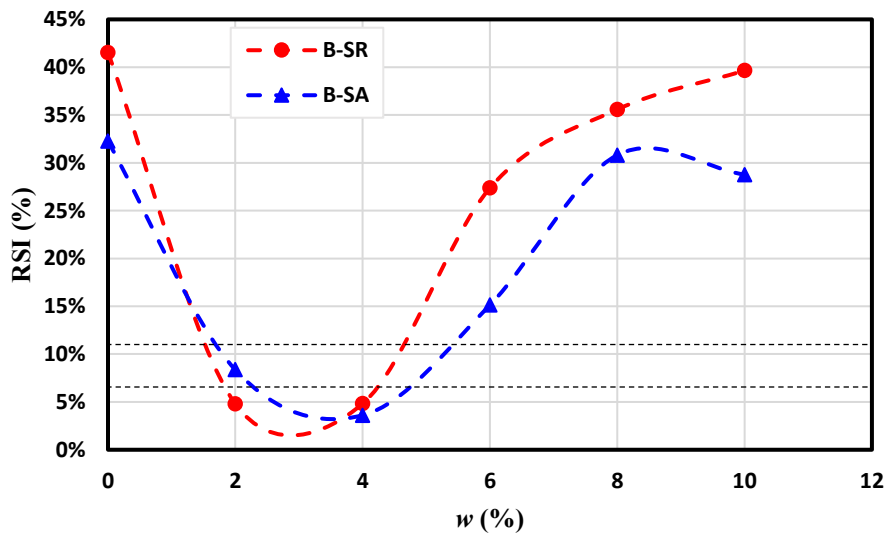


Figure 5.8: Influence of grain shape on RSI-Water content relationship for identical GSD (B gradation); SR = subrounded, SA = subangular.

Tableau 5.4: Roundness and sphericity values of granular materials.

	G_s	R	S
Material SA	2.76	0.30	0.66
Material SR	2.73	0.42	0.75

G_S: specific gravity (ASTM-C127, 2024; ASTM-D854, 2023), R: roundness, S: sphericity.

5.4 Conclusion

This experimental study highlighted the decisive influences of water content and grain size distribution on the vertical movement of solid particles under vibration. The results showed that for low water contents (2% and 4%), no vertical segregation was observed, and the initial distributions of particles and water remained largely unchanged. This is explained by insufficient water mobility, the absence of a continuous capillary network, and the mechanical strength of the granular skeleton, which limit reorganization under vibration. In contrast, at higher water contents

(6%, 8%, 10%), significant vertical water redistributions were observed for certain GSDs, reflecting gravity drainage or capillary rise mechanisms activated by vibration. Depending on the nature of the GSD curve, water either accumulated either at depth or at the surface, revealing a behavior that strongly depends on the granular texture, pore connectivity, proportion of fines, and capillary capacity of the material. The main conclusions are as follows:

- Increasing water content up to a certain level reduces segregation, but beyond this threshold, segregation increases. However, the highest degree of segregation is observed under dry conditions.
- The extent of the grain size range significantly affects water upwelling: when the maximum particle size does not exceed 2.5 mm and the fines content (< 0.08 mm) is below 10%, no upward migration of water was observed.
- The particle size variation within the intermediate fraction (0.08 mm < D < 5 mm) was found to exert a greater influence on the evolution of saturation profiles than the mere contrast between the largest and smallest particle sizes.
- Discontinuous gradations incorporating at least 10% fines exhibited upward migration of fines once the degree of saturation exceeded 50%, a condition that led to localized liquefaction phenomena under vibration. These findings emphasize the sensitivity of such systems to both the fines content and the degree of saturation.
- Grain shape was found to play a significant role in segregation behavior. Sub-rounded aggregates exhibited consistently higher RSI values compared to sub-angular ones, likely due to reduced interlocking and lower internal friction, which facilitated particle mobility under vibration.

While limiting the particle size range may be effective in mitigating segregation, this strategy alone is insufficient. The study underscores that even materials with gradations considered less prone to segregation require rigorous quality control during construction and the implementation of appropriate compaction and handling procedures to minimize undesirable redistribution of fines and water.

In this study, only two granular materials with distinct particle shapes—sub-angular and sub-rounded—have been tested. While these results provide valuable insight into the role of grain shape in vibration-induced segregation, they remain limited in scope. Further investigations involving a

broader range of particle morphologies are needed to better understand the influence of grain shape on segregation behavior. Additionally, exploring water contents beyond 10%, particularly for sandy materials, may help capture moisture-driven effects that could be critical under more saturated field conditions.

CHAPITRE 6 ARTICLE 3: EXPERIMENTAL STUDY ON THE EFFECT OF GRAIN SHAPE AND SOIL HETEROGENEITY ON SUFFOSSION INITIATION UNDER CYCLIC HYDRAULIC GRADIENTS

Zahia Makkeb[1]*, Robert P. Chapuis[2], Djaouida Chenaf[3]

[1]Department CGM, Polytechnique Montréal, Montreal, Quebec. Canada

*Corresponding author

E-mail address: zahia.makkeb@polymtl.ca

ORCID: https://orcid.org/000-0002-1343-054X

[2]Department CGM, Polytechnique Montréal, Montreal, Quebec, Canada

E-mail address: robert.chapuis@polymtl.ca

ORCID: https://orcid.org/0000-0002-7397-9374

[3]Department of civil engineering, RMC, Kingston, Ontario, Canada.

E-mail address: chenaf-d@rmc.ca

ORCID: https://orcid.org/0009-0003-3707-4564

Article soumis le 11 août 2025 à la revue Acta Geotechnica.

Ce chapitre présente l'article soumis à 'Acta Geotechnica'. L'article présente une étude expérimentale sur l'effet de la forme des grains et de l'hétérogénéité initiale, induite par une ségrégation liée à l'humidité, sur l'initiation de la suffossion dans des matériaux granulaires soumis à des gradients hydrauliques cycliques descendants. Une description détaillée de la démarche expérimentale ainsi que les résultats et discussions sont présentés dans ce chapitre. Celui-ci permet de répondre au 3eme objectif spécifique de la thèse, qui est 'Étudier l'effet combiné de la forme des grains et de l'hétérogénéité verticale des sols sur l'initiation de la suffossion sous gradients hydrauliques cycliques, en comparant des matériaux homogènes et hétérogènes à grains sub-anguleux et sub-arrondis, afin d'identifier les configurations les plus vulnérables aux pertes de fines.'.

Abstract

Granular materials are commonly used as subbase (granular cushion) layers in road pavements due to their drainage and mechanical properties. However, their hydraulic stability under transient flow remains a concern, particularly regarding internal erosion mechanisms such as suffossion. This experimental study evaluates the influence of grain shape (sub-angular limestone vs. sub-rounded siliceous aggregates) and initial heterogeneity, induced by moisture-driven segregation, on the initiation of suffossion under cyclic downward hydraulic gradients. Granular specimens were prepared to meet the gradation envelope (BNQ 2560-114). Samples were compacted at 4% and 8% water content using a vibrating hammer, then tested in a rigid wall permeameter instrumented with four lateral piezometers. Visual turbidity, hydraulic conductivity measurements, and post-test grain-size distributions were used to assess internal instability. Results showed that specimens compacted at 8% moisture exhibited greater segregation and more intense suffossion, particularly for sub-rounded aggregates. Saturated hydraulic conductivity (k_{sat}) evolved nonlinearly with increasing gradient, reflecting both partial clogging and structural rearrangement. Forchheimer and power-law models effectively described non-Darcy flow behavior, while the modified Kozeny-Carman model accurately predicted k_{sat} only in homogeneous sub-rounded samples. This study highlights the critical influence of grain shape and initial packing heterogeneity on suffossion, and the limitations of classical models in predicting hydraulic response under evolving pore structures. The findings suggest that shape-sensitive design approaches are necessary to improve the durability of granular pavement layers.

Keywords: Suffossion; Internal erosion; Grain shape; Heterogeneity; Segregation; Pavement granular layers.

6.1 Introduction

Although internal erosion has been extensively studied in the context of embankments dams and levees (Foster et al., 2000; Rönnqvist et al., 2017), it remains underexplored in road infrastructure (Chapuis et al., 1996; Kalore et Babu, 2023; Molina-Gomez et Chapuis, 2021), despite recurrent signs of degradation in pavements. Several studies have reported extreme cases in urban areas, where the migration of fine particles through cracked sewer lines or tunnels led to dramatic sinkholes and structural failures (Indiketiya et al., 2017; Iwanek, 2022; Tohda et Hachiya, 2005; Zhang et al., 2020). However, the susceptibility of granular layers to internal erosion is closely related to the gradation and packing of the soil surrounding structural elements, as well as the

properties of the backfill material placed above or around them. Improper selection or compaction of these materials can significantly affect the hydraulic and mechanical behaviors and long-term stability of the system under cyclic loading. In fact, these materials are particularly susceptible to particle segregation, which may occur during placement, compaction or even as a result of cyclic loading in the field (Chapuis et al., 1996; ICOLD, 2017). These combined phenomena can lead to several performance issues, including poor drainage, spatial variability in hydraulic properties (due to heterogeneity), capillary retention, a reduction in shear strength, localized settlements, and the development of cracks (Israr et Indraratna, 2017; Skempton et Brogan, 1994). Under freezing conditions, differential frost heave can further aggravate the problem, resulting in surface deformation such as winter bumps and then potholes (Abed et al., 2023; Chapuis et al., 2020).

Suffossion is one of the mechanisms of internal erosion, referring to the migration of fine particles through the pore network of a granular matrix. Fannin et Slangen (2014) proposed a distinction between “suffusion,” defined as internal erosion without volume change under small hydraulic gradients, and “suffosion,” where volume changes are observed. However, this classification has been questioned by experimental evidence; for example, Marot et al. (2016) reported piping-type erosion and significant structural changes in tests initially designed to study suffusion. To avoid terminological ambiguity, the present study adopts the term “suffossion”, derived from the Latin, to describe internal erosion involving the transport of fines within a granular structure, regardless of the presence or absence of volume change (Chapuis et Tournier, 2006).

To better predict internal erosion potential, several empirical and semi-empirical criteria have been developed, mostly based on particle size distribution. Kezdi (1969), Sherard (1979), Kenney et Lau (1985), and Burenkova (1993) proposed geometrical approaches considering the shape and slope of the gradation curve. Chapuis (1992) later simplified the criteria of Kezdi and Kenney & Lau, making them more accessible for practical applications, and other authors like Indraratna et al. introduced the concept of constriction size (B. Indraratna et al., 2011). Ultimately, these efforts led to the recognition of four general types of gradation curves: uniformly graded and upwardly convex (both stable), as well as gap-graded and upwardly concave, both unstable (Chapuis et al., 1996; Lafleur et al., 1989). Many of these methods have gained institutional endorsement; for instance, the methodology of Kezdi was endorsed by the International Commission on Large Dams (ICOLD, 1986), while the Kenney and Lau approach has been adopted by the Canadian Dam Association (CDA, 2007). Tableau 6.1 summarizes the most common geometrical criteria.

Beyond geometrical considerations, some authors have investigated hydraulic factors (Israr et Indraratna, 2019; Luo et al., 2013; Perzlmaier et al., 2007; Skempton et Brogan, 1994), etc. while some considered both geometrical and hydraulic gradients (Indraratna et al., 2015; Wan et Fell, 2008), etc. others have studied some mechanical factors (Israr et Indraratna, 2017; Marot et al., 2016; Moffat et Fannin, 2011), etc. and fines effect (Chang et Zhang, 2013; Prasomsri et Takahashi, 2020), etc. and a minority with cohesive soils (Bendahmane et al., 2008; Bendahmane et al., 2006; Chapuis, 2002; Richards et Reddy, 2007).

Recently, Chapuis et Saucier (2020) applied the modal decomposition method (MDM) to analyze the grain size distribution (GSD) of a 0–20 mm crushed granular material subjected to internal erosion. Contrary to the initial assumption of a bimodal distribution, the MDM revealed the presence of three distinct grain subpopulations: fine, medium, and coarse modes. Post-test analyses indicated that the fine particles migrated through the pore spaces formed by the load-bearing skeleton composed of the medium and coarse modes. The MDM not only quantified the erosion process but also consistently identified the same three modes across all sections of the specimen. Importantly, the fine mode was the only mobile fraction during the test. This recent study thus confirms the idea that a first population of particles forms a load-bearing structure, while a second, composed of finer particles, is likely to migrate into the pores of the structure. However, MDM has also shown that the bearing structure itself is bimodal, highlighting the potential complexity of soils and crushed materials, often underestimated in conventional approaches.

Additionally, several recent studies highlighted the critical impact of cyclic hydraulic loadings on the internal stability of granular materials. Prasomsri et Takahashi (2021) reported that cyclic hydraulic gradients induce pronounced variations in soil hydraulic conductivity, suggesting a progressive alteration of pore structure. Xu et al. showed that reversed flow conditions aggravate internal erosion compared to unidirectional flows (Xu et al., 2022), while Chen and Zhang showed that gap-graded soils exhibit greater particle loss than well-graded soils when subjected to hydraulic loading (Chen et Zhang, 2023). More recently, Chen et al. combined laboratory experiments with discrete element method (DEM) simulations to reveal that cyclically increasing gradients promote particle migration in internally unstable soils, especially when fine content and initial packing are critical (Chen et al., 2024).

Despite these advances, an important aspect remains underexplored: the role of particle shape. Grain morphology, encompassing angularity, sphericity, and surface texture, directly affects the pore structure, void connectivity, and the conditions governing fine particle migration (Slangen et Fannin, 2017). Angular grains interlock more effectively, and may tend to reduce constriction sizes in void ratio and flow pathways, thereby increasing resistance to suffossion (Maroof et al., 2021; Marot, Bendahmane, & Nguyen, 2012). In contrast, rounded grains such as glass beads promote the formation of continuous flow channels and may tend to facilitate fine loss at relatively low hydraulic gradients. However, the maximum and minimum void ratio values for angular materials are higher than those for rounded materials having the same grain size distribution curve (Youd, 1973), a reality that complicates our understanding of suffossion.

Another critical factor is heterogeneity, particularly when induced during by compaction. Oueidat et al. demonstrated that the spatial configuration of fine-rich and fine-poor zones significantly influences suffossion onset (Oueidat et al., 2021). Heterogeneity aligned with the seepage direction can enhance internal erosion and alter the mechanical response. However, current constitutive models rarely incorporate this aspect. As Liu et al. argued, future modeling efforts should explicitly include the role of heterogeneity to improve internal erosion predictions (Liu et al., 2024).

In this context, the present study aims to fill these gaps by investigating the influence of grain shape and compaction-induced heterogeneity on the beginning of suffossion under cyclic downward hydraulic gradients. Two crushed aggregates—limestone (sub-angular) and siliceous (sub-rounded)—were tested after compaction at two water contents (4% and 8%), simulating dry-side and wet-side compaction, respectively. The specific objectives are to (i) assess the impact of these parameters on internal stability and erosion potential, (ii) analyze the evolution of saturated hydraulic conductivity under cyclic hydraulic gradient, including transitions to non-Darcy flow regimes, and (iii) evaluate the predictive performance of analytical models such as Forchheimer's law, power-law, and the modified Kozeny–Carman equation in describing hydraulic response of granular materials undergoing suffossion.

By integrating visual observations, hydraulic measurements, and post-test gradation analyses, this study provides original insights into the erosion mechanisms affecting real-world granular materials used in pavement construction. The findings contribute to refining design criteria and improving the durability of infrastructure exposed to transient hydraulic conditions.

Tableau 6.1: Main geometrical criteria to assess internal instability.

References	Criteria	Definition
Kezdi (1969)	$d^c_{15}/d^f_{85} \leq 4$: internally stable	d^c_{15}: size sieve which passes 15% of a soil in the coarse fraction d^f_{85}: size sieve which passes 85% of a soil in the fine fraction
Kenney et Lau (1985)	$(H/F)_{min} \geq 1$: internally stable	F: percentage smaller than arbitrary grain size d H: wight fraction between grain size d and $4d$
Burenkova (1993)	$0.76\log(h'') + 1 < h' < 1.86\log(h'') + 1$ Internally stable	$h'' = d_{90}/d_{15}$ $h'' = d_{90}/d_{60}$
Wan et Fell (2008)	$30/\log(h') < 80$ and $15/\log(d_{20}/d_5) > 22$: internally stable	d_x: size of sieve which passes x% of a soil sample by weight
B. Indraratna et al. (2011)	$D^c_{35}/d^f_{85} < 1$: internally stable	D^c_{35}: is the constriction (void) size of 35% passing through the filters

6.2 Materials and methods

6.2.1 Materials

Two types of crushed aggregates (Figure 6.1) with contrasting grain shapes and mineralogical compositions were used in this study: a limestone aggregate with predominantly sub-angular (SA) particles, and a siliceous rock aggregate with sub-rounded (SR) particles. Both materials were dry sieved according to the BNQ-2501-025 (2013) standard and stored in sealed containers by size fraction ranging from 0 to 20 mm.

The grain size distribution, GSD, was reconstituted from these size fractions (Figure 6.2) to meet the requirements of BNQ-2560-114 (2002)-III specification for CG-14 granular cushion layers used in road infrastructure in Québec, Canada. The selected GSD corresponds to the lower

boundary of the CG-14 gradation band and is characterized by a coefficient of uniformity C_U = 35.87 and a coefficient of curvature C_C = 3.85. According to the Unified Soil Classification System (USCS), the material is classified as poorly graded gravel (GP), and according to the AASHTO classification system, it is categorized as A-1-a. The GSD contains no fines (particles smaller than 80 µm). The specific gravity G_S of aggregates was determined using a gas pycnometer according to ASTM-D854 (2023) for particles smaller than 5 mm, and ASTM-C127 (2024) for particles 5 mm and larger (Tableau 6.2).

The grain shape characterization for the two tested materials was conducted through image-based analysis using MATLAB. Single particles were manually selected and processed to extract morphological descriptors. Specifically, the roundness (*R*) and sphericity (*S*) parameters were calculated following the procedure of Zheng and Hryciw, which is based on two-dimensional projections of particle outlines (Zheng et Hryciw, 2015),. The results appear in Tableau 6.2.

Based on classical internal stability criteria (Kenney et Lau, 1985; Kezdi, 1969), this material is considered internally unstable and thus susceptible to suffossion.

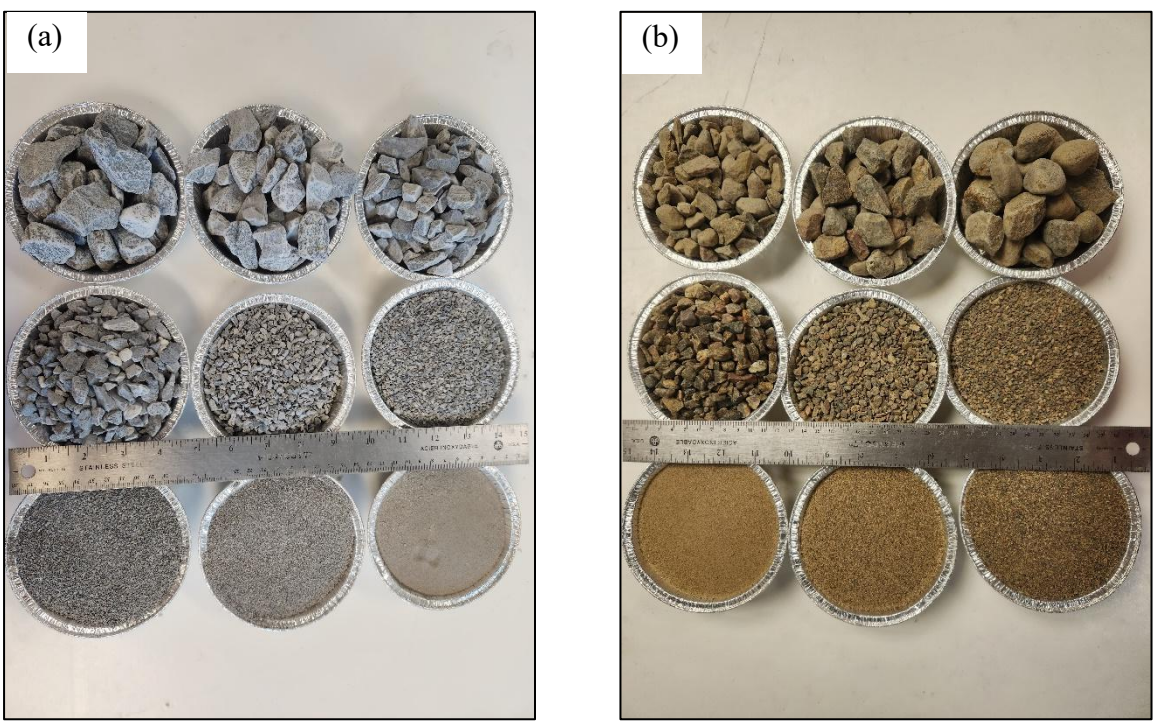


Figure 6.1: Coarse and fine grain size fractions of the materials: (a) SA and (b) SB.

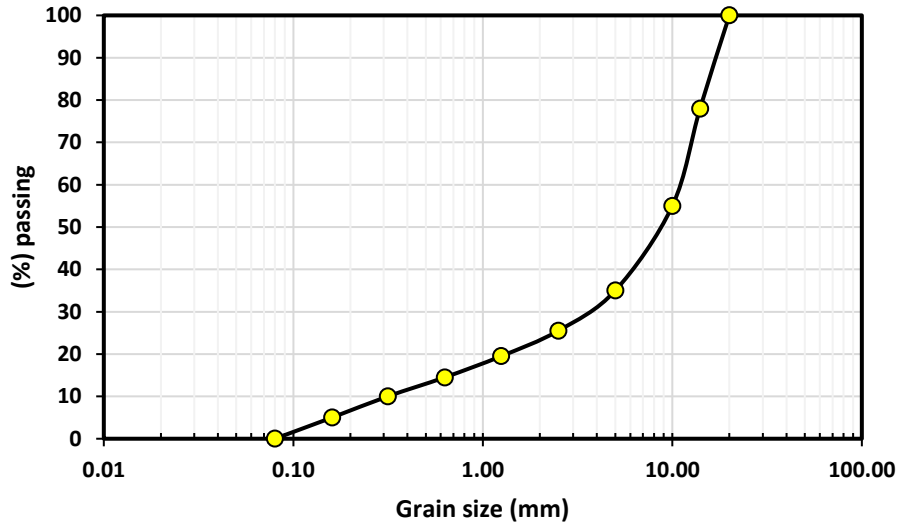


Figure 6.2: Grain size distribution (B) designed according to BNQ 2560-114.

6.2.2 Assessment of segregation susceptibility

Segregation tests were conducted on both materials at three different initial water contents (0%, 4%, and 8%) using a vibrating table operating at a frequency of 60 Hz and an amplitude of 0.33 mm. The degree of vertical segregation was quantified using the Relative Segregation Index (RSI), based on the method proposed by Kenney et Westland (1993). Tableau 6.2 summarizes the results of these experiments. The data clearly indicate that the SR material exhibited the highest degree of segregation across all tested water contents, compared to the SA material.

Tableau 6.2: Influence of Aggregate Type and Water Content on Relative Segregation Index (RSI) of Gradation B, with Specific Gravity (G_S), Roundness (R), and Sphericity (S).

	RSI			G_s	R	S
	0%	4%	8%			
Material SA	32.3	3.6	30.8	2.76	0.30	0.66
Material SR	41.5	4.8	35.6	2.73	0.42	0.75

G_S: specific gravity (ASTM-C127, 2024; ASTM-D854, 2023), R: roundness, S: sphericity.

6.2.3 Test apparatus

The internal erosion experiments were conducted using a modified rigid-wall permeameter (RWP) with transparent walls, an internal diameter of 200 mm, and a total height of 500 mm (Figure 6.3). This configuration complies with the ASTM D2434 guideline, which for the ratio D/d_{max}, requires that the column diameter (D) is large enough, at least 8 to 12 times the maximum grain size (d_{max}), to minimize boundary effects such as wall-induced preferential flow (Chapuis et al., 2015).

To prevent the migration of fine particles, metallic meshes with an aperture of 80 µm were placed at both ends of the specimen. These were held in place by perforated plates. A spring was positioned at the top of the column to apply a constant axial pressure, ensuring the stability of the granular assembly during the test.

The column was instrumented with four lateral piezometers (P1 to P4) with glass riser tubes and installed at various heights along the specimen (Figure 6.3). These piezometers, with a reading accuracy of 1 mm, allowed for the measurement of local values of hydraulic heads. Locating the piezometers within the specimen and near its ends helps to avoid the influence of entrance and exit head losses on the measurements (Duhaime et al., 2015). The local hydraulic heads were used to calculate local hydraulic gradients and hydraulic conductivity between two piezometers.

The inlet and outlet ports, each ¾ inch (approximately 19 mm) in diameter, were sufficiently wide to allow unobstructed flow. This was verified through preliminary flow tests conducted on the empty apparatus filled with deaired water. These tests confirmed that the flow rate through the

empty system was 5 to 10 times greater than that observed with a filled column, indicating negligible flow restriction.

The system was connected to a 300 L reservoir of deaired water, maintaining a constant hydraulic head throughout the test duration.

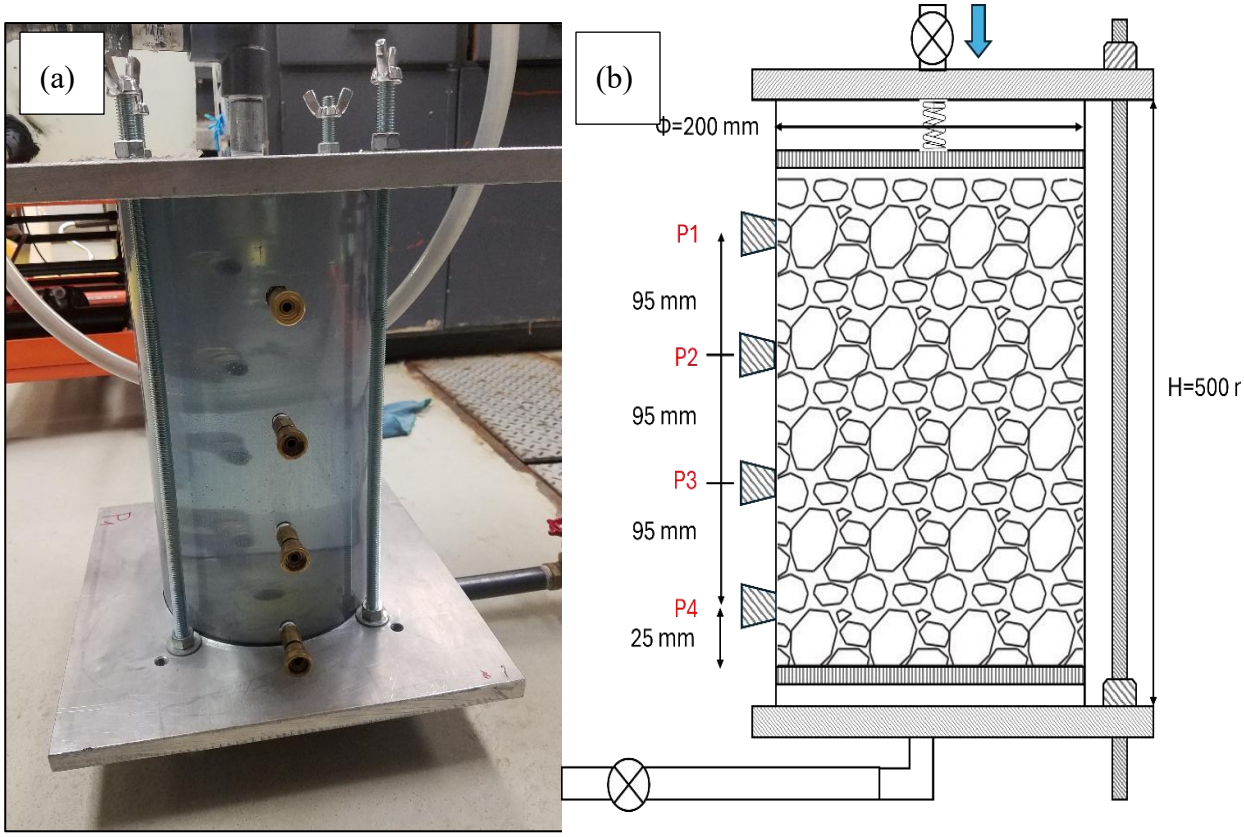


Figure 6.3: Modified Rigid Wall Permeameter: (a) photograph and (b) schematic drawing.

6.2.4 Sample preparation and saturation

Each tested specimen was composed of three granular layers reconstituted from predefined size fractions to match the target gradation. Prior to assembly, all fractions were uniformly wetted to a predetermined water content and left for 24 hours to ensure homogeneous moisture distribution and to facilitate the saturation step.

The column was filled in three successive layers, each compacted using a vibrating hammer to a target height, achieving a relative density of approximately 95%.

Saturation of the sample was achieved in two stages. First, a two-hour purge with carbon dioxide was performed to displace air from the pore space. This was followed by an upward saturation using distilled, deaired water under a low hydraulic gradient (0.02). This technique, recommended by Bouin et al. promotes rapid and thorough saturation (Bouin et al., 2021). The final degree of saturation was verified using the mass–volume method described by Chapuis et al. (1989) and was maintained above 97%, as suggested by Chapuis (2004a).

6.2.5 Test procedure

The experimental procedure involved applying a controlled downward water flow through a saturated granular specimen under a series of increasing and decreasing hydraulic gradients with downward seepage. The test began with the application of an initial low downward hydraulic gradient of 0.02, maintained for 30 minutes to stabilize the system and verify saturation conditions. Subsequently, the hydraulic gradient was increased stepwise: first in increments of 0.02, then 0.5, and finally by 1.0, until reaching a maximum gradient close to 4.0. Each step was maintained for 10 minutes.

At the end of each step, the hydraulic head at each piezometer, discharged water volume, elapsed time, and water temperature were recorded manually. For each hydraulic gradient level, five repeated measurements were performed to ensure reproducibility and minimize experimental error. Two complete cycles of hydraulic loading were applied (Figure 6.4): the first cycle involved a progressive increase followed by a decrease in gradient, and the second cycle repeated the same loading sequence.

Upon completion of the test, the permeameter was carefully disassembled, and the specimen was retrieved and divided into three equal-height layers, corresponding to the initial sub-specimens. Each layer was oven-dried and sieved to determine post-test grain size distributions. These distributions were compared to assess the migration of fine particles and the internal redistribution of granular fractions during the test.

The experimental program consisted of three tests: E1, E2, and E3. Tests E1 and E2 were replicates, conducted using specimens compacted at an initial water content of approximately 4%, corresponding to the dry side of the Modified Proctor optimum. Test E3 was conducted using

specimens compacted at 8% water content, corresponding to the wet side of the Modified Proctor optimum (Figure 6.5). The initial conditions for each test are summarized in Tableau 6.3.

As shown in Tableau 6.2, the materials—regardless of whether they were composed of sub-angular or sub-rounded particles—exhibited a severe degree of segregation when compacted at 8% water content using the vibrating table method, while only minor segregation was observed at 4% water content. These observations suggest that the specimens compacted at 8% were likely initially heterogeneous upon placement in the test column.

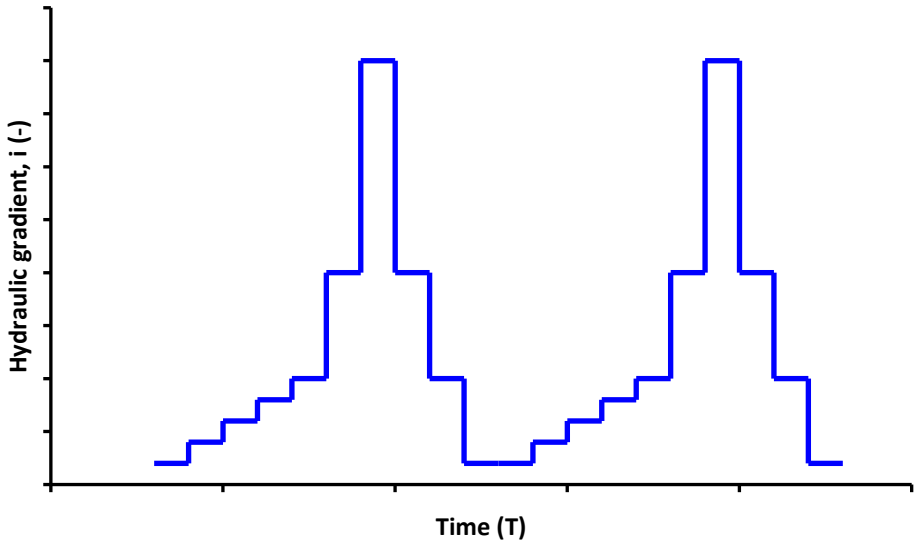


Figure 6.4: Applied hydraulic gradient profile: progressive increase and decrease over two cycles.

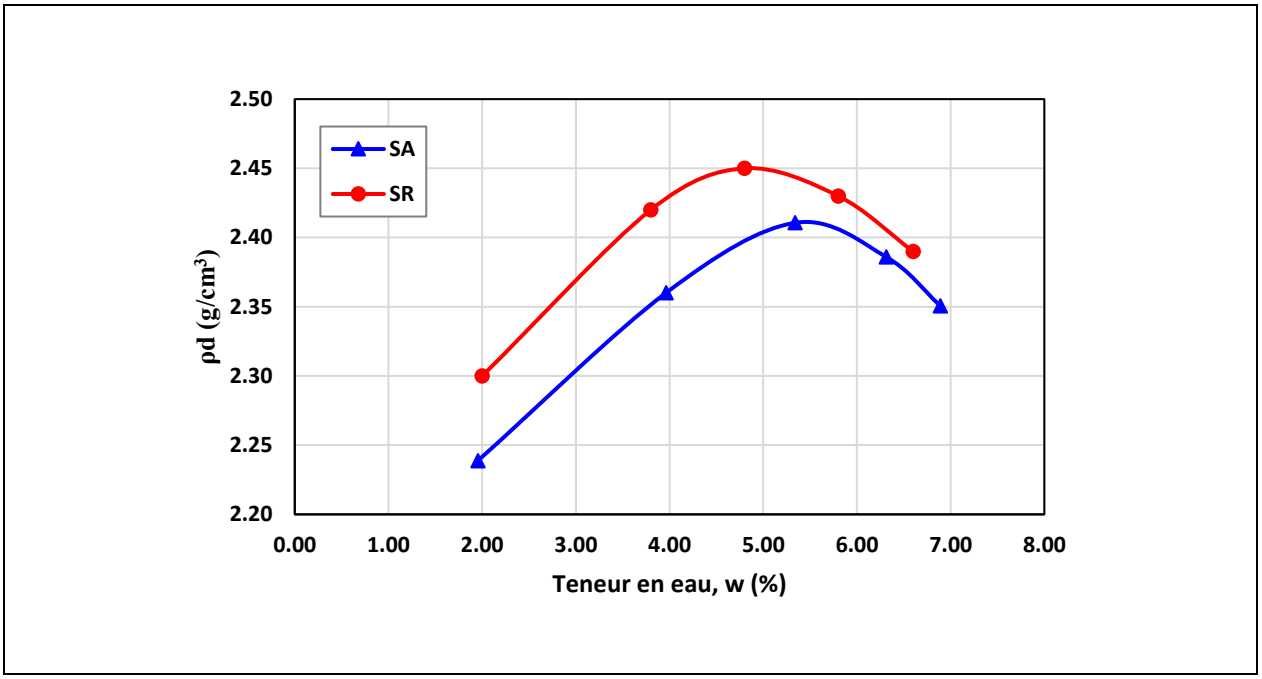


Figure 6.5: Modified Proctor test for SA and SR materials.

Tableau 6.3: Summary of initial test conditions.

	E1				E2				E3					
	R.C (%)	*e* (-)	*w* (%)	S_r (%)	*R.C* (%)	*e* (-)	*w* (%)	S_r (%)	*R.C* (%)	*e* (-)	*w* (%)	S_r (%)	e_{max} (-)	e_{min} (-)
SA	94.0	0.333	3.43	99.6	91.9	0.364	4.28	99.4	95.5	0.312	7.68	99.3	0.560	0.253
SR	95.3	0.296	3.44	98.7	93.4	0.321	3.97	98.6	95.4	0.294	8.09	99.4	0.461	0.235

R.C: relative compaction, *e* : void ratio, *w*: water content, S_r: saturation degree, e_{max} : maximum void ratio (ASTM-D4253, 2006), e_{min} : minimum void ratio.

6.3 Results and discussion

6.3.1 Visual observation

During tests E1 and E2, the specimens remained visually homogeneous throughout the compaction process for both types of aggregates, siliceous (SR) and limestone (SA), as illustrated in Figure 6.6. However, the onset of water turbidity was observed around a hydraulic gradient of i = 1.0 for

the SR material and i = 0.5 for the SA material (Figure 6.7), suggesting the initiation of particle migration.

In contrast, for test E3, conducted at a water content of 8%, visible heterogeneity was already present immediately after compaction, regardless of the aggregate type (Figure 6.6). Furthermore, turbidity was detected from the very first application of the lowest hydraulic gradient (i = 0.02), with increasing intensity approaching i = 1.0 for the SR aggregate and i=0.5 for the SA aggregate (Figure 6.7). These early signs of turbidity indicate a higher susceptibility to suffossion in initially heterogeneous specimens.

Similar turbidity patterns were observed during the second loading cycle of tests E1 and E2 for both aggregate types, confirming the repeatability of internal erosion phenomena under cyclic loading. However, no turbidity was observed during the second cycle of test E3 for either material, suggesting that most of the moveable fine particles had already been mobilized during the first cycle.

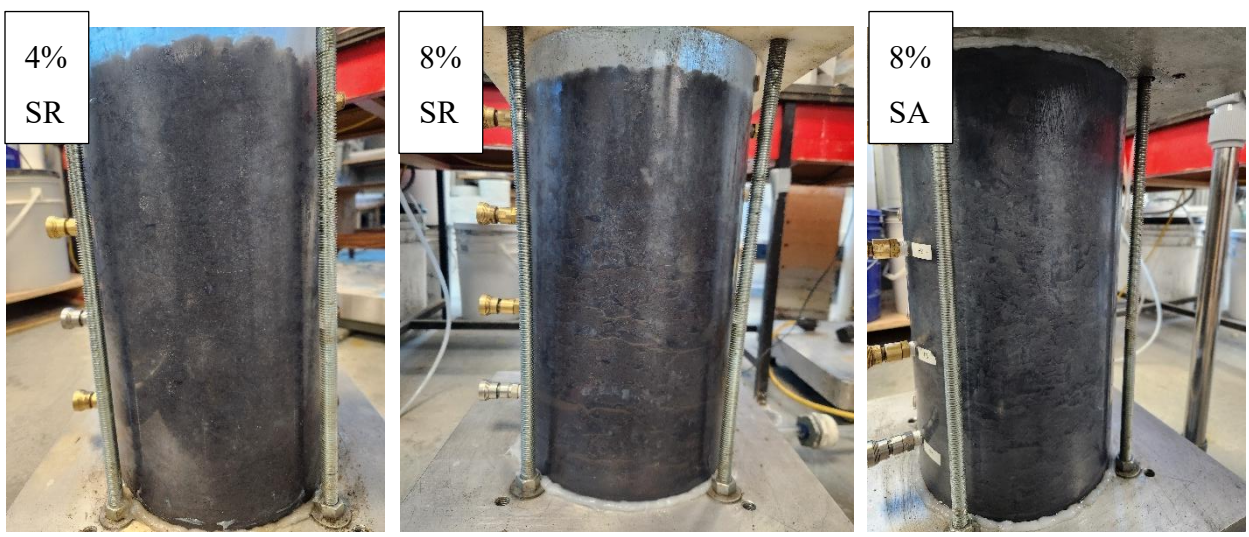


Figure 6.6: Post-compaction appearance of SA and SR materials at different water contents (4% vs. 8%).

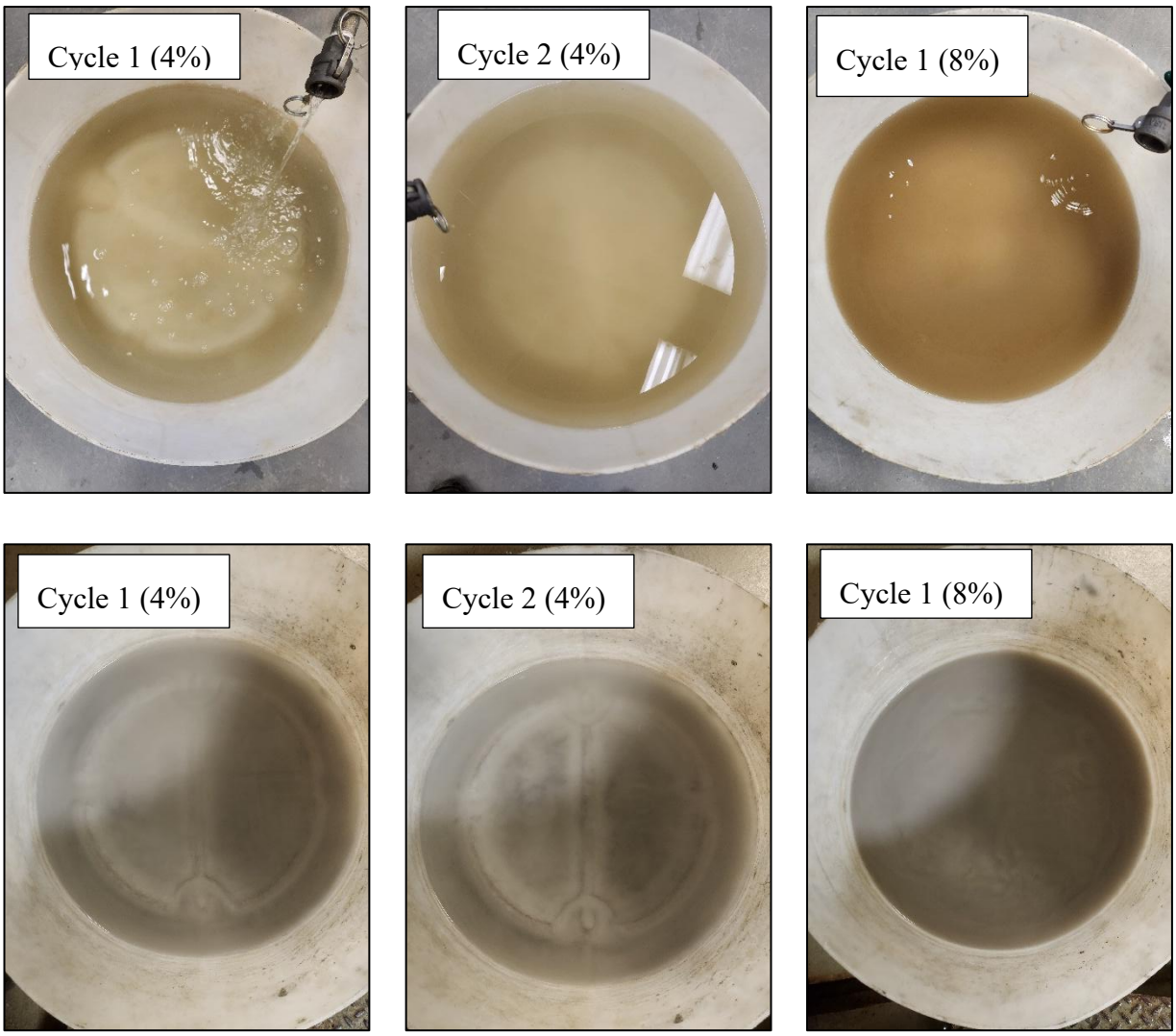


Figure 6.7: Turbidity levels observed after internal erosion testing for SR (top) and SA (bottom) materials by water content and test cycle.

6.3.2 Flow velocity response under cyclic hydraulic gradients

Constant-head permeability tests under downward flow were conducted for each test (E1, E2, and E3) using both aggregate types: sub-rounded siliceous (SR) and sub-angular limestone (SA). The primary objective was to evaluate the response of flow velocity to varying hydraulic gradients and identify signs of particle migration and structural rearrangement within the specimen. The average flow velocity (v, in cm/s) was computed between piezometers P1 and P4, representing the overall sample height, and plotted against the applied hydraulic gradient i_{1-4} for both loading cycles (C 1 and C 2), as shown in Figure 6.8.

a) Tests E1 and E2

For the SR material in tests E1 and E2, the v-i relationship was initially linear during the loading phase of Cycle 1, up to a gradient of approximately i = 0.48. Beyond this point, the rate of increase in flow velocity diminished, indicating a deviation from linear Darcy behavior. A similar trend was observed in Cycle 2, with a transition occurring around i = 0.44. An obvious hysteresis effect was noted between the increasing and decreasing gradient phases during both cycles, suggesting irreversible internal changes (e.g., fine particle movement or rearrangement of the pore structure).

In contrast, the SA material exhibited a deviation from linearity at lower gradients, starting around i = 0.24 in Cycle 1 and i = 1.0 in Cycle 2. Hysteresis was present in Cycle 1 but largely absent in Cycle 2, where the increasing and decreasing phases of the v–i curves nearly overlapped. Notably, in Cycle 2, the flow velocities exceeded those of Cycle 1 at higher gradients, reaching v_{E1}=2.24×10^{-1} cm/s and v_{E2}=2.42×10^{-1} cm/s, compared to a maximum of v=2.00×10^{-1} cm/s in Cycle 1.

b) Tests E3

In test E3 with the SR material compacted at 8% moisture content, the transition from linear to nonlinear behavior occurred earlier, at i = 0.18 in Cycle 1 and at i = 0.67 in Cycle 2. Hysteresis was observed in Cycle 1 but disappeared in Cycle 2. The increasing and decreasing phases of Cycle 2 overlapped with the decreasing phase of Cycle 1 before surpassing it at the two highest gradients. The maximum flow velocity increased from v=2.24×10^{-1} cm/s in Cycle 1 to v=2.73×10^{-1} cm/s in Cycle 2.

For the SA material in test E3, flow deviation from linearity began as early as i = 0.16 in Cycle 1 and i = 0.20 in Cycle 2. Only a slight hysteresis was observed in Cycle 1, and none in Cycle 2. Similar to previous observations, the increasing and decreasing phases in Cycle 2 overlapped with the Cycle 1 curve before exceeding it at the highest gradients, where flow velocity increased from v=2.65×10^{-1} cm/s in Cycle 1 to v=3.13×10^{-1} cm/s in Cycle 2.

The general increase in flow velocity during Cycle 2 across all tests indicates a cumulative effect of the first cycle on the internal structure of the specimens—likely due to the rearrangement or washout of finer particles. Earlier onset of nonlinear behavior and the disappearance of hysteresis in Cycle 2 further support the hypothesis that the material becomes more permeable and less

structurally resistant after the first "hydraulic loading" loading sequence. The difference in response between sub-rounded and sub-angular aggregates, and between initial water contents, reflects the role of grain shape and compaction-induced segregation on internal erosion processes.

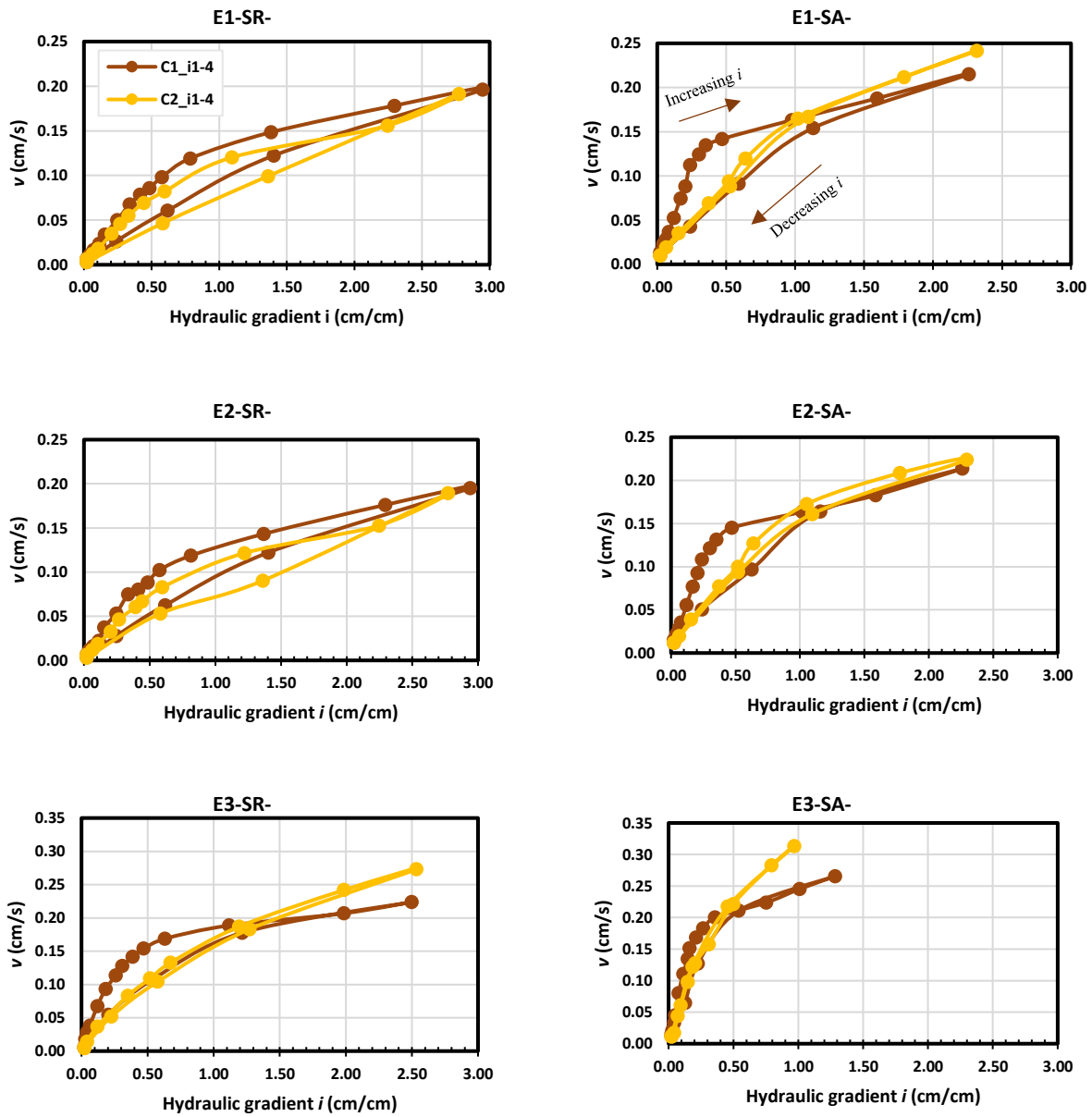


Figure 6.8: Flow velocity vs hydraulic gradient for SA and SR materials during cycles 1 and 2 of tests E1, E2, and E3.

6.3.3 Evolution of saturated hydraulic conductivity under cyclic gradients

Constant-head tests enabled the evaluation of the saturated hydraulic conductivity (k) of the granular materials under varying hydraulic gradients during both loading cycles. The conductivity was analyzed both for the entire sample (between piezometers P1 and P4) and for each of the three layers (upper, middle, and lower), to capture the spatial redistribution due to internal changes within the specimen. The results are summarized in Figure 6.9.

a) Tests E1 and E2

In Cycle 1, tests E1 and E2 on the SR material showed a first decrease in k for the entire specimen from 3.06×10^{-1} cm/s to 1.89×10^{-1} cm/s (a reduction factor of 1.62) up to i =0.06. Beyond this point, K remained nearly constant until i =0.48, after which a second drop occurred from 1.66×10^{-1} cm/s to 6.11×10^{-2} cm/s (reduction factor 2.72).

A similar pattern was observed in Cycle 2, with an initial drop from 3.13×10^{-1} cm/s to 1.73×10^{-1} cm/s (factor 1.81) up to i =0.1, followed by a second drop from 1.58×10^{-1} cm/s to 6.74×10^{-2} cm/s (factor 2.34) beyond i=0.44.

Across both cycles, the upper layer consistently exhibited higher k values than the lower layer, while the middle layer showed the lowest conductivity. This distribution may be attributed to a combination of better interlocking and finer particle accumulation in the central region during placement and flow, potentially obstructing pores or reducing constriction sizes and reducing local permeability.

For the SA material in Cycle 1, k dropped from 6.16×10^{-1} cm/s to 4.11×10^{-1} cm/s (factor 1.50) up to i =0.08, followed by a stable phase and a second drop from 4.50×10^{-1} cm/s to 9.05×10^{-2} cm/s (factor 4.97) at i =0.24.

The upper layer displayed a unique behavior, with an initial decrease, then an increase, and finally another decline. It consistently had the highest k among the three layers, while the middle layer remained lower at average k values, and the bottom layer recorded the lowest k. This can be explained by the loss of fine particles from the upper layer due to downward migration during the test, leading to a coarser structure and probably higher effective porosity. The middle layer likely experienced some pore rearrangement, while the bottom layer showed signs of clogging or fines accumulation.

In Cycle 2, the overall k declined from 4.61×10^{-1} cm/s to 1.86×10^{-1} cm/s (factor 2.48) up to i=0.37, then remained stable until i =1.05, before a final drop from 1.49×10^{-1} cm/s to 9.97×10^{-2} cm/s (factor 1.49).

The divergence of k values among layers manifested at i =0.06. The upper layer's conductivity increased and plateaued, remaining higher than both the middle and bottom layers. The middle layer and overall sample exhibited similar but lower k, while the bottom layer experienced a stepwise decline, likely due to accumulation of migrated fines.

b) Tests E3

In Cycle 1, the overall k, on SR material, increased slightly and remained stable until i =0.18, after which it dropped sharply from 4.84×10^{-1} cm/s to 8.52×10^{-1} cm/s (factor 5.68). Interestingly, the lower layer initially had the highest k, followed by the middle and upper layers. However, after i=0.18, the middle and upper layers surpassed the lower one, suggesting that the base experienced significant pore clogging or rearrangement under increasing hydraulic loads.

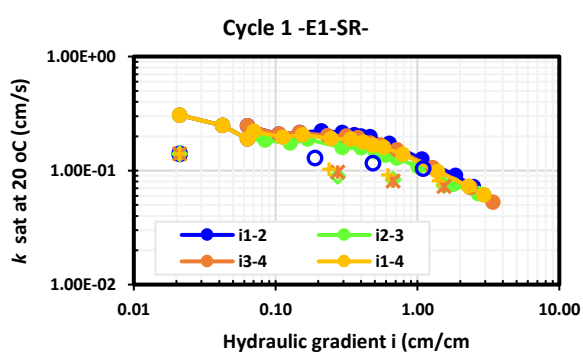
During Cycle 2, a slight increase in k was observed up to i =0.04, from 1.97×10^{-1} cm/s to 3.35×10^{-1} cm/s (factor 1.70), followed by a plateau until i =0.12, and then a sharp decline from 3.09×10^{-1} cm/s to 1.01×10^{-1} cm/s (factor 3.06). In this cycle, the upper layer initially had the highest K until i =0.13, after which the middle layer became the most conductive, while the bottom layer remained the least conductive throughout.

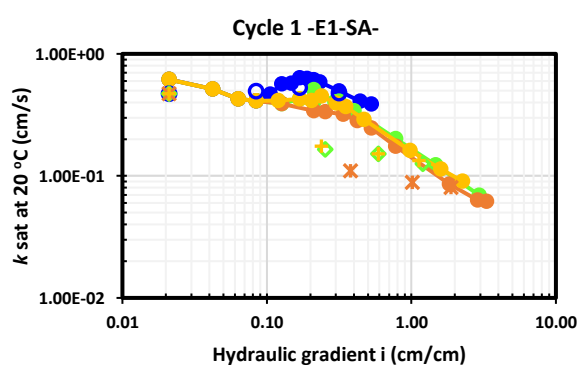
For the SA material in Cycle 1, the overall k remained stable until i = 0.08, then decreased significantly from 1.03×10^{0} cm/s to 1.57×10^{-1} cm/s (factor 6.56). The upper layer's conductivity increased, then stabilized, and remained consistently higher than that of the central and lower layers, with the lower layer again displaying the lowest values—consistent with particle accumulation or clogging at the base.

In Cycle 2, k decreased from 5.42×10^{-1} cm/s to 3.95×10^{-1} cm/s (factor 1.37) up to i = 0.04, followed by a phase of increasing and stable conductivity until i =0.18, after which a final decrease occurred from 6.35×10^{-1} cm/s to 3.00×10^{-1} cm/s (factor 2.12). Once again, the upper layer retained the highest conductivity, the central and overall sample values were intermediate, and the lower layer showed consistently the lowest k.

In the present study, significant grain rearrangement was observed at gradients as low as $i = 0.06$. This finding contrasts with the recommendations of ASTM-D2434 (2022), which suggests conducting constant head permeability tests under hydraulic gradients ranging from 0.3 to 0.5 for densely compacted granular materials, primarily to ensure laminar flow conditions. The early onset of particle movement at such low gradients highlights the sensitivity of the tested material to hydraulic perturbations and suggests that the gradient range suggested by the standard may not fully capture the initial stages of internal instability in certain erosion-prone soils.

In contrast to the findings reported by Maroof et al. (2021), which indicated higher hydraulic conductivity in materials composed of sub-rounded grains, the present results reveal an opposite trend. This discrepancy is likely attributed to differences in the compaction state of the tested materials. The relative density index in the referenced study ranged between 52% and 58%, suggesting moderate compaction, whereas in the current experiments, the relative compaction ranged from 92% to 95%. At such high densities, sub-rounded grains tend to rearrange more efficiently, leading to reduced pore connectivity and, consequently, lower hydraulic conductivity. In comparison, sub-angular grains, due to their interlocking nature, inhibit dense packing and preserve a more open pore structure, resulting in higher permeability despite identical grain size distributions.





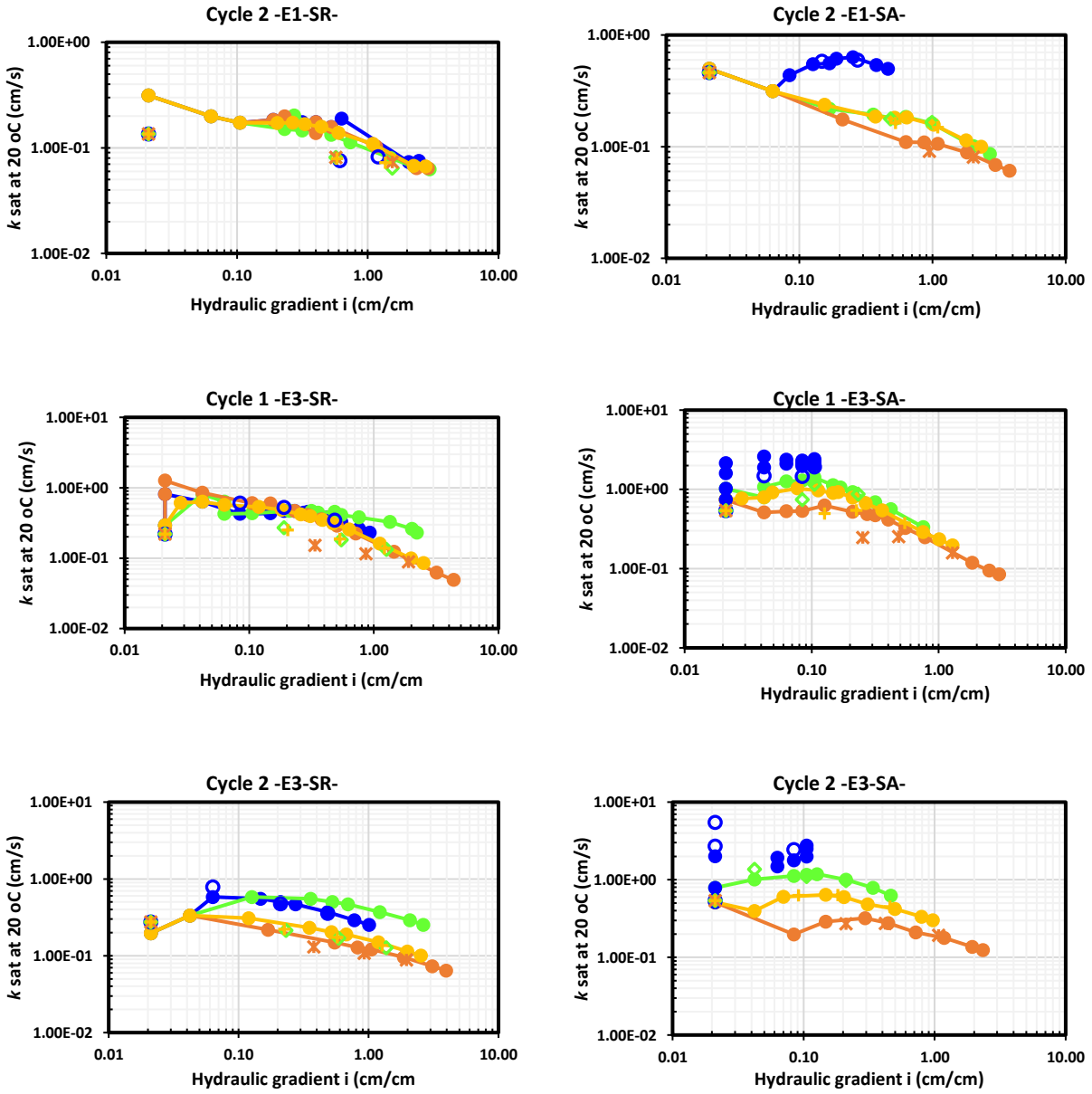


Figure 6.9: Comparison of hydraulic conductivity response to two hydraulic loading cycles in Homogenous (E1) and heterogeneous (E3) specimens of SR and SA materials.

6.3.4 Predicted vs measured saturated hydraulic conductivity

Due to the particular characteristics of the materials used in this study—namely, the absence of fines, high uniformity coefficients, and grain angularity for some specimens—existing theoretical models in the literature (e.g., Hazen-Taylor, NAVFAC, Chapuis (2004b)) were not directly applicable. Instead, the Kozeny-Carman model modified by Chapuis et Aubertin (2003) was

selected for the prediction of saturated hydraulic conductivity (k_{sat}), as it accounts more accurately for granular materials with wide gradation and high porosity.

a) Before internal erosion

Figure 6.10 compares the predicted and measured k_{sat} values prior to internal erosion. The model yielded good agreement for the rounded aggregate (SR) in tests E1 and E2, where the initial structure was homogeneous and well compacted. However, in test E3-SR, the prediction was less accurate, reflecting the impact of the heterogeneous initial state induced by moisture-induced segregation.

For the angular aggregate (SA), the model systematically underestimated k_{sat} in all configurations (E1–E3). This discrepancy is likely due to the model's assumptions regarding pore geometry and tortuosity, which are not well-suited to highly angular, interlocked particles such as those in crushed stone. The reduced packing efficiency and complex void geometry in SA hindered accurate prediction of flow behavior.

Moreover, Figure 6.10 also highlights that the E3 tests yielded higher measured k_{sat} than E1 and E2 for both materials. This can be due to the higher water content during compaction (8%), which promoted particle segregation and created coarser void pathways, especially in the lower parts of the columns. For the rounded aggregate (SR), the increase factor is approximately 1.55, and for the angular aggregate (SA), the increase factor is approximately 1.72. These elevated values reflect the enhanced connectivity of the larger voids due to poor initial gradation uniformity.

b) After internal erosion

Figure 6.11(a) presents the predicted versus measured k_{sat} values after internal erosion. For the E3 tests, the model failed to accurately estimate k_{sat}, particularly for the angular aggregate SA. The poor correlation in this case highlights the limitations of the model in capturing the effects of preferential pathways, localized clogging, and non-uniform erosion patterns inherent to initially segregated specimens.

In contrast, for the E1 and E2 tests, where the materials were initially homogeneous, the model provided acceptable to good predictions of both local and global k_{sat}, especially for the rounded aggregate (SR). This indicates that the model remains valid for materials with relatively uniform internal structures, even after moderate particle migration.

Figure 6.11(b) provides a more detailed comparison of local layer-specific k_{sat} values. For the SA material, the model performed better in the central layer and for the entire specimen in tests E1 and E2, while discrepancies remained in the upper and lower layers, where particle rearrangement was more significant. These results suggest that the model is more reliable in zones where internal erosion was minimal and pore structures were preserved.

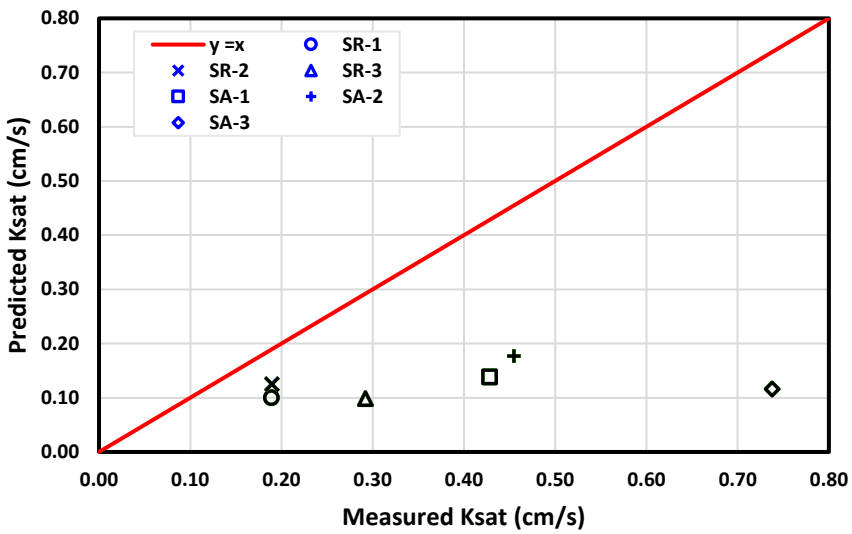
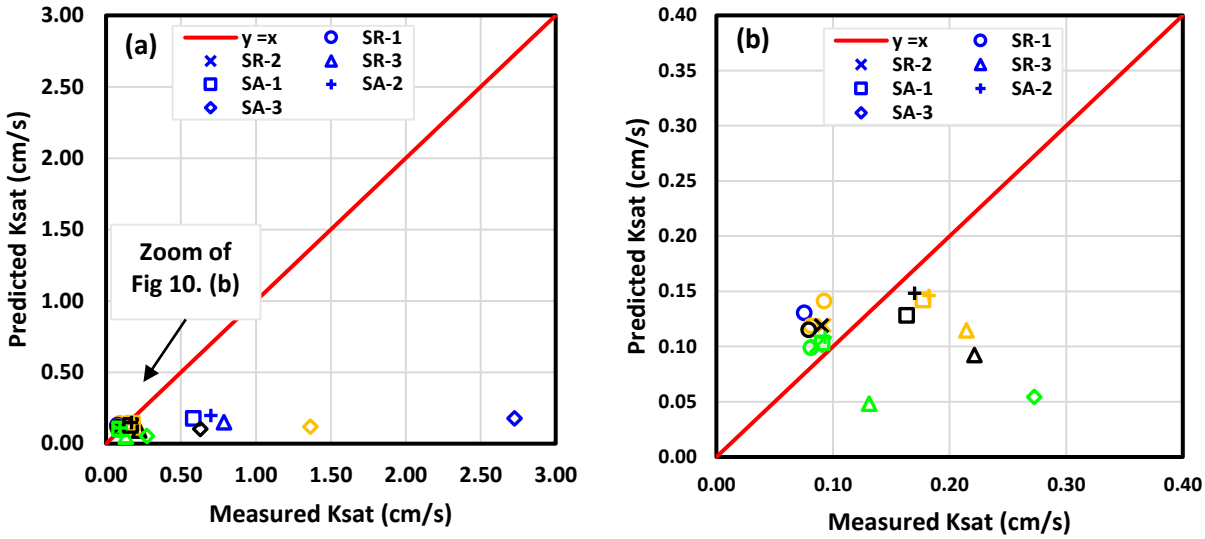


Figure 6.10: Predicted vs experimental saturated hydraulic conductivity for different configuration (E1-E3) and grain shapes (SA and SR) prior to internal erosion (the first i = 0.02 during cycle 1).



Color legend: Blue = upper layer, orange = central layer, green= lower layer, black = whole sample.

Figure 6.11: (a) Predicted vs measured saturated hydraulic conductivity after suffossion (the last *i* = 0.02 during cycle 2) for the three configurations (E1-E3) and two grain shapes (SA and SR) materials. (b) Zoom on low-*k*sat values from (a) illustrating the prediction accuracy.

6.3.5 Migration of finer particles

To investigate particle migration and internal erosion during the tests, post-test grain-size distributions (GSDs) were determined for the upper, central, and lower layers of each specimen. These were compared to the initial GSDs used for sample preparation (Figure 6.12), enabling the identification of any vertical redistribution of grain fractions or selective loss of finer particles.

In E1 tests, where the materials were compacted at 4% water content (dry side of modified Proctor optimum), both aggregate types maintained an overall stable gradation profile after testing. However, the angular aggregate (SA) exhibited slightly more internal erosion than the rounded aggregate (SR), with an eroded dry mass of 63.2 g (0.3% of the initial total mass) for SA compared to 60.0 g (i.e., 0.3%) for SR (Tableau 6.4). This difference, although modest, may be explained by the more interlocking nature of the angular grains, which creates localized stress concentrations and can lead to more pronounced flow path development when fine particles are mobilized. Additionally, the absence of significant initial segregation at 4% water content (see Tableau 6.1)

suggests that both materials started from relatively homogeneous states, limiting early preferential migration.

In contrast, E3 tests, conducted with materials compacted at 8% water content (wet side of modified Proctor optimum), showed markedly different behavior. The rounded aggregate (SR) exhibited a significantly greater mass loss of 196.6 g (i.e., 1%), compared to 111.2 g (i.e., 0.5%) for the angular aggregate (SA) (Tableau 6.3) This substantial difference in eroded mass reflects a higher degree of internal instability for the SR material under these conditions.

This observation is consistent with the results presented in Tableau 6.1, which quantifies the degree of segregation after compaction using a vibrating table. At 8% moisture content, the SR material exhibited a Relative Segregation Index (RSI) significantly higher than that of SA. The spherical shape of SR particles, combined with the lubricating effect of higher water content, facilitated the downward migration of finer particles during compaction, leading to a heterogeneous initial skeleton. This vertical gradation promoted early preferential flow paths and local instability, increasing the susceptibility of the specimen to suffossion under hydraulic loading.

In contrast, the angularity of SA particles enhanced their interlocking capacity and reduced their tendency to segregate during compaction, even at elevated water contents. As a result, although internal erosion was still observed in E3-SA, it remained less severe than in E3-SR, with a lower eroded mass and less pronounced deviation from the initial GSD profile (Figure 6.12).

These results underline the critical role of initial heterogeneity, influenced by grain shape and moisture content at compaction, in controlling the extent of particle migration during internal erosion processes. The use of post-test GSD comparisons, combined with visual and mass-based erosion quantification, confirms that segregated, heterogeneous skeletons are more vulnerable to suffossion, particularly when composed of rounded particles.

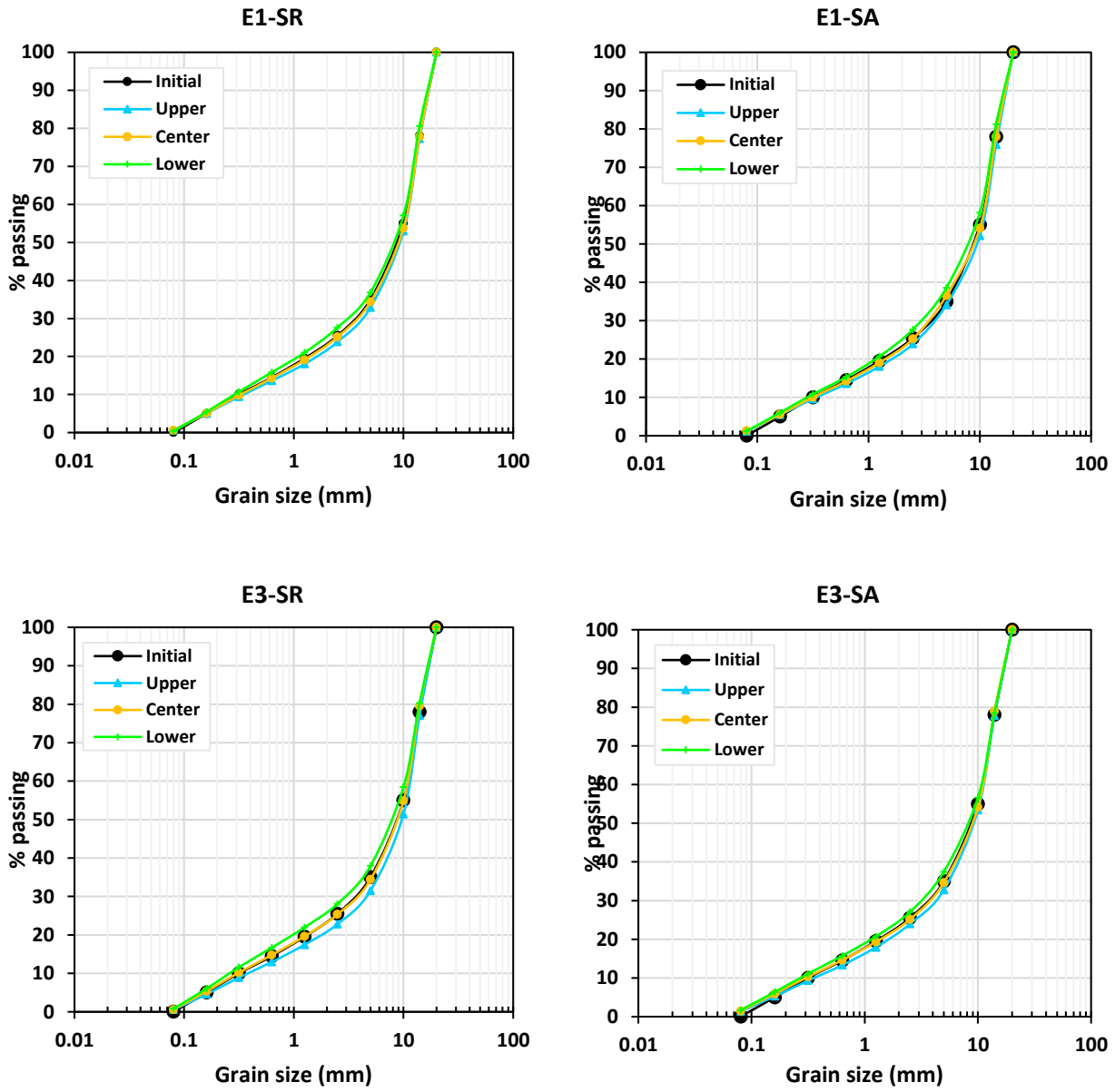


Figure 6.12: Post-test grain size distribution for internal erosion tests E1 and E3 for SR and SA materials.

Tableau 6.4:Cumulative eroded dry masses for homogeneous (E1, E2) and heterogeneous (E3) configurations for SR and SA materials.

	E1	E2	E3
SA Materials	0.3%	0.2%	0.5%
SR Materials	0.3%	0.2%	1%

6.3.6 Non-Darcy flow characterization

Understanding the deviation from Darcy's law in granular media subjected to increasing hydraulic gradients is essential for distinguishing between inertial (non-linear) flow regimes and the onset of internal erosion. In this study, two classical models were applied to fit the experimental v–i data: the Forchheimer equation and the power-law model, which are commonly used to describe non-Darcy flow in porous media (Bear, 1972; Kovacs, 1981; Scheidegger, 1957).

Forchheimer model (Forchheimer, 1901)

The Forchheimer equation introduces a quadratic term to account for inertial effects:

$$i = a.v + b.v^2 \tag{2.3}$$

where i is the hydraulic gradient, v is the seepage velocity, and a and b are empirical coefficients. This model has the advantage of preserving the linear Darcy regime at low velocities, while capturing inertial deviations at higher flows. Figure 6.13 and Figure 6.14 show the best-fit curves using the Forchheimer model for the entire specimen (P1–P4) in configurations E1 and E3, for both cycles (C1 and C2), and both materials (SR and SA respectively).

The model performed well, with coefficients of determination R^2 ranging from 0.864 to 0.999, indicating a generally good fit across all conditions. As shown in Tableau 6.5, the a coefficients were close to zero for all Cycle 1 cases, implying a dominance of inertial flow rather than viscous resistance during the initial cycle. However, in Cycle 2, a non-zero a appears in all configurations, indicating increased viscous resistance likely due to internal rearrangement or partial clogging from migrated fines.

Moreover, lower *b* values in Cycle 2 for E3 configurations suggest a reorganization of the pore space that facilitated flow, despite previous internal erosion. This highlights a non-monotonic evolution of flow resistance that cannot be attributed to turbulence alone and may reflect localized preferential paths created by suffossion.

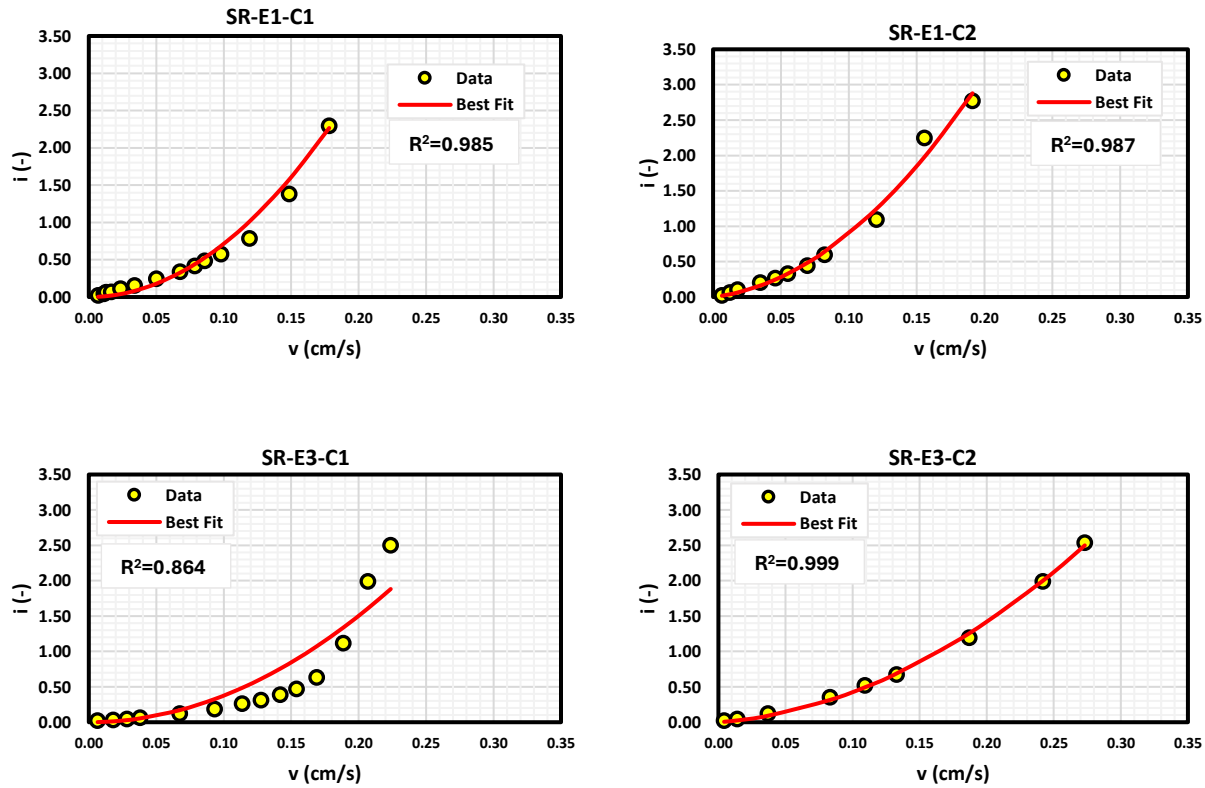


Figure 6.13: Best-fit curves of the Forchheimer model applied to full-column flow data (P1-P4) for tests E1 and E3 in cycles 1 and 2 for SR materials.

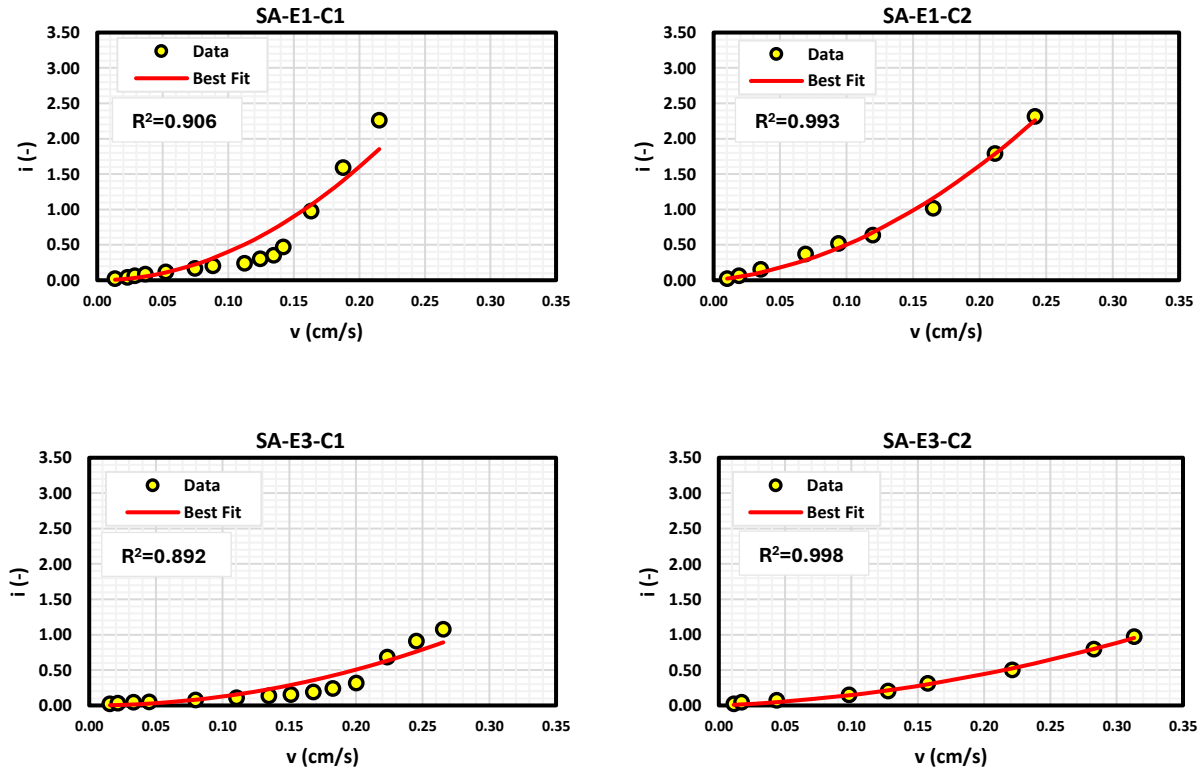


Figure 6.14: Best-fit curves of the Forchheimer model applied to full-column flow data (P1-P4) for tests E1 and E3 in cycles 1 and 2 for SA materials.

Tableau 6.5:Fitted Forchheimer parameters *a* and *b* for SR and SA materials under different test configurations.

		SA			SR		
		E1	E2	E3	E1	E2	E3
Cycle 1	*a*	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
	b	40.02	40.90	12.65	71.37	72.43	37.58
	R^2	0.906	0.905	0.892	0.985	0.986	0.864
Cycle 2	*a*	2.00	0.35	0.73	2.33	2.73	1.44
	b	30.42	40.66	7.39	66.56	66.37	28.24
	R^2	0.993	0.979	0.998	0.987	0.987	0.999

Power-Law model (Izbash, 1931)

To further interpret the flow regimes, the power-law model was also applied:

$$i = Cv^n \tag{2.4}$$

where C represents an empirical coefficient and exponent n represents the flow non-linearity. A value of $n = 1$ corresponds to Darcy flow, while $n > 1$ indicates non-linear behaviour.

Figure 6.15 and Figure 6.15 present the best-fit curves using the power-law model, and the corresponding parameters are summarized in Tableau 6.6. The model performed well, with coefficients of determination R^2 ranging from 0.980 to 0.998, indicating a generally good fit across all conditions.

Cycle 1 results showed high values of n, particularly in SR-E3-C1 ($n = 4.3$) and SA-E3-C1 ($n = 3.6$), indicating strongly non-linear flow, typically interpreted as transition to turbulent-like regimes. However, such high exponents—when accompanied by material instability and visible turbidity—could also reflect progressive pore destabilization rather than classical turbulence. In contrast, the lower exponents in Cycle 2 (all cases: $n \approx 1.7$–1.8) suggest a return toward quasi-laminar flow conditions, possibly due to preferential flow pathways formed during erosion, which reduce internal resistance.

Interestingly, the angular aggregate (SA) consistently showed lower C and n values than the rounded aggregate (SR) in E3 configurations, reinforcing the idea that SA materials, although initially more resistant to segregation, exhibit less complex pore rearrangements under erosion, and therefore more stable flow behavior post-restructuring.

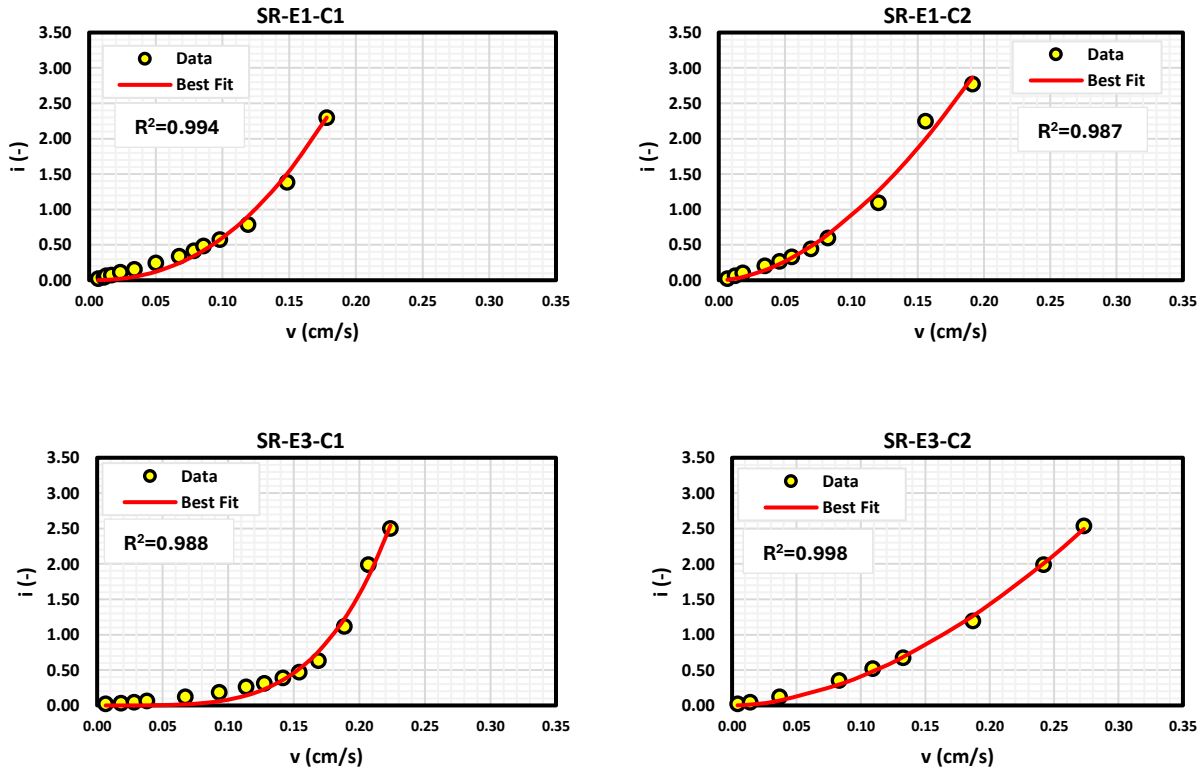


Figure 6.15: Best-fit curves of the power-law model applied to full-column flow data (P1–P4) for tests E1 and E3 in cycles 1 and 2 for SR materials.

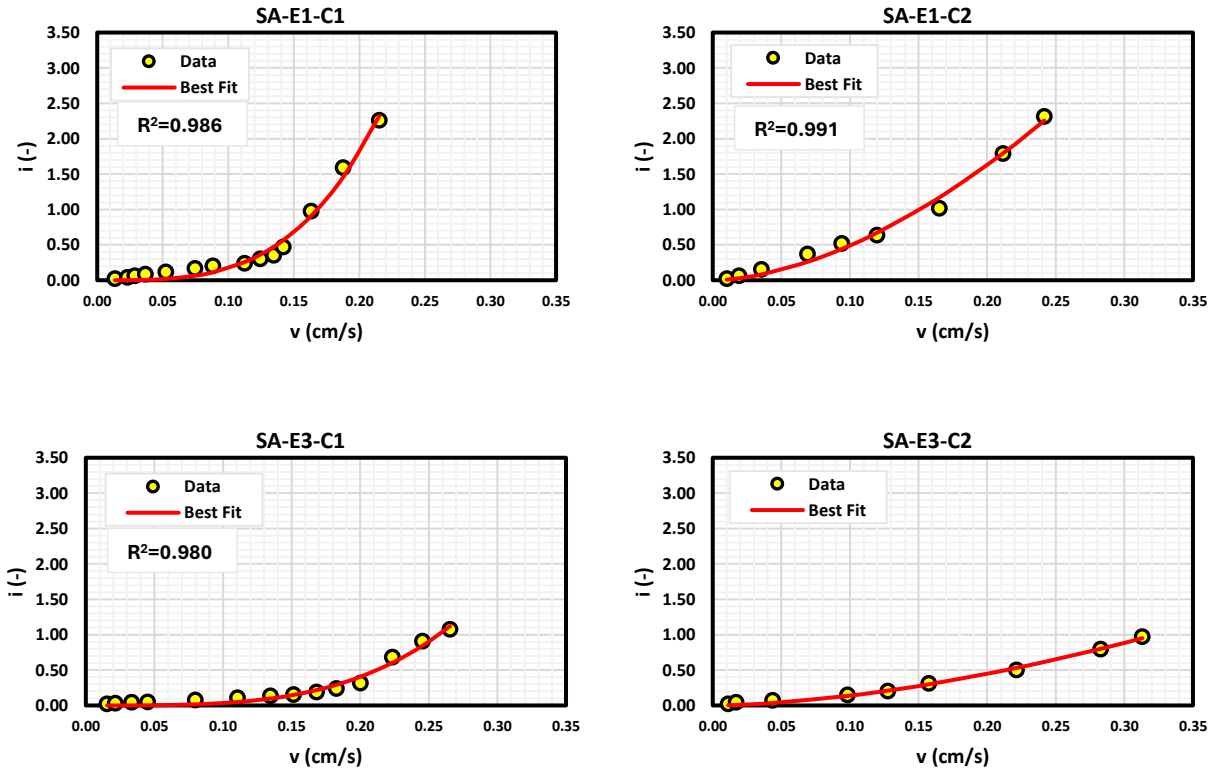


Figure 6.16: Best-fit curves of the power-law model applied to full-column flow data (P1–P4) for tests E1 and E3 in cycles 1 and 2 for SA materials.

Tableau 6.6: Fitted power-law parameters *C* and *n* for SR and SA materials under different test configurations.

		SA material			SR material		
		E1	E2	E3	E1	E2	E3
Cycle 1	*C*	425.66	404.71	131.64	126.02	137.11	1533.34
	n	3.39	3.34	3.60	2.32	2.36	4.28
	R^2	0.986	0.980	0.980	0.994	0.997	0.988
Cycle 2	*C*	26.18	47.50	6.72	53.13	50.98	25.52
	n	1.73	2.07	1.68	1.77	1.73	1.79
	R^2	0.991	0.981	0.997	0.987	0.987	0.998

While both models captured the non-linear response well, it is critical to differentiate turbulence from internal erosion as causes of non-Darcy behavior. Classic turbulence is characterized by inertial effects alone, with no change in structure. In contrast, internal erosion is accompanied by pore size modifications, fine particle migration, and structural reorganization, which can produce similar forms of non-linearity in the v–i relationship.

In this study, the transition from $a = 0$ to $a > 0$ in the Forchheimer model and the reduction of n in Cycle 2 suggest not a return to laminar conditions, but rather a flow stabilization after pore network modification. The combination of visual turbidity, conductivity drop, and fitted parameters therefore provides a robust basis to distinguish between flow-driven and structure-driven non-linearity.

6.4 Conclusion

The granular materials as subbase layers in pavement construction must provide long-term mechanical performance and hydraulic stability. However, these materials remain susceptible to internal erosion mechanisms, especially under cyclic hydraulic gradients, which are often overlooked in design practices. This experimental study provides new insights into the influence of grain shape, initial heterogeneity, and moisture content during compaction on the initiation and development of suffossion in crushed aggregates used as granular cushions (CG14 class) in road infrastructure. The key findings are as follow:

- Initial water content plays a critical role in the segregation and hydraulic behavior of granular materials. Specimens compacted at 8% water content exhibited higher initial heterogeneity, as confirmed by relative segregation indices (RSI), and showed more severe internal erosion compared to those compacted at 4%.
- Grain shape significantly influences erosion behavior: Sub-rounded aggregates (SR) were more prone to suffossion under high water content due to their lower interlocking capacity, while sub-angular aggregates (SA) showed greater structural stability, albeit with some local rearrangement.
- Visual indicators such as turbidity and post-test grain-size redistribution confirmed the mobilization of fine particles, particularly under increasing gradients. Eroded masses were highest in heterogeneous, sub-rounded specimens.

- Hydraulic conductivity (k_{sat}) evolution revealed three distinct phases: initial reduction due to partial clogging and particles rearrangement, a plateau indicating flow adjustment, and a second drop under progressive erosion. The spatial variability of k_{sat} within layers underscored the non-uniform nature of internal erosion.
- Non-Darcy flow models captured non-linear behavior effectively. Forchheimer and power-law models both fitted the data well (R^2 up to 0.999). However, model parameters indicated that non-linear flow was not solely due to turbulence but also linked to structural changes from suffossion.
- The modified Kozeny-Carman model provided accurate predictions of k_{sat} only for homogeneous, sub-rounded materials. It significantly underestimated flow in sub-angular, heterogeneous specimens, suggesting limitations in standard predictive tools under complex internal erosion conditions.

These results provide original experimental evidence that connects particle morphology, compaction-induced segregation, and flow dynamics under cyclic hydraulic gradients. The study highlights that suffossion initiation is not only a function of grain size distribution but also of grain shape and initial structural heterogeneity — a crucial consideration often neglected in pavement and dam design standards.

CHAPITRE 7 DISCUSSIONS GÉNÉRALES

7.1 Essais de ségrégation à l'état sec sous vibration verticale et secousses horizontales du matériau (sub-angulaire) SA

7.1.1 Montage expérimental

Des essais de ségrégation à l'état sec ont été réalisés afin d'évaluer la réponse des matériaux granulaires soumis à des sollicitations vibratoires horizontales. Ces essais permettent de simuler des conditions réalistes de transport ou de compactage susceptibles d'engendrer une redistribution verticale des grains.

Le dispositif expérimental utilisé est constitué d'une colonne cylindrique de 200 mm de diamètre intérieur et de 400 mm de hauteur. Cette colonne est solidement encadrée à ses extrémités par deux tamis rectangulaires, dont les mailles sont adaptées à la rétention des grains tout en permettant la libre circulation de l'air. L'ensemble est présenté à la Figure 7.1.

Le montage est inséré dans un tamiseur pour granulats de marque Gilson, modèle TS-1, initialement conçu pour le tamisage des matériaux grossiers. Ce dispositif est ici détourné de son usage classique pour fournir un champ de vibration essentiellement horizontal à l'ensemble colonne–tamis, permettant ainsi l'étude de la ségrégation induite par agitation latérale. Les principales caractéristiques techniques du tamiseur Gilson sont rassemblées au Tableau 7.1.

Figure 7.1: Images du dispositif expérimental pour les essais de ségrégation sous vibration horizontale.

Tableau 7.1: Caractéristiques du tamiseur (Gilson).

Model	Tension	Fréquence	Dimensions (mm)	Watts	Amps
TS-1	115V	60 Hz	584 x 787 x 1092	373	9.2

7.1.2 Procédure expérimentale

La préparation des échantillons a suivi la même procédure que celle décrite à la section 3.2.1, assurant ainsi une cohérence dans les conditions initiales entre les différents protocoles expérimentaux. Toutefois, deux différences majeures distinguent les essais réalisés sous vibration horizontale.

Premièrement, l'agitation appliquée est circulaire (horizontale/orbitale), contrairement à l'agitation verticale utilisée sur la table vibrante. Le tamiseur génère un mouvement circulaire d'une amplitude d'environ 10 mm à une fréquence de 600 coups par minute.

Deuxièmement, les essais ont été réalisés en surface libre, c'est-à-dire qu'aucune charge n'a été appliquée sur la surface supérieure de l'échantillon pendant l'agitation. Cette configuration diffère de celle employée sur la table vibrante, où une masse est placée au-dessus de l'échantillon afin d'introduire un effet de tassement mécanique vertical.

Les granulométries post-essai sont présentées à l'Annexe C.3.

Les essais ont porté sur le matériau SA et les distributions granulométriques Bo, Mo, Yo et Yg.

7.1.3 Résultats

Le Tableau 7.2 présente les indices de ségrégation relatif (RSI) obtenus pour le matériau SA soumis à des vibrations horizontales (H) et verticales (V), avec différentes granulométries : Bo (granulométrie étalée continue sans fines), Mo (granulométrie fine étalée avec 5 % de fines), Yo (granulométrie discontinue avec 10 % de fines) et Yg (granulométrie discontinue avec 15 % de fines).

Ces résultats montrent une tendance générale de diminution de l'indice de ségrégation avec l'augmentation de la teneur en fines et la discontinuité granulométrique, quel que soit le mode de vibration. La distribution Bo, caractérisée par une large courbe continue sans fines (0 % < 80 µm),

présente les indices de ségrégation les plus élevés, atteignant 31.52% en vibration horizontale et 22.81% en vibration verticale. À l'opposé, la granulométrie Yg, marquée par une distribution discontinue enrichie en fines (15% < 80 µm), présente une ségrégation négligeable, inférieure à 1.5%.

Tableau 7.2: Résultats des essais de ségrégation : RSI selon le type de vibration (horizontale vs verticale) pour le matériau SA et les granulométries Bo, Mo, Yo et Yg.

Agitation	Bo	Mo	Yo	Yg
Horizontale	31.52	26.91	8.76	1.2
Verticale	22.81	5.37	1.85	0.98

a) Effet de la distribution granulométrique

La forte ségrégation observée pour les échantillons Bo et Mo est cohérente avec les principes de ségrégation décrits dans la littérature, notamment le mécanisme de percolation, qui favorisent la remontée des gros grains dans les mélanges étendus ou continus sous vibration (Gray et Thornton, 2005; Jain et al., 2013). En absence de fines, les vides interstitiels permettent aux particules plus grosses de se mobiliser et de migrer vers le sommet de l'échantillon. Cela est accentué dans le cas de Bo, qui combine une large plage granulométrique et une surface libre, facilitant les réarrangements sous sollicitation horizontale.

En revanche, les matériaux Yo et Yg, présentant des distributions discontinues, montrent une nette réduction de la ségrégation. L'introduction d'un certain pourcentage de fines (<80 µm) remplit partiellement les vides entre les particules plus grossières, réduisant ainsi leur mobilité. Cette observation est particulièrement marquée dans le cas de Yg, pour lequel l'indice de ségrégation tombe à 1.2% (H) et 0.98% (V), soulignant l'effet stabilisateur des fines dans les mélanges granulaires.

b) Influence du mode de vibration

Pour toutes les granulométries, les vibrations horizontales ont systématiquement généré une ségrégation plus marquée que les vibrations verticales, notamment pour les matériaux à granulométrie étalée et pauvres en fines (Bo et Mo).

Cette différence d'effet provient du fait que les vibrations horizontales induisent des cisaillements internes à l'échantillon. Ces cisaillements favorisent le glissement différentiel entre particules de tailles différentes, ainsi que la migration descendante des fines et la remontée des éléments grossiers. Ce mécanisme est particulièrement actif dans les matériaux continus où les particules sont libres de se réorganiser en fonction de leurs tailles et de leur densité.

À l'inverse, les vibrations verticales ont eu tendance à resserrer temporairement les grains, à travers un mécanisme de compaction dynamique. Cette sollicitation symétrique limite la capacité des particules à se réorganiser sélectivement, surtout si l'intensité vibratoire reste modérée.

Les résultats ont mis en évidence que le mode de vibration a exercé une influence significative sur la ségrégation des matériaux granulaires. Les vibrations horizontales ont favorisé la séparation des tailles par glissement différentiel, tandis que les vibrations verticales ont conduit à un réarrangement plus symétrique, moins propice à la ségrégation.

Toutefois, les résultats ont également montré que la granulométrie, et en particulier la teneur en fines, a joué un rôle prépondérant dans la résistance à la ségrégation. Les matériaux contenants au moins 10% de particules fines (< 80 µm) ont présenté une stabilité remarquable, réduisant les effets du mode vibratoire au second plan.

Toutefois, cette stabilité granulométrique acquise par l'ajout de fines doit être nuancée dans un contexte d'ingénierie routière, car elle n'est pas nécessairement souhaitable.

En effet, la présence excessive de particules fines, en particulier les fractions argileuses ou limoneuses, est connue pour dégrader les performances mécaniques (portance, résistance à la fatigue) et hydrauliques (perméabilité, drainage) des matériaux non liés utilisés dans les couches de fondation ou de forme des chaussées (Cedergren, 1988; Lekarp et al., 2000). Ces particules fines peuvent notamment :

- Réduire l'eau et induire des variations volumétriques (gonflements),
- Réduire la capacité de drainage, menant à des phénomènes de pompage sous charges cycliques,
- Et affaiblir le frottement intergranulaire, essentiel à la stabilité mécanique.

Ainsi, bien que les fines aient permis de réduire ou d'annuler la ségrégation, leur présence en quantité importante pourrait s'avérer préjudiciable à la performance globale de la structure routière. Ce compromis souligne la complexité du choix granulométrique pour les matériaux non liés : il faut limiter la ségrégation sans compromettre les exigences mécaniques et hydrauliques.

7.2 Courbes débit-gradient (v-i)

L'Annexe E a présenté les résultats détaillés des courbes débit-gradient (v-i) obtenues pour les matériaux SR (à grains sub-arrondis) et SA (à grains sub-angulaires), dans le cadre d'essais hydrauliques réalisés sous deux cycles de chargement successifs.

Les essais ont été conduits selon trois configurations expérimentales :

- E1 : matériau homogène compacté à une teneur en eau de 4% ;
- E2 : duplicata de la configuration E1 ;
- E3 : matériau hétérogène compacté à une teneur en eau de 8%.

Dans toutes les configurations, les échantillons ont été préparés de manière à atteindre une compacité proche de 95%, représentant des conditions réalistes pour des matériaux non liés utilisés dans les structures routières.

Chaque essai a comporté deux cycles hydrauliques, au cours desquels le gradient hydraulique (i) a été augmenté progressivement par paliers, puis diminué, avant d'être de nouveau augmenté puis abaissé. Cette méthode a permis d'observer l'évolution du comportement hydraulique au fil du chargement cyclique, en lien avec une éventuelle mobilisation interne des fines ou une modification de la perméabilité effective.

Les courbes v-i ont ainsi permis :

- D'identifier les éventuels écarts entre les cycles (effet de l'histoire de chargement),
- De caractériser la réponse non linéaire des matériaux (déviation au comportement de Darcy),
- Et de comparer la sensibilité à l'érosion interne entre les matériaux SR et SA, en fonction de leur forme, de leur état initial et de leur homogénéité.

7.2.1 Configuration homogène (E1 et E 2)

L'analyse des courbes vitesse–gradient (v–i) obtenues pour les configurations homogènes E1 et E2, au cycle 1, a révélé des comportements hydrauliques différenciés selon la forme des grains et la position verticale dans les échantillons. Pour le matériau SR (sub-arrondi), une hystérésis hydraulique significative a été observée dès le premier cycle, principalement dans la couche supérieure, qui a atteint des vitesses d'écoulement plus élevées que les couches sous-jacentes pour un même gradient. Cette asymétrie a suggéré une perméabilité plus élevée en surface, potentiellement liée à une porosité initialement plus ouverte, ou à un début de mobilisation de particules fines favorisant un écoulement plus libre en phase croissante. Inversement, la couche inférieure a présenté des gradients plus faibles, avec une différence d'environ 0.5 avec la couche centrale et 1 unité avec la supérieure au gradient maximum, suggérant un freinage progressif de l'écoulement en profondeur, possiblement dû à un piégeage précoce des fines dans la base de l'échantillon.

Pour le matériau SA (sub-angulaire), la réponse a été plus contrastée. L'hystérésis a été moins marquée dans la couche supérieure, tandis qu'elle a été plus accentuée dans la couche inférieure, indiquant un renversement du comportement observé chez SR. Ce résultat a mis en évidence un début de colmatage ou de réorganisation granulaire à la base, typique des matériaux à grains anguleux. De plus, la courbe *v–i*, de la couche supérieure de SA, s'est rapprochée d'un régime linéaire, traduisant une structure probablement plus homogène ou mieux connectée. En revanche, les couches centrale et inférieure ont montré des comportements concaves, signes de réduction progressive de perméabilité avec l'augmentation du gradient.

Au cycle 2, les effets du chargement répété ont accentué ou atténué ces phénomènes selon les matériaux. Pour le matériau SR, une hystérésis a persisté dans les trois couches, confirmant la présence d'une instabilité hydraulique résiduelle. La couche supérieure a enregistré une légère baisse de vitesse pour les mêmes gradients, sauf au gradient le plus élevé, ce qui a suggéré un début de colmatage sélectif ou un réajustement local. Fait intéressant, la couche centrale a atteint des vitesses plus faibles que la couche inférieure, sauf à i_{max} où elles se sont égalisées, ce qui pourrait traduire une pénétration progressive des fines en profondeur, aboutissant à une redistribution verticale des chemins préférentiels d'écoulement.

Dans le cas du matériau SA, l'évolution a été différente : l'hystérésis a quasiment disparu dans les couches supérieure et centrale, et est resté très faible dans la couche inférieure. Ce comportement a reflété un rééquilibrage progressif de la structure, avec une réduction des contrastes hydrauliques internes entre montée et descente du gradient. Notamment, la couche supérieure de SA a atteint sa vitesse maximale à un gradient significativement plus faible que les autres couches (différences de 4 et 7 unités, respectivement avec les couches centrale et inférieure), ce qui a révélé soit une réduction de sa résistance interne, soit une augmentation de sa conductivité effective, possiblement liée à une érosion localisée, un lessivage de fines, ou encore une décompression partielle de la surface.

Ces résultats ont confirmé que l'hystérésis hydraulique constitue un indicateur sensible des processus de réorganisation interne et des phénomènes de ségrégation verticale. Le matériau SR, à grains arrondis, a mieux conservé sa stabilité de structure entre les cycles, mais a montré une persistante inertie hydraulique. À l'inverse, le matériau SA, plus anguleux, a connu une réduction notable des effets de mémoire hydraulique, probablement liée à un colmatage en profondeur ou à une compaction différenciée au sein de l'échantillon.

7.2.2 Configuration hétérogène (E3)

Dans la configuration hétérogène E3, les réponses hydrauliques obtenues au travers des courbes v–i ont mis en évidence des comportements différenciés par couche et selon la forme des grains (SR : sub-arrondi, SA : sub-angulaire), révélant l'impact direct de l'hétérogénéité verticale initiale sur les mécanismes d'écoulement et d'hystérésis hydraulique.

Au cycle 1, pour le matériau SR, une hystérésis hydraulique marquée a été observée dans la couche centrale, et encore plus accentuée dans la couche inférieure, dépassant en intensité celles enregistrées dans les configurations homogènes (E1 et E2). Ce comportement a traduit une réorganisation interne importante du réseau granulaire, probablement favorisée par la discontinuité verticale de compacité induite lors du compactage différencié. En revanche, la couche supérieure n'a présenté aucune hystérésis, ce qui a révélé un comportement hydraulique plus stable, voire un relâchement partiel de la structure de surface, facilitant l'écoulement. Fait notable, cette couche a atteint la vitesse maximale à un gradient sensiblement plus faible que les couches sous-jacentes (différence de 1.5 par rapport à la couche centrale et de 3.5 par rapport à l'inférieure), ce qui a

suggéré un canal préférentiel en surface, formé par une porosité accrue ou un appauvrissement local en fines.

Le matériau SA, quant à lui, a montré un comportement plus homogène et plus stable : l'hystérésis était inexistante dans les couches supérieure et centrale, et modérément présente dans la couche inférieure, indiquant une répartition verticale plus uniforme de la réponse hydraulique. De plus, les courbes v–i des couches supérieure et centrale ont été presque linéaires, ce qui a confirmé la réduction de la résistance au passage de l'eau, probablement due à une restructuration granulaire plus cohésive dans ces zones. Comme pour SR, la vitesse maximale a été atteinte à un gradient beaucoup plus faible qu'en E1 et E2, renforçant l'hypothèse d'un comportement hydraulique optimisé dans la partie supérieure, possiblement lié à l'effet de la structure hétérogène inversée. L'écart de gradient entre la couche supérieure et les couches centrale (0.6) et inférieure (3.0) a renforcé cette lecture.

Au cycle 2, les effets d'hystérésis se sont estompés pour les deux matériaux, témoignant d'un rééquilibrage hydraulique progressif. Pour le matériau SR, l'hystérésis a quasiment disparu dans toutes les couches, indiquant que la réorganisation des grains et le colmatage partiel observés au cycle 1 ont probablement stabilisé la structure interne. La couche supérieure a conservé le même gradient de vitesse maximale qu'au cycle 1, mais a atteint une vitesse encore plus élevée, ce qui suggère une amélioration de la conductivité locale, possiblement due à un nettoyage partiel du réseau poreux en surface. L'écart avec la couche centrale (1.6) et inférieure (3.0) est resté similaire, confirmant une persistante stratification verticale des performances hydrauliques.

Du côté du matériau SA, le comportement est resté remarquablement stable : l'hystérésis a été inexistante dans toutes les couches, et les vitesses maximales ont été plus importantes qu'au cycle précédent, ce qui a traduit une augmentation nette de la perméabilité effective, sans doute liée à une consolidation interne sans blocage. La vitesse maximale a été atteinte pour le même gradient que celui du cycle 1 dans la couche supérieure, renforçant l'idée d'un canal préférentiel résiduel maintenu au cours des sollicitations. La différence de gradient entre la couche supérieure et les couches centrale (0.3) et inférieure (2.2) a confirmé un profil vertical hiérarchisé, mais avec des écarts bien moindres qu'en configuration homogène, soulignant l'effet bénéfique de l'hétérogénéité initiale sur la stabilité du régime d'écoulement.

7.2.3 Synthèse

L'ensemble des courbes vitesse–gradient (v–i) obtenues pour les trois configurations testées (E1, E2 et E3) a mis en évidence des comportements hydrauliques distincts en fonction de la structure initiale des échantillons, de la forme des grains (SA vs SR), et de la position verticale des couches.

Dans les configurations homogènes E1 et E2, les matériaux ont présenté une hystérésis hydraulique marquée au cycle 1, en particulier pour SR, avec une intensité croissante de la couche supérieure vers la couche inférieure. Cette asymétrie verticale a mis en évidence une progression de la réorganisation interne ou du colmatage en profondeur, sous l'effet du gradient descendant. Le matériau SA, plus anguleux, a montré des comportements plus linéaires en surface, mais des concavités marquées dans les couches profondes, signe de résistances accrues liées à la géométrie des grains et à leur répartition locale.

En revanche, la configuration hétérogène E3 a engendré des réponses plus différenciées mais globalement plus stables. Pour SR, l'hystérésis a été importante au cycle 1 dans les couches moyenne et inférieure, mais absente en surface, tandis que SA a montré une quasi-disparition de l'hystérésis dès le premier cycle, excepté un résidu modéré en profondeur. La vitesse maximale a été atteinte à un gradient plus faible dans la couche supérieure, pour les deux matériaux, indiquant la présence de chemins préférentiels d'écoulement favorisés par l'hétérogénéité verticale des pores. Ce comportement a été conservé, voire amplifié au cycle 2, où l'hystérésis s'est généralement estompée dans toutes les couches et pour les deux matériaux.

7.3 Analyse des courbes v-i selon les modèles de Forchheimer et la loi de puissance

Les Figures présentées en Annexe F.1 et F.2 synthétisent les résultats de l'ajustement respectif des lois de Forchheimer et de puissance (Bear, 1972; Scheidegger, 1957) aux courbes débit–gradient observées dans les trois sections, supérieure, centrale et inférieure, des échantillons testés. Ces ajustements visent à modéliser les écoulements non Darciens, caractérisés par des comportements non linéaires dans les milieux poreux étudiés.

De manière générale, les deux modèles ont permis de représenter de manière satisfaisante les données expérimentales, avec des coefficients de détermination (R^2) élevés. Toutefois, la loi de

puissance s'est montrée globalement plus performante que la loi de Forchheimer, en affichant des R^2 systématiquement plus élevés, quelle que soit la section de l'échantillon considérée.

Plus précisément, pour l'ajustement par la loi de puissance :

- La section inférieure présente des R^2 variant entre 0,945 et 0,998,
- La section centrale entre 0,976 et 0,998,
- Et la section supérieure entre 0,947 et 0,997.

En comparaison, l'ajustement par la loi de Forchheimer donne des R^2 un peu plus dispersés :

- Entre 0,784 et 0,999 pour la section inférieure,
- Entre 0,820 et 0,999 pour la section centrale,
- Et entre 0,911 et 0,998 pour la section supérieure.

7.3.1 Modèle de Forchheimer

- Couche supérieure (P1-P2)

Les paramètres du modèle de Forchheimer ajustés à la couche supérieure des échantillons ont permis de caractériser les régimes d'écoulement et l'évolution du comportement hydraulique entre les deux cycles (voir Tableau 7.3). Les résultats obtenus au cycle 1 ont montré des comportements contrastés entre les deux matériaux. Pour le matériau SA, les coefficients linéaires a ont été compris entre 0.44 et 0.92, traduisant une contribution modérée du terme visqueux, tandis que le terme inertiel b a atteint des valeurs relativement élevées, notamment pour E1 (6.73) et E2 (7.10), révélant une non-linéarité marquée de l'écoulement dès le premier cycle. En revanche, pour la configuration E3, le terme b s'est annulé, traduisant un écoulement quasi-laminaire, cohérent avec une structure plus lâche et hétérogène, limitant les effets inertiels.

Pour le matériau SR, la réponse au cycle 1 a été dominée par le terme inertiel, avec des valeurs de b très élevées pour E1 (58.63) et E2 (59.42), et une quasi-absence du terme linéaire ($a \approx 0$), indiquant un comportement inertiel prédominant, typique d'un matériau plus perméable, à structure ouverte, avec une transition rapide vers un régime non linéaire. La configuration E3 a présenté une contribution mixte ($a = 0.04$; $b = 16.82$), probablement en raison d'un état de compaction plus hétérogène, atténuant la dynamique inertielle.

Au cycle 2, les paramètres ont significativement évolué. Pour SA, les valeurs du coefficient *a* ont augmenté dans E1 et E2 (jusqu'à 1.56), tandis que *b* a fortement diminué, traduisant une réduction de la non-linéarité et une possible restructuration du réseau poreux due à la migration ou à la redistribution des particules fines. Ce comportement suggère un colmatage partiel ayant augmenté la résistance visqueuse à l'écoulement tout en diminuant les effets inertiels.

Du côté de SR, le terme *a* a également augmenté entre les deux cycles, en particulier dans E2 (de 0.00 à 2.29), tandis que le paramètre *b* est resté élevé pour E1 et E2 (> 59), traduisant une structure globalement préservée malgré des ajustements locaux. En revanche, pour E3, les deux coefficients ont diminué au cycle 2 ($a = 0.72$, $b = 10.60$), ce qui pourrait témoigner d'un nettoyage partiel de la structure ou d'une réduction du colmatage local, laissant place à un écoulement moins contraint.

Dans l'ensemble, ces résultats ont mis en évidence une sensibilité plus élevée du matériau SA aux réarrangements internes, avec une transition vers un comportement plus visqueux au cycle 2, tandis que le matériau SR a conservé une forte composante inertielle, sauf dans le cas d'un compactage initialement hétérogène (E3).

Tableau 7.3: Paramètres d'ajustement du modèle Forchheimer, *a* et *b*, de la couche supérieure pour les matériaux SA et SR à différentes configurations d'essai E1, E2 et E3.

Cycle	*Matériau*	*SA*			*SR*		
	Essai	*E1*	*E2*	*E3*	*E1*	*E2*	*E3*
C1	*a*	*0.92*	*0.90*	*0.44*	*0.00*	*0.00*	*0.04*
	b	*6.73*	*7.10*	*0.00*	*58.63*	*59.42*	*16.82*
C2	*a*	*1.56*	*1.41*	*0.41*	*1.16*	*2.29*	*0.72*
	b	*1.16*	*1.85*	*0.00*	*63.33*	*59.44*	*10.60*

- Couche centrale (P2-P3)

Les paramètres du modèle de Forchheimer obtenus dans la couche centrale des échantillons ont permis de mieux comprendre l'évolution de la structure poreuse à l'intérieur du cœur des matériaux (voir Tableau 7.4). Au cycle 1, le comportement du matériau SA a été entièrement dominé par le terme inertiel (*b*), avec des valeurs élevées pour E1 (43.77) et E2 (44.65), et plus modérées pour E3 (7.58). Le terme visqueux *a* est resté nul dans toutes les configurations, traduisant un

écoulement non linéaire prédominant, sans résistance significative d'origine visqueuse. Cela a suggéré une structure centrale perméable et non colmatée, où les fines ont peu entravé l'écoulement initial.

Pour le matériau SR, les coefficients *b* au cycle 1 ont été encore plus élevés que ceux de SA, en particulier pour E1 (75.37) et E2 (80.50), ce qui a indiqué une réponse inertielle forte et précoce, caractéristique d'un matériau à grains sub-arrondis, formant un réseau poreux plus ouvert. Le coefficient *a* a été nul pour E2 et E3, et faiblement présent pour E1 ($a = 0.66$), soulignant que même dans une zone centrale, l'écoulement s'est rapproché d'un régime inertiel pur, sans ralentissement notable à faible vitesse.

Au cycle 2, des modifications significatives des paramètres ont été observées. Pour SA, les valeurs de *b* sont restées relativement stables dans E1 (42.31) et E2 (47.38), mais ont diminué nettement dans E3 (3.33), alors que le terme *a* est devenu non nul dans E1 ($a = 0.55$) et E3 ($a = 0.34$). Cela a révélé une évolution vers un régime plus visqueux, possiblement due à un colmatage partiel localisé, notamment dans les zones moins compactées ou initialement plus hétérogènes. La stabilité du paramètre *b* dans E1 et E2 suggère que l'effet du cycle hydraulique a été limité dans ces configurations, tandis que la baisse de *b* dans E3 pourrait indiquer une redistribution ou expulsion partielle de fines vers les extrémités.

Du côté de SR, le cycle 2 a mis en évidence une augmentation significative du terme visqueux, en particulier pour E1 ($a = 4.03$) et E2 ($a = 4.32$), ce qui a marqué une résistance accrue à l'écoulement à faible vitesse, probablement induite par un réarrangement du squelette granulaire ou un début de colmatage diffus dans la zone centrale. Simultanément, le terme inertiel *b* a légèrement diminué dans ces deux configurations, mais est resté dominant (>60), indiquant que l'écoulement est resté non linéaire, mais avec une influence visqueuse plus marquée qu'au cycle précédent. En E3, les deux coefficients ont diminué ($a = 1.34$, $b = 30.02$), suggérant une évolution vers un comportement plus équilibré entre effets visqueux et inertiels, potentiellement lié à une restructuration interne du matériau hétérogène.

En somme, l'analyse de la couche centrale a révélé que, bien qu'initialement peu affectée par la viscosité, cette zone a montré une sensibilité modérée aux cycles hydrauliques. Le matériau SR a développé une résistance accrue à l'écoulement entre les cycles, tandis que le matériau SA a

présenté une réponse plus contrastée, suggérant une mobilité plus importante des fines et un impact plus localisé de l'érosion interne.

Tableau 7.4: Paramètres d'ajustement du modèle Forchheimer, *a* et *b*, de la couche centrale pour les matériaux SA et SR à différentes configurations d'essai E1, E2 et E3.

Cycle	*Matériau*	*SA*			*SR*		
	Essai	*E1*	*E2*	*E3*	*E1*	*E2*	*E3*
C1	*a*	*0.00*	*0.00*	*0.00*	*0.66*	*0.00*	*0.00*
	b	*43.77*	*44.65*	*7.58*	*75.37*	*80.50*	*38.14*
C2	*a*	*0.55*	*0.00*	*0.34*	*4.03*	*4.32*	*1.34*
	b	*42.31*	*47.38*	*3.33*	*63.24*	*62.88*	*30.02*

- Couche inférieure (P3-P4)

Dans la couche inférieure des échantillons, les paramètres du modèle de Forchheimer ont mis en évidence une dynamique d'écoulement fortement inertielle au cycle 1, suivie de modifications notables au cycle 2, liées à la réponse du matériau aux sollicitations cycliques (voir Tableau 7.5). Pour le matériau SA, les coefficients *a* sont restés nuls dans toutes les configurations au cycle 1, tandis que les coefficients *b* ont atteint des valeurs élevées, en particulier dans E1 (64.24) et E2 (65.64), traduisant une dominance claire du comportement inertiel. La configuration E3 a présenté une valeur plus modérée ($b = 33.83$), ce qui a pu s'expliquer par une structure plus lâche, réduisant les pertes de charge quadratiques.

Le matériau SR a montré une tendance similaire, avec des coefficients *a* également nuls et des valeurs de *b* encore plus élevées, notamment pour E1 (76.06) et E2 (77.36). Ces résultats ont confirmé que, dans un état initial libre de colmatage, la couche inférieure a favorisé un écoulement fortement non linéaire, caractéristique d'un réseau de pores bien connecté dans la zone basse de l'échantillon, où les particules grossières dominent. La configuration E3 a, là encore, affiché un *b* réduit ($b = 57.58$), cohérent avec un état initial hétérogène.

Au cycle 2, les coefficients *a* sont devenus non nuls pour tous les cas, ce qui a révélé une augmentation de la composante visqueuse, liée à une altération de la structure poreuse par dépôt de fines. Pour SA, la valeur de *a* a atteint 3.90 dans E1, alors que *b* a diminué à 47.81, suggérant

une réduction de la perméabilité effective et une transition vers un comportement plus visqueux, possiblement causée par un colmatage partiel de la base. Ce phénomène est particulièrement pertinent dans un contexte d'érosion descendante, où les fines migrent vers la couche inférieure, ce que ces résultats tendent à confirmer.

Dans le cas de SR, bien que les valeurs de *a* soient restées plus modérées (*a* entre 1.58 et 2.25), la baisse des coefficients *b* entre les cycles (par exemple, de 76.06 à 73.11 en E1 ; de 77.36 à 76.79 en E2) a été plus limitée, ce qui a suggéré un réseau poreux plus stable malgré le chargement cyclique. La configuration E3, avec une diminution marquée de *b* (de 57.58 à 44.10) et une augmentation de *a* (à 2.25), a montré un comportement similaire à celui observé pour SA, indiquant que l'hétérogénéité initiale favorise les phénomènes de redistribution interne des fines.

Globalement, l'évolution des paramètres dans la couche inférieure a confirmé que cette zone avait été la principale zone de dépôt des particules mobilisées depuis les couches supérieures. La hausse du terme visqueux *a* au cycle 2 a été l'indicateur d'un colmatage progressif, réduisant la perméabilité à faibles vitesses, tandis que la baisse du terme inertiel *b* a signalé un ralentissement global de l'écoulement, traduisant une altération durable de la structure hydraulique. Le matériau SA, plus anguleux et plus sujet à l'interblocage, a manifesté une sensibilité accrue à ces phénomènes, en particulier dans la configuration homogène (E1).

Tableau 7.5: Paramètres d'ajustement du modèle Forchheimer, *a* et *b*, de la couche inférieure pour les matériaux SA et SR à différentes configurations d'essai E1, E2 et E3.

Cycle	*Matériau*	*SA*			*SR*		
	Essai	*E1*	*E2*	*E3*	*E1*	*E2*	*E3*
C1	*a*	*0.00*	*0.00*	*0.00*	*0.00*	*0.00*	*0.00*
	b	*64.24*	*65.64*	*33.83*	*76.06*	*77.36*	*57.58*
C2	*a*	*3.90*	*0.88*	*1.14*	*1.79*	*1.58*	*2.25*
	b	*47.81*	*66.51*	*20.05*	*73.11*	*76.79*	*44.10*

Synthèse inter-couches des résultats avec le modèle de Forchheimer

L'analyse des paramètres *a* (terme visqueux) et *b* (terme inertiel) du modèle de Forchheimer a permis d'identifier des variations significatives du comportement hydraulique entre les cycles et

les couches, en lien avec la forme des grains, l'état initial du matériau, et la direction de l'écoulement descendant.

Au cycle 1, dans l'ensemble des configurations, les deux matériaux ont présenté un comportement fortement inertiel, avec des coefficients *b* élevés, particulièrement dans les couches centrale et inférieure. Le matériau SR, plus arrondi, a affiché les plus fortes valeurs de *b*, traduisant une structure initialement plus ouverte et perméable. Le terme *a* est resté nul ou très faible, sauf dans la couche supérieure de SA, où une contribution visqueuse modérée a été relevée dans certaines configurations, témoignant d'un début de resserrement local du réseau poreux.

Au cycle 2, une évolution nette a été observée, en cohérence avec un phénomène d'érosion descendante. Les couches supérieures ont généralement vu leur coefficient *a* augmenter et leur coefficient *b* diminuer, suggérant un décolmatage progressif par migration de fines résiduelles. Les couches centrales, relativement stables au cycle 1, ont montré une évolution vers un comportement plus visqueux, notamment dans le matériau SR, traduisant une restructuration ou un compactage interne. Enfin, les couches inférieures ont été les plus affectées par le dépôt des particules mobilisées, comme en témoigne l'augmentation marquée de *a* et la baisse de *b* au cycle 2, particulièrement dans le matériau SA. Cela a confirmé le rôle de piégeage de la base dans un écoulement descendant, qui a favorisé l'accumulation progressive des particules fines arrachées dans les zones supérieures.

Par ailleurs, les matériaux initialement hétérogènes (E3) ont montré une moindre inertie initiale, mais une réponse plus évolutive aux cycles, ce qui laisse penser que l'hétérogénéité structurelle favorise la redistribution interne, mais également une atténuation progressive des contrastes hydrauliques en fin de cycle.

Conclusion

L'étude comparative des paramètres du modèle de Forchheimer dans les trois couches a permis de mettre en évidence l'impact du chargement hydraulique cyclique descendant sur la réorganisation interne des matériaux granulaires non liés. Les résultats ont confirmé que :

- l'érosion descendante s'est traduite par une mobilisation des particules fines dans la couche supérieure, une migration à travers la couche centrale, et un piégeage dans la couche inférieure ;

- le matériau SA, à grains sub-angulaires, a été plus sensible au colmatage, particulièrement dans la zone de dépôt, tandis que SR, à grains sub-arrondis, a montré une plus grande inertie mais également une meilleure stabilité structurelle sous cycles répétés ;
- les états initiaux hétérogènes ont influencé la distribution des résistances hydrauliques, en modulant la répartition des dépôts et en affectant localement la perméabilité.

7.3.2 Loi de puissance

Couche supérieure (P1-P2)

L'ajustement du modèle puissance ($i = C \cdot v^n$) aux données expérimentales de la couche supérieure a permis de mieux quantifier la non-linéarité du comportement hydraulique et son évolution au cours des cycles hydrauliques (voir Tableau 7.6). Au cycle 1, les matériaux ont présenté des réponses fortement différenciées selon leur nature et leur état initial. Le matériau SA, à grains sub-angulaires, a présenté des valeurs modérées du coefficient C pour E1 (5.09) et E2 (5.39), accompagnées d'un exposant $n > 1.5$, traduisant un comportement nettement non linéaire dès le premier cycle. En revanche, pour la configuration E3, plus hétérogène, le coefficient C a chuté à 0.33, et l'exposant n est descendu à 0.82, révélant un écoulement quasi-laminaire, probablement lié à une structure plus lâche ou moins continue, limitant l'apparition de pertes inertielles.

Le matériau SR, à grains sub-arrondis, a montré un comportement beaucoup plus marqué : les valeurs de C ont été très élevées dans les configurations E1 (116.53) et E2 (122.22), avec des exposants n dépassant 2.3, confirmant une réponse fortement non linéaire, typique d'un écoulement inertiel dans un milieu à porosité ouverte. La configuration E3, bien que moins extrême, a aussi présenté un comportement non linéaire ($n = 2.15$), suggérant que même dans un état plus hétérogène, le matériau SR a maintenu une forte sensibilité inertielle.

Au cycle 2, des réductions significatives de l'exposant n ont été observées dans toutes les configurations. Pour SA, n s'est rapproché de 1, notamment dans E1 (1.04) et E2 (1.10), tandis que le coefficient C a baissé de moitié, indiquant une transition vers un régime plus linéaire. Cette évolution a été interprétée comme le résultat d'un colmatage progressif de la couche supérieure, limitant les écoulements à vitesse élevée, et favorisant une réponse plus résistive, mais moins inertielle.

Dans le cas de SR, une baisse significative des deux paramètres *C* et *n* a également été constatée au cycle 2, avec *C* diminuant jusqu'à 59.63 (E1) et 46.43 (E2), et *n* s'abaissant à environ 1.74-1.91, ce qui a suggéré une atténuation des effets inertiels, possiblement causée par un réarrangement de la structure granulaire ou une mobilisation partielle des fines. Pour E3, les valeurs se sont stabilisées à $C = 9.47$ et $n = 1.74$, confirmant un comportement intermédiaire, entre régimes inertiel et visqueux, cohérent avec la nature hétérogène du matériau initialement compacté à teneur en eau élevée.

En synthèse, les résultats ont révélé que le matériau SA a montré une transition plus marquée vers un régime quasi-laminaire entre les cycles, tandis que le matériau SR a conservé un comportement non linéaire dominant, bien que modéré. Cette distinction souligne l'impact combiné de la forme des grains, de l'état de compactage initial, et de l'évolution du réseau poreux sous gradients hydrauliques répétés. Dans un contexte de sollicitation descendante, la couche supérieure apparaît comme une zone de départ du processus érosif, où les ajustements hydrauliques traduisent les premiers signes de mobilisation interne des particules fines, compromettant à terme la fonction de filtration ou de drainage des matériaux non liés.

Tableau 7.6: Paramètres d'ajustement de la loi de Puissance, *C* et *n*, de la couche supérieure pour les matériaux SA et SR à différentes configurations d'essai E1, E2 et E3.

Cycle	Matériau	SA			SR		
	Essai	E1	E2	E3	E1	E2	E3
C1	*C*	5.09	5.39	0.33	116.53	122.22	21.87
	n	1.51	1.53	0.82	2.39	2.40	2.15
C2	*C*	1.90	2.07	0.22	59.63	46.43	9.47
	n	1.04	1.10	0.58	1.91	1.74	1.74

Couche centrale (P2-P3)

Dans la couche centrale, l'ajustement du modèle puissance a mis en évidence des différences marquées entre les matériaux SA et SR, tant au niveau de l'intensité de la non-linéarité (exposant *n*) que de l'amplitude de la perte de charge (coefficient *C*) (voir Tableau 7.7). Au cycle 1, le matériau SA a présenté des valeurs exceptionnellement élevées du paramètre *C*, notamment dans E1 (3678.71) et E2 (3306.31), avec des exposants *n* supérieurs à 4.5, témoignant d'un

comportement fortement non linéaire, voire instable, probablement lié à des effets de seuil dans les pores interstitiels, ou à une résistance croissante à l'écoulement causée par un réseau granulaire partiellement bloqué. Ce comportement extrême peut aussi suggérer que la structure centrale du matériau SA, bien que compacte, a été particulièrement sensible aux premières sollicitations hydrauliques, avec une redistribution locale des fines réduisant rapidement la perméabilité effective.

La configuration E3, plus hétérogène, a atténué cette tendance (C = 117.80 ; n = 3.88), traduisant un écoulement encore non linéaire, mais moins excessif, ce qui confirme que l'hétérogénéité initiale a joué un rôle modérateur en limitant les pics de perte de charge.

Du côté du matériau SR, le comportement au cycle 1 a été nettement plus modéré, avec des coefficients C beaucoup plus faibles (entre 74.18 et 362.67), et des exposants n compris entre 1.96 et 3.37, reflétant une non-linéarité hydraulique bien présente, mais moins exacerbée que pour SA. En particulier, E1 et E2 ont présenté des régimes proches de Forchheimer ($n \approx 2$), suggérant une structure centrale plus régulière et plus tolérante à l'écoulement. L'élévation de n en E3 (n = 3.37) a signalé une augmentation de la résistance à l'écoulement, possiblement causée par des zones plus compactées au sein d'un état initialement hétérogène.

Au cycle 2, les deux matériaux ont montré une réduction nette de la non-linéarité, avec des baisses significatives de l'exposant n dans toutes les configurations. Pour SA, n est tombé à 2.03 (E1), 2.49 (E2) et 1.71 (E3), tandis que le coefficient C a fortement chuté, notamment en E1 (46.69) et E3 (3.16). Cette évolution a été le signe d'une réorganisation interne du matériau, qui a réduit l'intensité des pertes de charge inertielle et permis un écoulement plus stable, bien que toujours non linéaire. La chute brutale de C en E3 a renforcé l'hypothèse d'un nettoyage partiel ou d'un relâchement local de la structure, favorisé par l'état initial plus lâche.

Le matériau SR a suivi une tendance similaire, avec des exposants n stabilisés autour de 1.6–1.8, et des coefficients C modérés (entre 27.49 et 45.06), ce qui a révélé un comportement plus proche de la loi de Forchheimer. Cette stabilité relative entre les deux cycles a confirmé la robustesse du matériau sub-arrondi, qui a mieux résisté à la mobilisation interne des fines dans sa zone centrale, même sous gradients cycliques. Cependant, la baisse généralisée des paramètres dans SR a également suggéré une légère réduction de perméabilité, possiblement liée à des ajustements granulaires internes ou à un compactage différentiel sous l'effet des cycles.

Ainsi, les résultats de la couche centrale ont mis en lumière une évolution contrastée selon les matériaux : le matériau SA a montré une forte sensibilité initiale à l'écoulement, traduite par des pics de non-linéarité au cycle 1, suivis d'un effondrement hydraulique au cycle 2 ; à l'inverse, le matériau SR a maintenu une réponse stable et modérée, avec des effets d'inertie limités tout au long de l'essai. Cette opposition confirme que la forme des grains et la continuité du réseau poreux influencent fortement la résistance à l'érosion interne et aux cycles hydrauliques répétés, en particulier dans les zones centrales des structures granulaires utilisées dans les ouvrages de génie civil.

Tableau 7.7: Paramètres d'ajustement de la loi de Puissance, *C* et *n*, de la couche centrale pour les matériaux SA et SR à différentes configurations d'essai E1, E2 et E3.

Cycle	Matériau	SA			SR		
	Essai	E1	E2	E3	E1	E2	E3
C1	*C*	3678.71	3306.31	117.80	74.18	83.09	362.67
	n	4.65	4.55	3.88	1.96	2.02	3.37
C2	*C*	46.69	104.25	3.16	45.06	44.61	27.49
	n	2.03	2.49	1.71	1.63	1.61	1.82

Couche inférieure (P3-P4)

Dans la couche inférieure, l'ajustement du modèle puissance a mis en évidence des régimes d'écoulement non linéaires marqués au cycle 1, suivis d'un rééquilibrage vers des comportements plus modérés au cycle 2 (voir Tableau 7.8). Pour le matériau SA, les valeurs du coefficient *C* ont été élevées dès le premier cycle, notamment en E3 (668.37), accompagnées d'exposants *n* supérieurs à 3.0, et atteignant 4.04 en E3, ce qui a suggéré une résistance à l'écoulement très accentuée, typique d'un colmatage localisé ou d'une structure fortement contrainte. La combinaison d'un coefficient *C* élevé et d'un exposant *n* supérieur à 4 indique un régime quasi-transitoire, dominé par des effets d'étranglement ou de blocage dans les pores. Dans les configurations E1 et E2, bien que *C* ait été légèrement inférieur (≈ 430), les exposants *n* (>3) ont confirmé la présence d'une non-linéarité persistante, probablement causée par une accumulation initiale de fines issues de l'érosion descendante, étant donné la position basse de la couche.

Pour le matériau SR, les comportements ont varié plus fortement entre les configurations. Les essais E1 et E2 ont présenté des coefficients C autour de 318, avec des exposants n proches de 2.8, caractéristiques d'un écoulement fortement inertiel, mais relativement stable. Toutefois, l'essai E3 a produit une valeur anormalement élevée de C = 24 196.93, avec un exposant n = 5.74, révélant un comportement exceptionnellement non linéaire, possiblement dû à un colmatage sévère ou à une discontinuité locale dans la structure, créant une forte barrière hydraulique. Ce résultat isolé a mis en évidence la vulnérabilité des structures hétérogènes dans la couche inférieure à l'accumulation des fines et aux blocages localisés, surtout lorsque la forme des grains (sub-arrondie) ne favorise pas l'emboîtement mécanique.

Au cycle 2, une baisse générale de la non-linéarité a été observée. Pour SA, le coefficient C a fortement chuté dans toutes les configurations, tombant à 39.15 en E1 et 18.68 en E3, tandis que les exposants n se sont rapprochés de 1.8, signe d'un retour vers un comportement plus linéaire, bien que toujours légèrement non visqueux. Cette diminution indique que la phase de blocage a été suivie d'un relâchement partiel de la structure granulaire, peut-être par décompression ou réajustement mécanique du squelette, favorisant un reflux local ou une redistribution des fines dans des zones adjacentes.

Pour SR, le même phénomène a été observé : les valeurs extrêmes du cycle 1 se sont normalisées au cycle 2, avec C diminuant à 61.01 (E1), 64.87 (E2) et 39.65 (E3), et n descendant à environ 1.8, pour toutes les configurations. Cette évolution a confirmé une restructuration interne de la couche inférieure, probablement induite par les cycles hydrauliques, ayant modifié la connectivité des pores et facilité l'écoulement. Le retour à un régime proche de Forchheimer ($n \approx 1.8$) a suggéré un rééquilibrage du système hydraulique à la suite d'un dépôt initial excessif.

En résumé, les résultats de la couche inférieure ont mis en évidence que cette zone, bien que la plus profonde, a été la plus sensible à l'accumulation de fines sous écoulement descendant, avec des conséquences marquées sur la perte de charge et le régime d'écoulement. Le matériau SA a présenté une réponse initialement très contrainte suivie d'un relâchement, tandis que SR a montré un cas extrême (E3) de colmatage brutal, suivi d'un retour progressif à un régime plus stable. Ces observations soulignent l'importance de la forme des grains, de l'état de compacité initial, et de l'hétérogénéité verticale dans le développement des blocages hydrauliques et de la ségrégation par

érosion interne, particulièrement dans les structures routières non liées ou les couches filtrantes exposées à des gradients hydrauliques cycliques.

Tableau 7.8: Paramètres d'ajustement de la loi de Puissance, *C* et *n*, de la couche inférieure pour les matériaux SA et SR à différentes configurations d'essai E1, E2 et E3.

Cycle	Matériau	SA			SR		
	Essai	E1	E2	E3	E1	E2	E3
C1	*C*	437.38	416.53	668.37	317.84	319.68	24196.93
	n	3.12	3.08	4.04	2.81	2.80	5.74
C2	*C*	39.15	70.90	18.68	61.01	64.87	39.65
	n	1.66	2.00	1.80	1.82	1.84	1.79

Synthèse

L'application du modèle puissance aux données expérimentales a permis de caractériser la nature non linéaire de l'écoulement à travers les différentes couches (supérieure, centrale, inférieure) des matériaux SA (sub-angulaire) et SR (sub-arrondi), soumis à des gradients hydrauliques descendants sous deux cycles de charge. Les paramètres *C* (coefficient de perte de charge) et *n* (exposant de non-linéarité) ont évolué de manière cohérente avec les processus d'érosion interne observés expérimentalement.

Au cycle 1, les couches centrales et inférieures du matériau SA ont présenté des valeurs de *C* et surtout de *n* très élevées ($n > 3$, parfois > 4.5), ce qui a mis en évidence un régime d'écoulement extrêmement non linéaire, traduisant soit un réseau poreux instable, soit une mobilisation rapide des fines, particulièrement dans les configurations homogènes (E1, E2). Le matériau SR, quant à lui, a montré des valeurs plus modérées, bien que localement élevées (notamment E3 inférieure), suggérant une structure plus résistante à l'érosion, mais toujours sujette à des réponses non linéaires marquées en condition initiale.

Au cycle 2, l'ensemble des configurations a présenté une diminution progressive de l'exposant *n*, convergeant vers des valeurs proches de 1.6–2.0. Cette évolution a révélé une stabilisation du comportement hydraulique, en lien avec des ajustements structuraux internes (réorganisation granulaire, piégeage des fines, compaction localisée) ou une réduction de la perméabilité effective. Cette atténuation de la non-linéarité a été particulièrement visible dans les couches supérieures,

zones d'initiation des processus d'érosion descendante, mais elle a aussi affecté les couches profondes, probablement colmatées au fil des cycles.

Le modèle puissance a permis de capturer avec précision les régimes d'écoulement transitoires ou non linéaires induits par les gradients hydrauliques cycliques dans les matériaux granulaires testés. Sa souplesse mathématique a offert une bonne adaptabilité aux différentes réponses expérimentales, en particulier dans les cas de comportement extrême (valeurs de n très élevées). Il a mis en évidence le rôle central de la forme des grains, de la compacité initiale et de l'hétérogénéité dans le développement des blocages hydrauliques ou des pertes de perméabilité. Le matériau SA, plus anguleux, a montré une tendance marquée à la non-linéarité initiale, suivie d'un relâchement au cycle 2, tandis que SR, plus arrondi, a évolué de manière plus progressive. Ce modèle s'est donc avéré particulièrement pertinent pour évaluer l'intensité de l'érosion interne et les phénomènes de colmatage progressif dans des matériaux non liés sollicités hydrauliquement.

7.3.3 Confrontation entre les deux modèles

La confrontation entre les deux modèles – Forchheimer ($i = a \cdot v + b \cdot v^2$) et puissance ($i = C \cdot v^n$) – a révélé des convergences significatives dans l'interprétation des phénomènes hydrauliques, tout en mettant en lumière des différences importantes dans leur capacité à décrire et discriminer les comportements extrêmes.

Le modèle de Forchheimer a permis une séparation claire des contributions visqueuse ($a \cdot v$) et inertielle ($b \cdot v^2$), facilitant l'identification de la transition entre régimes laminaires et non linéaires. Il a été particulièrement utile pour quantifier l'évolution du régime d'écoulement entre les cycles, et pour localiser les zones de colmatage ou de concentration des fines à travers la variation des paramètres a et b. Toutefois, ce modèle suppose un comportement purement quadratique dans le domaine inertiel, ce qui limite sa capacité à décrire les cas fortement non linéaires, notamment lorsque des blocages ou des effets seuils apparaissent (ex. : $n > 3$).

À l'inverse, le modèle puissance a offert une flexibilité mathématique plus large, capable de couvrir une gamme plus étendue de comportements hydrauliques, du linéaire ($n \approx 1$) au fortement non linéaire ($n > 5$). Cette capacité l'a rendu particulièrement adapté à l'analyse des états extrêmes observés dans certaines couches (ex. : couche inférieure de SR-E3 au cycle 1). Toutefois, il présente l'inconvénient de ne pas distinguer explicitement les mécanismes physiques sous-jacents, en masquant l'origine visqueuse ou inertielle des pertes de charge.

En somme, les deux modèles se sont révélés complémentaires :

- Forchheimer a fourni un cadre interprétatif robuste pour des régimes classiques ou faiblement non linéaires,
- tandis que le modèle puissance a été mieux adapté aux écoulements fortement perturbés, où les effets de seuil, de colmatage ou de transition brusque dominent.

L'usage conjoint des deux approches a enrichi la compréhension du comportement hydraulique transitoire des matériaux granulaires non liés soumis à des gradients cycliques, et a offert une vision multi-échelle des phénomènes d'érosion interne, essentielle pour le dimensionnement sécuritaire des couches filtrantes, des chaussées et autres ouvrages hydrauliques.

CHAPITRE 8 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

Dans un contexte où près de la moitié du réseau routier québécois est jugé en mauvais état, la compréhension des mécanismes d'instabilité interne des matériaux granulaires utilisés dans les structures routières est devenue cruciale. Alors que la recherche s'est longtemps concentrée sur les matériaux bitumineux de surface, les matériaux non liés, pourtant essentiels à la performance globale des chaussées, ont été largement sous-étudiés. Cette thèse s'est attachée à combler cette lacune en examinant l'impact de plusieurs paramètres physiques — forme des grains, granulométrie, teneur en eau et hétérogénéité initiale — sur deux aspects de l'instabilité interne : la ségrégation granulaire induite par vibration et la suffossion sous gradients hydrauliques cycliques.

Trois campagnes expérimentales complémentaires ont été menées sur des matériaux concassés de nature différente (calcaire sub-anguleux et siliceux sub-arrondi), permettant de caractériser avec précision leurs comportements sous sollicitations vibratoires et hydriques.

La première étude a mis en évidence que la ségrégation sèche est fortement influencée par la forme des grains, la continuité de la distribution granulométrique et certains diamètres caractéristiques tels que D_{10} et D_{30}. Les matériaux sub-arrondis, moins anguleux et donc moins verrouillés mécaniquement, ont présenté une plus grande mobilité des grains sous vibration, menant à des redistributions verticales marquées. Des indicateurs tels que le coefficient de courbure (C_C) ou le rapport D_{15}/D_{85} se sont révélés pertinents pour évaluer la sensibilité à la ségrégation. L'analyse a également montré que des modifications minimes dans certaines fractions granulaires pouvaient faire basculer un comportement de ségrégation faible vers un comportement marqué, soulignant la nécessité d'un contrôle rigoureux des matériaux en chantier.

La deuxième étude a approfondi l'impact de la teneur en eau sur le comportement vibratoire des matériaux. Il a été démontré que, jusqu'à une certaine limite (entre 2 et 4 % d'eau), l'humidité peut réduire la ségrégation en augmentant la cohésion entre les grains. Au-delà de ce seuil (6 à 10 %), des phénomènes de redistribution verticale de l'eau et des particules fines ont été observés, menant dans certains cas à des conditions localement liquéfiées. Ces redistributions dépendent fortement de la texture du matériau, de la connectivité des pores et de la capacité capillaire, confirmant que la granulométrie ne peut être analysée indépendamment des propriétés hydriques. Là encore, la

forme des grains a montré une influence non négligeable, les matériaux sub-arrondis présentant une ségrégation plus marquée sous humidité croissante.

Les travaux présentés ont mis en évidence que l'ajout de fines constitue un levier efficace pour réduire, voire supprimer, les phénomènes de ségrégation dans les matériaux granulaires non liés soumis à des sollicitations vibratoires. Toutefois, lorsque leur teneur devient excessive, les fines peuvent engendrer une dégradation des performances mécaniques et hydrauliques, compromettant ainsi la durabilité globale des structures routières. Ces observations mettent en évidence l'existence d'un compromis granulométrique fondamental : la conception des matériaux non liés doit viser un équilibre entre la limitation de la ségrégation et le maintien des propriétés mécaniques et hydrauliques requises pour le bon fonctionnement des couches de chaussée. Les résultats soulignent également que l'optimum hydrique recherché pour le compactage, favorable à l'obtention d'un matériau dense et mécaniquement performant, peut simultanément accroître la sensibilité à la ségrégation en raison de la lubrification excessive des grains. Cette observation met en évidence un compromis fondamental entre densité, comportement mécanique et stabilité granulométrique.

Enfin, la troisième étude a permis d'explorer, pour la première fois à l'échelle expérimentale, les interactions entre ségrégation induite par compactage humide et développement de la suffossion sous gradients hydrauliques cycliques. Les essais ont révélé que les échantillons initialement compactés avec une teneur en eau plus élevée (8 %) étaient non seulement plus hétérogènes, mais aussi plus vulnérables à l'érosion interne. Les matériaux sub-arrondis, en raison de leur faible emboîtement, ont présenté des mobilisations de fines plus importantes, confirmées par l'évolution de la turbidité, la redistribution granulométrique et les pertes de masse. Les mesures de conductivité hydraulique ont permis d'identifier des régimes de transition, passant d'un colmatage initial à une érosion progressive, modélisés efficacement par des lois de type Forchheimer et puissance. Ces résultats soulignent les limites des modèles traditionnels de type Darcy ou Kozeny-Carman pour prédire les flux dans des milieux instables ou hétérogènes.

En synthèse, cette recherche démontre que la stabilité interne des matériaux granulaires routiers est étroitement liée à des paramètres jusque-là sous-estimés, notamment la morphologie des grains et l'hétérogénéité induite par les processus de mise en œuvre. Les résultats obtenus mettent en évidence la nécessité de réviser certaines pratiques actuelles de sélection et de mise en œuvre des

matériaux non liés, en tenant compte non seulement de leur granulométrie, mais aussi de leur forme, de leur comportement hydrique et de leur mode de compactage.

Les résultats obtenus permettent de formuler un ensemble de recommandations et de suggérer de nouvelles orientations pour des recherches ultérieures.

Exploration d'un éventail plus large de courbes granulométriques

Les résultats obtenus dans cette thèse ouvrent la voie à l'étude de nouvelles distributions granulométriques couvrant un spectre plus large de coefficients d'uniformité (C_U) et de courbure (C_c). Cela permettrait de mieux cerner l'influence de la forme de la courbe granulométrique sur l'initiation et le développement de l'érosion interne, tant dans des milieux homogènes que hétérogènes.

Analyse quantitative de l'hétérogénéité initiale

Une étude systématique quantifiant le niveau d'hétérogénéité initiale (par exemple 10 %, 30 %, 50 %, 70 %) pourrait permettre d'identifier des seuils critiques à partir desquels la suffossion est déclenchée. Cette analyse permettrait également d'établir une relation entre le degré d'hétérogénéité, le gradient hydraulique critique, et la masse érodée.

Modélisation numérique de la suffossion et de la ségrégation

Des approches numériques, notamment par la méthode des éléments discrets (DEM) ou couplées avec des modèles de perméabilité (CFD–DEM), pourraient aider à visualiser et à quantifier les mécanismes microscopiques de l'érosion interne et de la ségrégation sous contraintes hydrauliques et vibratoires, en intégrant les effets de la forme des grains et de l'hétérogénéité.

Évaluation des modèles de Forchheimer et de puissance sur divers matériaux granulaires

L'application systématique des lois de Forchheimer et de la loi de puissance sur un large éventail de distributions granulométriques permettrait d'identifier des régimes d'écoulement spécifiques (laminaire, transitionnel, turbulent) associés à la suffossion. Cela aiderait à mieux distinguer les seuils hydrauliques liés à l'érosion de ceux simplement dus aux changements de régime d'écoulement.

Effet des sollicitations vibratoires : variation de la fréquence et de l'amplitude

Les résultats de cette thèse montrent l'effet des vibrations sur la ségrégation. Une étude paramétrique sur la fréquence et l'amplitude des vibrations, à la manière d'une carte de réponse, pourrait établir des zones critiques de ségrégation pour différents types de matériaux granulaires, permettant de mieux comprendre leur stabilité dynamique.

Études à plus grande échelle (scale-up)

Les expérimentations à l'échelle du laboratoire doivent être complétées par des essais à une échelle plus représentative des ouvrages réels (essais sur maquette ou pilotes de grande dimension) afin d'examiner les effets d'échelle sur les phénomènes de ségrégation et de suffossion, et de valider les lois de comportement identifiées à petite échelle.

Intégration du facteur de forme des particules dans les modèles prédictifs

Bien que la forme des grains ait été étudiée, l'intégration de paramètres quantitatifs comme l'angularité ou la sphéricité dans des modèles prédictifs constituerait un apport majeur pour anticiper le comportement des matériaux sous contraintes hydrauliques et dynamiques.

RÉFÉRENCES

Abed, A., Rahman, M., Thom, N., Hargreaves, D., Li, L., & Airey, G. (2023). Analysis and prediction of pothole formation rate using spatial density measurements and pavement condition indicators. *Transportation research record*, *2677*(11), 651-664. https://doi.org/10.1177/03611981231166684

Adel, H. d., Bakker, K., & Breteler, M. (1988, 29 August - 2 September). *Internal stability of minestone* Proc International Symposium on Modelling Soil-Water-Structure Interactions,, Roterdam: A A Balkema, The Netherlands.

Adel, H. d., Koenders, M., & Bakker, K. (1994). The analysis of relaxed criteria for erosion-control filters. *Canadian Geotechnical Journal*, *31*(6), 829-840.

Ahlinhan, M., & Achmus, M. (2010). Experimental investigation of critical hydraulic gradients for unstable soils. In *Scour and Erosion* (pp. 599-608).

Alizadeh, M., Hassanpour, A., Pasha, M., Ghadiri, M., & Bayly, A. (2017). The effect of particle shape on predicted segregation in binary powder mixtures. *Powder Technology*, *319*, 313-322. https://doi.org/10.1016/j.powtec.2017.06.059

Alobaidi, I., & Hoare, D. J. (1996). The development of pore water pressure at the subgrade-subbase interface of a highway pavement and its effect on pumping of fines. *Geotextiles and Geomembranes*, *14*(2), 111-135. https://doi.org/10.1016/0266-1144(96)84940-5

Aranson, I. S. T., L. S. (2006). Patterns and collective behavior in granular media: Theoretical concepts. *Reviews of modern physics*, *78*(2), 641-692.

Asmaei, S., Shourijeh, P. T., Binesh, S. M., & Ghaedsharafi, M.-H. (2018). An experimental parametric study of segregation in cohesionless soils of embankment dams. *Geotechnical Testing Journal*, *41*(3), 473-493. https://doi.org/10.1520/GTJ20160325.

ASTM-C127. (2024). Standard test method for relative density (specific gravity) and absorption of coarse aggregate. In. West Conshohocken, PA.

ASTM-D854. (2023). Standard test methods for specific gravity of soil solids by water displacement method. In. West Conshohocken, PA.

ASTM-D2434. (2022). Standard Test Method for Measurement of Hydraulic Conductivity of Coarse-Grained Soils. In. West Conshohocken, PA.

ASTM-D4253. (2006). Standard test methods for maximum index density and unit weight of soils using a vibratory table. In. West Conshohocken, PA.

ASTM-E2651. (2025). Standard guide for powder particle size analysis. In. West Conshohocken, PA.

Aubertin, M., Fala, O., Molson, J., Chouteau, M. C., Anterrieu, O., Hernandez, M. A., Chapuis, R. P., Bussière, B., Lahmira, B., & Lefebvre, R. (2008). Caractérisation du comportement hydrogéologique et géochimique des haldes à stériles.

Azéma, E., Radjai, F., Peyroux, R., Dubois, F., & Saussine, G. (2006). Vibrational dynamics of confined granular materials. *Physical Review E—Statistical, Nonlinear, and Soft Matter Physics*, *74*(3). https://doi.org/10.1103/PhysRevE.74.031302

Bear, J. (1972). *Dynamics of fluids in porous media*. American Elsevier Pub. Co.

Béket Dalcé, J., Li, L., & Yang, P. (2019). Experimental study of uniaxial compressive strength (UCS) distribution of hydraulic backfill associated with segregation. *Minerals*, *9*(3), 147.

Bendahmane, F., Marot, D., & Alexis, A. (2008). Experimental parametric study of suffusion and backward erosion. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, *134*(1), 57-67. https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(2008)134:1(57)

Bendahmane, F., Marot, D., Rosquoët, F., & Alexis, A. (2006). Characterization of internal erosion in sand kaolin soils: Experimental study. *Revue européenne de génie civil*, *10*(4), 505-520. https://doi.org/10.1080/17747120.2006.9692841

Bilodeau, J.-P., Dore, G., & Pierre, P. (2010). Optimisation de la granulométrie des matériaux granulaires de fondation des chaussées. *Canadian Journal of Civil Engineering*, *37*(10), 1350-1362. https://doi.org/10.1139/L10-083

Bilodeau, J. (2009). Optimisation de la granulométrie des matériaux granulaires de fondation des chaussées [dissertation phd]. *Québec: Université Laval*.

BNQ-2501-025. (2013). Analyse granulométrique des sols inorganiques. In: Bureau de Normalisation du Québec.

BNQ-2560-114. (2002). Travaux de génie civil - Granulats. In: Bureau de Normalisation du Québec.

Bordier, C., & Zimmer, D. (2000). Drainage equations and non-Darcian modelling in coarse porous media or geosynthetic materials. *Journal of Hydrology*, *228*(3), 174-187. https://doi.org/10.1016/S0022-1694(00)00151-7

Bouin, C., Weber, S., Ethier, Y. A., Dubé, J.-S., & Duhaime, F. (2021). On preferred saturation methods for geotechnical flow tests. *Geotechnical Testing Journal*, *44*(4), 1135-1152. https://doi.org/10.1520/GTJ20190181

Bowles, J. E. (1984). *Physical and geotechnical properties of soils* (Vol. 2nd edition). McGraw-Hill.

Branco, F. C., Quinta-Ferreira, M., & Fernandes, I. (2019). Characteristics of aggregates used in road construction in Portugal, complying with the requirements of European Conformity (CE marking). *Bulletin of engineering geology and the environment*, *78*(2), 803-815. https://doi.org/10.1007/s10064-017-1066-8

Burcharth, H. F., & Andersen, O. K. (1995). On the one-dimensional steady and unsteady porous flow equations. *Coastal Engineering*, *24*(3), 233-257. https://doi.org/10.1016/0378-3839(94)00025-S

Burenkova, V. (1993). Assessment of suffusion in non-cohesive and graded soils. *Filters in geotechnical and hydraulic engineering. Balkema, Rotterdam*, 357-360.

CDA. (2007). *Geotechnical considerations for dam safety*. S. T. b. Moose Jaw.

Cedergren, H. R. (1988). Why all important pavements should be well drained. *Transportation research record*, *1188*, 56-62.

Chang, D., & Zhang, L. (2013). Extended internal stability criteria for soils under seepage. *Soils and Foundations*, *53*(4), 569-583. https://doi.org/10.1016/j.sandf.2013.06.008

Chapuis, R. (2009). Groundwater-Relating Hydraulic Gradient, Quicksand, Bottom Heave, and Internal Erosion of Fine Particles. *Geotechnical News*, *27*(4), 36.

Chapuis, R., & Tournier, J. (2006). *Simple graphical methods to assess the risk of internal erosion* International Congress On Large Dams (ICOLD), Barcelona.

Chapuis, R. P. (1992). Similarity of internal stability criteria for granular soils. *Canadian Geotechnical Journal*, *29*(4), 711-713. https://doi.org/10.1139/t92-078

Chapuis, R. P. (2002). The 2000 RM Hardy Lecture: Full-scale hydraulic performance of soil bentonite and compacted clay liners. *Canadian Geotechnical Journal*, *39*(2), 417-439. https://doi.org/10.1139/t01-092

Chapuis, R. P. (2004a). Permeability tests in rigid-wall permeameters: determining the degree of saturation, its evolution, and its influence of test results. *Geotechnical Testing Journal*, *27*(3), 304-313. https://doi.org/10.1520/GTJ10905

Chapuis, R. P. (2004b). Predicting the saturated hydraulic conductivity of sand and gravel using effective diameter and void ratio. *Canadian Geotechnical Journal*, *41*(5), 787-795. https://doi.org/10.1139/t04-022

Chapuis, R. P. (2012). Estimating the in situ porosity of sandy soils sampled in boreholes. *Engineering geology*, *141*, 57-64. https://doi.org/10.1016/j.enggeo.2012.04.015

Chapuis, R. P., & Aubertin, M. (2003). On the use of the Kozeny Carman equation to predict the hydraulic conductivity of soils. *Canadian Geotechnical Journal*, *40*(3), 616-628. https://doi.org/10.1139/t03-013

Chapuis, R. P., Baass, K., & Davenne, L. (1989). Granular soils in rigid-wall permeameters: method for determining the degree of saturation. *Canadian Geotechnical Journal*, *26*(1), 71-79. https://doi.org/10.1139/t89-008

Chapuis, R. P., Contant, A., & Baass, K. A. (1996). Migration of fines in 0 20 mm crushed base during placement, compaction, and seepage under laboratory conditions. *Canadian Geotechnical Journal*, *33*(1), 168-176. https://doi.org/10.1139/t96-032

Chapuis, R. P., Makkeb, Z., & Chenaf, D. (2020). *Chaussées et nids-de-poule: explications.* In GeoCalgary, 73rd, Canadian Geotechnical Society Conference, Calgary, Canada.

Chapuis, R. P., & Saucier, A. (2020). Assessing internal erosion with the modal decomposition method for grain size distribution curves. *Acta Geotechnica*, *15*, 1595-1605. https://doi.org/10.1007/s11440-019-00865-z

Chapuis, R. P., Weber, S., & Duhaime, F. (2015). Permeability test results with packed spheres and non-plastic soils. *Geotechnical Testing Journal*, *38*(6), 950-964. https://doi.org/10.1520/GTJ20140124

Chen, C., & Zhang, L. (2023). Hydro-mechanical behaviour of soil experiencing seepage erosion under cyclic hydraulic gradient. *Géotechnique*, *73*(2), 115-127. https://doi.org/10.1680/jgeot.20.P.340

Chen, C., Zhang, P., Zhang, L., Zhang, J., Xue, J., & Lu, H. (2024). Internal erosion in granular soils with different microstructures under cyclically increased hydraulic gradients. *Journal of Hydrology*, *639*, 131601. https://doi.org/10.1016/j.jhydrol.2024.131601

Cheng, Y. M., Fung, W. H. I., Li, L., & Li, N. (2019). Laboratory and field tests and distinct element analysis of dry granular flows and segregation processes. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, *19*(1), 181-199. https://doi.org/10.5194/nhess-2018-36

Cho, G.-C., Dodds, J., & Santamarina, J. C. (2006). Particle shape effects on packing density, stiffness, and strength: natural and crushed sands. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, *132*(5), 591-602. https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(2006)132:5(591)

Ciamarra, M. P., De Vizia, M. D., Fierro, A., Tarzia, M., Coniglio, A., & Nicodemi, M. (2006). Granular species segregation under vertical tapping: Effects of size, density, friction, and shaking amplitude. *Physical review letters*, *96*(5), 058001. https://doi.org/10.1103/PhysRevLett.96.058001

Comiti, J., & Renaud, M. (1989). A new model for determining mean structure parameters of fixed beds from pressure drop measurements: application to beds packed with parallelepipedal particles. *Chemical Engineering Science*, *44*(7), 1539-1545. https://doi.org/10.1016/0009-2509(89)80031-4

Contant, A. (1989). *Amélioration de la longévité des chaussées souples par l'optimisation des propriétés hydrauliques des agrégats de la fondation* [Maitrise, Ecole polytechnique de Montreal].

Côté, J., & Roy, M. (1998). *Conductivité hydraulique de matériaux de fondations de chaussées partiellement saturés*. Ministère des transports.

Dai, S., Gao, F., Niu, G., He, X., Zhang, S., & Sheng, D. (2025). Dynamics of particle segregation and its impact on mechanical properties. *Acta Geotechnica*, *20*(5), 1991-2007. https://doi.org/10.1007/s11440-025-02547-5

Dai, S., Zhang, S., Gao, F., He, X., & Sheng, D. (2024). Investigation of particle segregation in a vertically vibrated binary mixture: Segregation process and mechanism. *Computers and Geotechnics*, *169*. https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2024.106236

Dawson, A. (2002). Granular pavement layer materials... where are we? *RESEARCH REPORT-AUSTRALIAN ROAD RESEARCH BOARD ARR*, 4-22.

Dawson, A., Thom, N., & Paute, J. (1996). Mechanical characteristics of unbound granular materials as a function of condition. *Gomes Correia, Balkema, Rotterdam*, *157*, 35-44.

De Silva, S. R., Dyrøy, A., & Enstad, G. G. (2000). *Segregation mechanisms and their quantification using segregation testers* IUTAM Symposium on Segregation in Granular Flows: Proceedings of the IUTAM Symposium held in Cape May, NJ, USA June 5–10, 1999,

Denies, N., & Holeyman, A. (2017). Shear strength degradation of vibrated dry sand. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, *95*, 106-117. https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2017.01.039.

Devriendt, L., Gatumel, C., & Berthiaux, H. (2013). Experimental evidence of mixture segregation by particle size distribution. *Particulate Science and Technology*, *31*(6), 653-657. https://doi.org/10.1080/02726351.2013.832447

Dolgunin, V., & Ukolov, A. (1995). Segregation modeling of particle rapid gravity flow. *Powder Technology*, *83*(2), 95-103.

Doucet, F. A., Bruno. (2014). Détermination du module réversible des matériaux granulaires au Ministère des Transports du Québec. *Direction du Laboratoire des Chaussées du Ministère des Transports du Québec (MTQ)*.

Douglas, K., Fell, R., Peirson, W., & Studholme, H. (2019). Experimental investigation of global backward erosion and suffusion of soils in embankment dams. *Canadian Geotechnical Journal*, *56(6)*, 789-807. https://doi.org/10.1139/cgj-2018-0088

Duhaime, F., Chapuis, R. P., & Weber, S. (2015). Parasitic head losses during laboratory permeability tests. *Geotechnical Testing Journal*, *38*(2), 255-260. https://doi.org/10.1520/GTJ20130175

Duong, T. V., Cui, Y.-J., Tang, A. M., Dupla, J.-C., Canou, J., Calon, N., & Robinet, A. (2014). Investigating the mud pumping and interlayer creation phenomena in railway sub-structure. *Engineering geology*, *171*, 45-58. https://doi.org/10.1016/j.enggeo.2013.12.016

Dybbs, A., & Edwards, R. V. (1984). A New Look at Porous Media Fluid Mechanics — Darcy to Turbulent. In J. Bear & M. Y. Corapcioglu (Eds.), *Fundamentals of Transport Phenomena in Porous Media* (pp. 199-256). Springer Netherlands. https://doi.org/10.1007/978-94-009-6175-3_4

Ebrahimi, A., Tinjum, J. M., & Edil, T. B. (2015). Deformational behavior of fouled railway ballast. *Canadian Geotechnical Journal*, *52*(3), 344-355. https://doi.org/10.1139/cgj-2013-0271

Ergun, S. (1952). Fluid Flow Through Packed Columns. *Chemical Engineering Progress*, *48*(2), 89.

Erlingsson, S., Brenčič, M., & Dawson, A. (2009). *Water flow theory for saturated and unsaturated pavement material*. Springer.

Essayad, K. (2021). *Évaluation multi-échelle de l'instabilité interne et de la migration des résidus à travers les inclusions de roches stériles* Polytechnique Montréal].

Fala, O., Molson, J., Aubertin*, M., & Bussière*, B. (2005). Numerical modelling of flow and capillary barrier effects in unsaturated waste rock piles. *Mine water and the environment*, *24*, 172-185.

Fannin, R., & Moffat, R. (2006). Observations on internal stability of cohesionless soils. *Géotechnique*, *56*(7), 497-500. https://doi.org/10.1680/geot.56.7.497

Fannin, R., & Slangen, P. (2014). On the distinct phenomena of suffusion and suffosion. *Géotechnique Letters*, *4*(4), 289-294. https://doi.org/10.1680/geolett.14.00051

Fell, R., & Fry, J.-J. (2007). *Internal Erosion of Dams and Their Foundations: Selected and Reviewed Papers from the Workshop on Internal Erosion and Piping of Dams and their Foundations, Aussois, France, 25-27 April 2005*. Crc Press.

Fell, R., MacGregor, P., Stapledon, D., Bell, G., & Foster, M. (2014a). *Geotechnical Engineering of Dams*. CRC Press.

Fell, R., MacGregor, P., Stapledon, D., Bell, G., & Foster, M. (2014b). Geotechnical Engineering of Dams. 1348.

FEMA. (2011a). *Filters for Embankment Dams: Best Practices for Design and Construction,* (Federal Emergency Management Agency (FEMA), Issue.

FEMA. (2011b). Whole community approach to emergency management: Principles, themes, and pathways for action. *Federal Emergency Management Agency, US Department of Homeland Security, Washington DC*.

Fleshman, M. S., & Rice, J. D. (2013). Constant Gradient Piping Test Apparatus for Evaluation of Critical Hydraulic Conditions for the Initiation of Piping. *Geotechnical Testing Journal 36*(6), 834-846. https://doi.org/10.1520/gtj20130066

Florea, V. A., Toderaș, M., & Danciu, C. (2025). The Influence of Roughness of Surfaces on Wear Mechanisms in Metal–Rock Interactions. *Coatings*, *15*(2), 150. https://doi.org/https://doi.org/10.3390/coatings15020150

Forchheimer, P. (1901). Wasserbewegung durch boden. *zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure*, *45*(50), 1781-1788.

Foster, M., Fell, R., & Spannagle, M. (2000). The statistics of embankment dam failures and accidents. *Canadian Geotechnical Journal*, *37*(5), 1000-1024. https://doi.org/10.1139/t00-030

Gan, X.-l. (2017). Measurement and Characterization of Aggregate Surface Texture. 2017 International Conference on Manufacturing Engineering and Intelligent Materials (ICMEIM 2017),

Gao, F., Zhang, S., He, X., & Sheng, D. (2022). Experimental study on migration behavior of Sandy silt under cyclic load. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, *148*(5). https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0002796

Geromichalos, D., Kohonen, M. M., Mugele, F., & Herminghaus, S. (2003). Mixing and condensation in a wet granular medium. *Physical review letters*, *90*(16), 168702. https://doi.org/10.1103/PhysRevLett.90.168702

Gray, J., & Thornton, A. (2005). A theory for particle size segregation in shallow granular free-surface flows. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, *461*(2057), 1447-1473.

Gray, J. M. N. T., & Hutter, K. (1997). Pattern formation in granular avalanches. *Continuum Mechanics and Thermodynamics*, *9*(6), 341-345. https://doi.org/10.1007/s001610050075.

Guo, X., Li, Y., Cui, P., Yan, Y., Wang, B., & Zhang, J. (2021). Spatiotemporal characteristics of discontinuous soil failures on debris flow source slopes. *Engineering geology*, *295, 106438*. https://doi.org/10.1016/j.enggeo.2021.106438

Handy, R., & Spangler, M. (2007). *Geotechnical Engineering: Soil and Foundation Principles.* McGraw-Hill.

Hao, J. Z., X. (2023). Impacts of climate change on snow avalanche activity along a transportation Corridor in the Tianshan Mountains. *International Journal of Disaster Risk Science*. https://doi.org/10.1007/s13753-023-00475-0

Hassanizadeh, S. M., & Gray, W. G. (1987). High velocity flow in porous media. *Transport in Porous Media*, *2*(6), 521-531. https://doi.org/10.1007/BF00192152

Hastie, D. B., & Wypych, P. W. (2000). Segregation during gravity filling of storage bins. IUTAM Symposium on Segregation in Granular Flows: Proceedings of the IUTAM Symposium held in Cape May, NJ, USA June 5–10, 1999,

Hill, R. J., & Koch, D. L. (2002). The transition from steady to weakly turbulent flow in a close-packed ordered array of spheres. *Journal of Fluid Mechanics*, *465*, 59-97. https://doi.org/10.1017/S0022112002008947

Hong, D. C., Quinn, P. V., & Luding, S. (2001). Reverse Brazil nut problem: competition between percolation and condensation. *Physical review letters*, *86*(15), 3423. https://doi.org/10.1103/PhysRevLett.86.3423

Hsiau, S., Liao, C., Tai, C., & Wang, C. (2013). The dynamics of wet granular matter under a vertical vibration bed. *Granular Matter*, *15*, 437-446. https://doi.org/10.1007/s10035-013-0412-1

Huang, Z., Bai, Y., Xu, H., & Sun, J. (2021). A theoretical model to predict suffusion-induced particle movement in cohesionless soil under seepage flow. *European Journal of Soil Science*, *72(3)*, 1395-1409. https://doi.org/10.1111/ejss.13062

Huerta, D., & Ruiz-Suárez, J. (2004). Vibration-induced granular segregation: a phenomenon driven by three mechanisms. *Physical review letters*, *92*(11), 114301. https://doi.org/10.1103/PhysRevLett.92.114301

ICOLD. (1986). *Geotextiles as filters and transitions in fill dams* (International Commission on Large Dams (ICOLD), , Issue.

ICOLD. (2017). *Internal erosion of existing dams, levees and dikes, and their foundations/L'érosion interne dans les digues et barrages existants et leurs fondations* (International Commission on Large Dams (CIGB/ICOLD), Issue.

Indiketiya, S., Jegatheesan, P., & Rajeev, P. (2017). Evaluation of defective sewer pipe–induced internal erosion and associated ground deformation using laboratory model test. *Canadian Geotechnical Journal*, *54*(8), 1184-1195. https://doi.org/10.1139/cgj-2016-0558

Indraratna, B., Israr, J., & Rujikiatkamjorn, C. (2015). Geometrical method for evaluating the internal instability of granular filters based on constriction size distribution. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, *141*(10), 04015045.

Indraratna, B., Nguyen, V. T., & Rujikiatkamjorn, C. (2011). Assessing the Potential of Internal Erosion and Suffusion of Granular Soils. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, *137*(5), 550-554. https://doi.org/10.1061/(Asce)Gt.1943-5606.0000447

Indraratna, B., Raut, A. K., & Khabbaz, H. (2007). Constriction-based retention criterion for granular filter design. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, *133*(3), 266-276.

Indraratna, B., Rujikiatkamjorn, C., & Salim, W. (2011). *Advanced rail geotechnology–ballasted track*. CRC press.

Israr, J., & Indraratna, B. (2017). Internal stability of granular filters under static and cyclic loading. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, *143*(6), 04017012. https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0001661

Israr, J., & Indraratna, B. (2019). Study of critical hydraulic gradients for seepage-induced failures in granular soils. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, *145*(7), 04019025. https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0002062

Iwanek, M. (2022). Parameters characterizing leakages from damaged water pipes in the aspect of environmental security. *Applied Water Science*, *12*(6), 126. https://doi.org/10.1007/s13201-022-01641-3

Izbash, S. V. (1931). *O filtracii v kropnozernstom materiale.* Leningrad, USSR.

Jain, A., Metzger, M. J., & Glasser, B. J. (2013). Effect of particle size distribution on segregation in vibrated systems. *Powder Technology*, *237*, 543-553. https://doi.org/10.1016/j.powtec.2012.12.044

Jarray, A., Shi, H., Scheper, B. J., Habibi, M., & Luding, S. (2019). Cohesion-driven mixing and segregation of dry granular media. *Scientific reports*, *9*(1), 13480. https://doi.org/10.1038/s41598-019-49451-z.

Jolls, K. R., & Hanratty, T. J. (1966). Transition to turbulence for flow through a dumped bed of spheres. *Chemical Engineering Science*, *21*(12), 1185-1190. https://doi.org/10.1016/0009-2509(66)85038-8

Kadlec, R. H., & Knight, R. L. (1996). *Treatment Wetlands*.

Kalore, S. A., & Babu, G. S. (2023). Significance of Cu and Cc in evaluating internal stability with application to design of subbase gradation in pavements. *Transportation Geotechnics*, *40*, 100972. https://doi.org/10.1016/j.trgeo.2023.100972

Kenney, T., & Lau, D. (1985). Internal stability of granular filters. *Canadian Geotechnical Journal*, *22*(2), 215-225. https://doi.org/10.1139/t85-029

Kenney, T., & Lau, D. (1986). Internal stability of granular filters: Reply. *Canadian Geotechnical Journal*, *23(3)*, 420-423.

Kenney, T., & Westland, J. (1993). Laboratory study of segregation of granular filter materials. In F. i. G. a. H. Engineering, Proceedings of the First International Conference "Geo-Filter", Karlesruhe, Germany, 20–22 October 1993, J. Brauns, M. Heibaum, and U. Schuler.

Kezdi, A. (1969). Soil Physics–Developments in Geotechnical Engineering–Selected Topics. In: Amsterdam, Oxford, New York: Elsevier Scientific Publishing Company.

Khakhar, D., Orpe, A., & Hajra, S. (2003). Segregation of granular materials in rotating cylinders. *Physica A: Statistical Mechanics and its Applications*, *318*(1-2), 129-136. https://doi.org/10.1016/S0378-4371(02)01416-4.

Knight, J. B., Jaeger, H. M., & Nagel, S. R. (1993). Vibration-induced size separation in granular media: The convection connection. *Physical review letters*, *70*(24), 3728. https://doi.org/10.1103/PhysRevLett.70.3728

Konrad, J.-M., & Lemieux, N. (2005). Influence of fines on frost heave characteristics of a well-graded base-course material. *Canadian Geotechnical Journal*, *42*(2), 515-527.

Kovacs, G. (1981). *Seepage hydraulics*. Elsevier Scientific Limited.

Kuna, E., & Bögöly, G. (2024). Overview of mechanical degradation of aggregates, related standards, and the empirical relations of the parameters. *Bulletin of engineering geology and the environment*, *83*(7), 274. https://doi.org/10.1007/s10064-024-03754-2

Kwa, K., Hu, Y., Chen, J., Chen, Z., & Airey, D. (2020). Column tests investigating the liquefaction of partially saturated loose non-plastic soils. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, *139*, 106386. https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2020.106386

Lacey, P. M. C. (1954). Developments in the theory of particle mixing. *Journal of applied chemistry*, *4*(5), 257-268.

Lafleur, J., Mlynarek, J., & Rollin, A. L. (1989). Filtration of broadly graded cohesionless soils. *Journal of Geotechnical Engineering*, *115*(12), 1747-1768. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9410(1989)115:12(1747)

LC21-070. (2019). Essai Micro-Deval. . In. Quebec, Canada: Ministère des Transports du Québec. Direction des laboratoires des chaussées.

LC21-100. (2019). Essai de fragmentation. In. Quebec, Canada: Ministère des Transports du Québec. Direction des laboratoires des chaussées.

LC21-400. (2019). Essai d'usure selon Los Angeles. In. Quebec, Canada: Ministère des Transports du Québec. Direction des laboratoires des chaussées.

Lekarp, F., Isacsson, U., & Dawson, A. (2000). State of the art. I: Resilient response of unbound aggregates. *Journal of transportation engineering*, *126*(1), 66-75.

Li, M., & Fannin, R. J. (2012). A theoretical envelope for internal instability of cohesionless soil. *Géotechnique*, *62(1)*, 77-80.

Liao, C.-C., Hsiau, S.-S., Tsai, T.-H., & Tai, C.-H. (2010). Segregation to mixing in wet granular matter under vibration. *Chemical Engineering Science*, *65*(3), 1109-1116. https://doi.org/10.1016/j.ces.2009.09.065

Liao, C. C., & Huang, Y. Y. (2021). Experimental investigate the effect of liquid distribution state on size segregation of wet granular materials in rotating drums. *Powder Technology*, *381*, 561-566. https://doi.org/10.1016/j.powtec.2020.12.032

Liffman, K., Muniandy, K., Rhodes, M., Gutteridge, D., & Metcalfe, G. (2001). A segregation mechanism in a vertically shaken bed. *Granular Matter*, *3*(4), 205-214. https://doi.org/10.1007/s100350100093

Lim, E. W. C. (2016). Density segregation of dry and wet granular mixtures in vibrated beds. *Advanced Powder Technology*, *27*(6), 2478-2488. https://doi.org/10.1016/j.apt.2016.09.028

Liu, F., Singh, J., Chen, C., Li, Y., & Wang, G. (2024). Hydrological and Mechanical Behavior of Granular Materials Subjected to Internal Erosion: A Review. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 100047. https://doi.org/10.1016/j.kscej.2024.100047

Liu, K., Qiu, R., Su, Q., Ni, P., Liu, B., Gao, J., & Wang, T. (2021). Suffusion response of well graded gravels in roadbed of non-ballasted high speed railway. *Construction and Building Materials*, *284*, 122848.

Liu, X., Civan, F., & Evans, R. D. (1995). Correlation of the Non-Darcy Flow Coefficient. *Journal of Canadian Petroleum Technology*, *34*(10). https://doi.org/10.2118/95-10-05

Liu, Z.-R., Cui, Y.-J., Ye, W.-M., Zhang, Z., Wang, Q., & Chen, B. (2020). Investigation on vibration induced segregation behaviour of crushed GMZ bentonite pellet mixtures. *Construction and Building Materials*, *241*, 117949. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117949

Luo, Y.-l., Qiao, L., Liu, X.-x., Zhan, M.-l., & Sheng, J.-c. (2013). Hydro-mechanical experiments on suffusion under long-term large hydraulic heads. *Natural hazards*, *65*(3), 1361-1377. https://doi.org/10.1007/s11069-012-0415-y

Luo, Z., Zhao, C., Bian, X., & Chen, Y. (2023). Discrete element analysis of geogrid-stabilized ballasted tracks under high-speed train moving loads. *Computers and Geotechnics*, *159*. https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2023.105451

Ma, H., & Ruth, D. W. (1993). The microscopic analysis of high forchheimer number flow in porous media. *Transport in Porous Media*, *13*(2), 139-160. https://doi.org/10.1007/BF00654407

Makkeb, Z., Chapuis, R. P., & Chenaf, D. (2025). Influence of grain shape and gradation on vibration-induced segregation of dry crushed stone aggregates. *Bulletin of engineering geology and the environment*, *84*(12), 627. https://doi.org/10.1007/s10064-025-04647-8

Maroof, M. A., Mahboubi, A., & Noorzad, A. (2021). Effects of grain morphology on suffusion susceptibility of cohesionless soils. *Granular Matter*, *23*, 1-20. https://doi.org/10.1007/s10035-020-01075-1

Marot, D., Bendahmane, F., & Nguyen, H. H. (2012). Influence of angularity of coarse fraction grains on internal erosion process. *La Houille Blanche*, *98*(6), 47-53. https://doi.org/10.1051/lhb/2012040

Marot, D., Le, V. D., Garnier, J., Thorel, L., & Audrain, P. (2012). Study of scale effect in an internal erosion mechanism: centrifuge model and energy analysis. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, *16*(1), 1-19.

Marot, D., Regazzoni, P.-L., & Wahl, T. (2011). Energy-based method for providing soil surface erodibility rankings. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, *137*(12), 1290-1293.

Marot, D., Rochim, A., Nguyen, H.-H., Bendahmane, F., & Sibille, L. (2016). Assessing the susceptibility of gap-graded soils to internal erosion: proposition of a new experimental methodology. *Natural hazards*, *83*(1), 365-388. https://doi.org/10.1007/s11069-016-2319-8

Mateo-Ortiz, D., Muzzio, F. J., & Méndez, R. (2014). Particle size segregation promoted by powder flow in confined space: The die filling process case. *Powder Technology*, *262*, 215-222.

Milligan, V. (1986). Internal stability of granular filters: Discussion. *Canadian Geotechnical Journal*, *23*(3), 414-418. https://doi.org/10.1139/t86-066

Milligan, V. (2003). Some uncertainties in embankment dam engineering. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, *129*(9), 785-797. https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(2003)129:9(785)

Moffat, R., & Fannin, R. J. (2011). A hydromechanical relation governing internal stability of cohesionless soil. *Canadian Geotechnical Journal*, *48*(3), 413-424. https://doi.org/10.1139/T10-070

Molina-Gomez, A.-M., & Chapuis, R. P. (2021). Internal erosion of a 0–5 mm crushed sand in a rigid wall-permeameter: Experimental methods and results. *Geotechnical Testing Journal*, *44*(6), 1737-1753. https://doi.org/10.1520/GTJ20190218

Monnet, A. (1998). boulance, érosion interne, renard. Les instabilités sous écoulement. *Revue Française de Géotechnique*, *82*, 3-10.

Mosby, J., de Silva, S. R., & Enstad, G. G. (1996). Segregation of particulate materials–mechanisms and testers. *KONA Powder and Particle Journal*, *14*, 31-43. https://doi.org/10.14356/kona.1996008

Moutsopoulos, K. N., Papaspyros, I. N. E., & Tsihrintzis, V. A. (2009). Experimental investigation of inertial flow processes in porous media. *Journal of Hydrology*, *374*(3), 242-254. https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jhydrol.2009.06.015

Navikas, D., Bulevičius, M., & Sivilevičius, H. (2016). Determination and evaluation of railway aggregate sub-ballast gradation and other properties variation. *Journal of Civil Engineering and Management*, *22*(5), 699-710. https://doi.org/10.3846/13923730.2016.1177586

Okeke, A. C.-U., & Wang, F. (2016). Critical hydraulic gradients for seepage-induced failure of landslide dams. *Geoenvironmental Disasters,*, *3(1), 9*. https://doi.org/10.1186/s40677-016-0043-z

Oueidat, M., Benamar, A., & Bennabi, A. (2021). Effect of fine particles and soil heterogeneity on the initiation of suffusion. *Geotechnical and Geological Engineering*, *39*(3), 2359-2371. https://doi.org/10.1007/s10706-020-01632-8

Panfilov, M., Oltean, C., Panfilova, I., & Buès, M. (2003). Singular nature of nonlinear macroscale effects in high-rate flow through porous media. *Comptes Rendus Mécanique*, *331*(1), 41-48. https://doi.org/10.1016/S1631-0721(02)00012-8

Pedretti, D., Mayer, K. U., & Beckie, R. D. (2020). Controls of uncertainty in acid rock drainage predictions from waste rock piles examined through Monte-Carlo multicomponent reactive transport. *Stochastic Environmental Research and Risk Assessment*, *34*(1), 219-233.

Perzlmaier, S., Muckenthaler, P., & Koelewijn, A. (2007). Hydraulic criteria for internal erosion in cohesionless soil. *Internal erosion of dams and their foundations. Edited by R. Fell and JJ Fry. Taylor & Francis*, 179-190.

Powers, M. C. (1953). A new roundness scale for sedimentary particles. *Journal of Sedimentary Research*, *23*(2), 117-119.

Prasomsri, J., & Takahashi, A. (2020). The role of fines on internal instability and its impact on undrained mechanical response of gap-graded soils. *Soils and Foundations*, *60*(6), 1468-1488. https://doi.org/10.1016/j.sandf.2020.09.008

Prasomsri, J., & Takahashi, A. (2021). Experimental study on suffusion under multiple seepages and its impact on undrained mechanical responses of gap-graded soil. *Soils and Foundations*, *61*(6), 1660-1680. https://doi.org/10.1016/j.sandf.2021.10.003

Qiao, J., Duan, C., Dong, K., Wang, W., Jiang, H., Zhu, H., & Zhao, Y. (2021). DEM study of segregation degree and velocity of binary granular mixtures subject to vibration. *Powder Technology*, *382*, 107-117. https://doi.org//10.1016/j.powtec.2020.12.064

Qiu, P., & Pabst, T. (2023). Characterization of particle size segregation and heterogeneity along the slopes of a waste rock pile using image analysis. *Environmental Earth sciences*, *82*(23), 573. https://doi.org/10.1007/s12665-023-11229-y

Reddi, L. N., Lee, I.-M., & Bonala, M. V. (2000). Comparison of internal and surface erosion using flow pump tests on a sand-kaolinite mixture. *Geotechnical Testing Journal*, *23*(1), 116-122.

Rhodes, M. J. (2008). *Introduction to particle technology*. John Wiley & Sons.

Richards, K. S., & Reddy, K. R. (2007). Critical appraisal of piping phenomena in earth dams. *Bulletin of engineering geology and the environment*, *66*, 381-402. https://doi.org/10.1007/s10064-007-0095-0

Rode, S., Midoux, N., Latifi, M. A., Storck, A., & Saatdjian, E. (1994). Hydrodynamics of liquid flow in packed beds: an experimental study using electrochemical shear rate sensors. *Chemical Engineering Science*, *49*(6), 889-900. https://doi.org/10.1016/0009-2509(94)80025-1

Rönnqvist, H., Viklander, P., & Knutsson, S. (2017). Experimental investigation of suffusion in dam core soils of glacial till. *Geotechnical Testing Journal*, *40*(3), 426-439. https://doi.org/10.1520/GTJ20150298

Rosato, A., Strandburg, K. J., Prinz, F., & Swendsen, R. H. (1987). Why the Brazil nuts are on top: Size segregation of particulate matter by shaking. *Physical review letters*, *58*(10), 1038. https://doi.org/10.1103/PhysRevLett.58.1038

Rosato, A. D., Blackmore, D. L., Zhang, N., & Lan, Y. (2002). A perspective on vibration-induced size segregation of granular materials. *Chemical Engineering Science*, *57*(2), 265-275. https://doi.org/10.1016/S0009-2509(01)00380-3

Salahi, M.-B., Sedghi-Asl, M., & Parvizi, M. (2015). Nonlinear Flow through a Packed-Column Experiment. *Journal of Hydrologic Engineering*, *20*(9), 04015003. https://doi.org/10.1061/(ASCE)HE.1943-5584.0001166

Salehi, M., Witt, K., & Odenwald, B. (2016). Experimental investigations of critical hydraulic gradients for a soil prone to suffusion. *CRC Press, Taylor & Francis Groups*, 1033-1043.

Sanders, D. A., Swift, M. R., Bowley, R. M., & King, P. J. (2004). Are Brazil nuts attractive? *Physical review letters*, *93*(20). https://doi.org/10.1103/PhysRevLett.93.208002

Santamarina, J. C., & Cho, G.-C. (2004). Soil behaviour: The role of particle shape. Advances in geotechnical engineering: The Skempton conference: Proceedings of a three day conference on advances in geotechnical engineering, organised by the Institution of Civil Engineers and held at the Royal Geographical Society, London, UK, on 29–31 March 2004,

Santamarina, J. C., Klein, A., & Fam, M. A. (2001). Soils and waves: Particulate materials behavior, characterization and process monitoring. *Journal of Soils and Sediments*, *1*(2), 130-130. https://doi.org/10.1007/BF02987719

Scheel, M., Geromichalos, D., & Herminghaus, S. (2004). Wet granular matter under vertical agitation. *Journal of Physics: Condensed Matter*, *16*(38), S4213. https://doi.org/10.1088/0953-8984/16/38/033

Scheidegger, A. E. (1957). *The physics of flow through porous media*. University of Toronto press.

Schmertmann, J. H. (2000). The no-filter factor of safety against piping through sands. *Dans Judgment and innovation: the heritage and future of the geotechnical engineering profession*, p. 65-132.

Schuler, U. (1995). How to Deal with the Problem of Suffosion. *Communucation présentée a In Research and Development in the Field of Dams.*

Seguin, D., Montillet, A., Comiti, J., & Huet, F. (1998). Experimental characterization of flow regimes in various porous media—II: Transition to turbulent regime. *Chemical Engineering Science*, *53*(22), 3897-3909. https://doi.org/10.1016/S0009-2509(98)80003-1

Sherard, J. L. (1979). Sinkholes in dams of coarse, broadly graded soils. *Geotechnical Special Publication*(32), 324-335.

Sherard, J. L., & Dunnigan, L. P. (1986). Internal stability of granular filters: Discussion. *Canadian Geotechnical Journal*, *23*(3), 418-420. https://doi.org/10.1139/t86-067

Sherard, J. L., Dunnigan, L. P., & Talbot, J. R. (1984). Filters for silts and clays. *Journal of Geotechnical Engineering*, *110*(6), 701-718.

Shin, H., & Santamarina, J. C. (2013). Role of particle angularity on the mechanical behavior of granular mixtures. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, *139*(2), 353-355. https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.000076

Sidiropoulou, M. G., Moutsopoulos, K. N., & Tsihrintzis, V. A. (2007). Determination of Forchheimer equation coefficients a and b. *Hydrological Processes*, *21*(4), 534-554. https://doi.org/https://doi.org/10.1002/hyp.6264

Simonsen, E., Janoo, V. C., & Isacsson, U. (2002). Resilient properties of unbound road materials during seasonal frost conditions. *Journal of Cold Regions Engineering*, *16*(1), 28-50.

Skempton, A., & Brogan, J. (1994). Experiments on piping in sandy gravels. *Géotechnique*, *44*(3), 449-460. https://doi.org/10.1680/geot.1994.44.3.449

Slangen, P., & Fannin, R. (2017). The role of particle type on suffusion and suffosion. *Géotechnique Letters*, *7*(1), 6-10. https://doi.org/10.1680/jgele.16.00099

Sneed, E. D., & Folk, R. L. (1958). Pebbles in the lower Colorado River, Texas a study in particle morphogenesis. *The Journal of geology*, *66*(2), 114-150.

St-Laurent, D., Roy, M., & Bergeron, G. (1996). Variations saisonnières de la portance des chaussées souples: une étude avec le FWD. *Routes et Transports*, *26*(3).

Sun, Q., Zheng, J., Coop, M. R., & Altuhafi, F. N. (2019). Minimum image quality for reliable optical characterizations of soil particle shapes. *Computers and Geotechnics*, *114*, 103110. https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2019.103110

Sutherland, K., & Grabinsky, M. (2003, Sep 28 - Oct 1). *Evaluating segregation in granular filters for earth dams.* presented at the 56th Canadian Geotechnical Conference, Winnipeg, Canada, Sep. 28-Oct. 1, Canadian Geotechnical Society, pp. 58-63.

Sutherland, K. J. (2003). *Quantifying and controlling segregation in earth dam construction* University of Toronto (Canada)].

Tai, C., Hsiau, S., & Kruelle, C. (2010). Density segregation in a vertically vibrated granular bed. *Powder Technology*, *204*(2-3), 255-262.

Tang, P., & Puri, V. (2007). Segregation quantification of two-component particulate mixtures: effect of particle size, density, shape, and surface texture. *Particulate Science and Technology*, *25*(6), 571-588. https://doi.org/10.1080/02726350701783977

Terzaghi, K. (1948). Soil Mechanics in Engineering Practice. *John Wiley and Sons*, *12*(7), 168.

Terzaghi, K., Peck, R. B., & Mesri, G. (1996). *Soil mechanics in engineering practice*. John wiley & sons.

Thom, N., & Brown, S. F. (1987). *Effect of moisture on the structural performance of a crushed-limestone road base*.

Tian, D., Xie, Q., Fu, X., & Zhang, J. (2020). Experimental study on the effect of fine contents on internal erosion in natural soil deposits. *Bulletin of engineering geology and the environment*, *79*, 4135-4150.

Tirapelle, M., Volpato, S., & Santomaso, A. C. (2021). Shear-induced particle segregation in binary mixtures: Verification of a percolation theory. *Particuology*, *57*, 214-222.

Tohda, J., & Hachiya, M. (2005). *Response and design of buried pipelines subjected to differential ground settlement* Proceedings of the 16th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering,

Tutumluer, E. (2013). *Practices for Unbound Aggregate Pavement Layers*. NCHRP Synthesis of Highway Practice 445. Transportation Research Board of the National Academies, Washington, DC.

Tutumluer, E., & Pan, T. (2008). Aggregate morphology affecting strength and permanent deformation behavior of unbound aggregate materials. *Journal of materials in civil engineering*, *20*(9), 617-627. https://doi.org/10.1061/ASCE0899-1561200820:9617

Ulrich, S., Schröter, M., & Swinney, H. L. (2007). Influence of friction on granular segregation. *Physical Review E*, *76*(4), 042301. https://doi.org/10.1103/PhysRevE.76.042301

USBR. (2011). *Chapter 5: Protective Filters* [Embankment Dams, U.S. Department of the Interior](Design Standards No. 13).

van Lopik, J. H., Snoeijers, R., van Dooren, T. C. G. W., Raoof, A., & Schotting, R. J. (2017). The Effect of Grain Size Distribution on Nonlinear Flow Behavior in Sandy Porous Media. *Transport in Porous Media*, *120*(1), 37-66. https://doi.org/10.1007/s11242-017-0903-3

VGQ. (2023). Consérvation des chaussées du réseau routier. *Rapport - Vérificateur général du Québec (VGQ)*.

Wadell, H. (1932). Volume, shape, and roundness of rock particles. *The Journal of geology*, *40*(5), 443-451.

Wadell, H. (1933). Sphericity and roundness of rock particles. *The Journal of geology*, *41*(3), 310-331.

Wan, C. F., & Fell, R. (2004). *Experimental investigation of internal instability of soils in embankment dams and their foundations*. University of New South Wales, School of Civil and Environmental Engineering.

Wan, C. F., & Fell, R. (2008). Assessing the potential of internal instability and suffusion in embankment dams and their foundations. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, *134*(3), 401-407. https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(2008)134:3(401)

Wang, J. J., & Qiu, Z. F. (2017). Anisotropic hydraulic conductivity and critical hydraulic gradient of a crushed sandstone–mudstone particle mixture. *Marine Georesources & Geotechnology*, *35(1)*, 89-97.

Wang, W., Hu, W., & Liu, S. (2023). An Investigation of Particle Motion and Energy Dissipation Mechanisms in Soil–Rock Mixtures with Varying Mixing Degrees under Vibratory Compaction. *Applied Sciences*, *13*(20). https://doi.org/10.3390/app132011359

Ward, J. C. (1964). Turbulent Flow in Porous Media. *Journal of the Hydraulics Division*, *90*(5), 1-12. https://doi.org/10.1061/JYCEAJ.0001096

Wersäll, C., Larsson, S., Rydén, N., & Nordfelt, I. (2015). Frequency variable surface compaction of sand using rotating mass oscillators. *ASTM geotechnical testing journal*, *38*(2), 198-207. https://doi.org/10.1520/GTJ20130193

Whitaker, S. (1996). The Forchheimer equation: A theoretical development. *Transport in Porous Media*, *25*(1), 27-61. https://doi.org/10.1007/BF00141261

Xu, Z., Zhang, L. M., Kamali Zarch, M., & Wang, H. (2022). Experimental study of internal erosion in granular soil subject to cyclic hydraulic gradient reversal. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, *148*(5), 04022014. https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0002785.

Yang, J., & Luo, X. D. (2015). Exploring the relationship between critical state and particle shape for granular materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, *84*, 196-213. https://doi.org/10.1016/j.jmps.2015.08.001

Yang, S. (2006). Segregation of cohesive powders in a vibrated granular bed. *Chemical Engineering Science*, *61*(18), 6180-6188. https://doi.org/10.1016/j.ces.2006.05.048

Youd, T. L. (1973). Factors controlling maximum and minimum densities of sands. In *In: Selig, E.T., Ladd, R.S. (Eds.), ASTM STP 523*. ASTM Philadelphia, PA, pp. 98-112.

Zhang, D.-M., Du, W.-W., Peng, M.-Z., Feng, S.-J., & Li, Z.-L. (2020). Experimental and numerical study of internal erosion around submerged defective pipe. *Tunnelling and Underground Space Technology*, *97*, 103256. https://doi.org/10.1016/j.tust.2019.103256

Zhang, S., & Liu, W. (2017). Application of aerial image analysis for assessing particle size segregation in dump leaching. *Hydrometallurgy*, *171*, 99-105.

Zhang, S., & Wang, X. (2023). Effect of vibration parameters and wall friction on the mixing characteristics of binary particles in a vertical vibrating container subject to cohesive forces. *Powder Technology*, *413*, 118078.

Zheng, J., & Hryciw, R. D. (2015). Traditional soil particle sphericity, roundness and surface roughness by computational geometry. *Géotechnique*, *65*(6), 494-506. https://doi.org/10.1680/geot.14.P.192

Zheng, J., & Hryciw, R. D. (2016). Roundness and sphericity of soil particles in assemblies by computational geometry. *Journal of Computing in Civil Engineering*, *30*(6), 04016021. https://doi.org/10.1061/(ASCE)CP.1943-5487.0000578.

.

ANNEXE A CARACTÉRISTIQUES DES MATÉRIAUX

A.1 Analyse granulométrique de la fraction fine du matériau sub-angulaire (SA) et sub-arrondie (SR) par laser

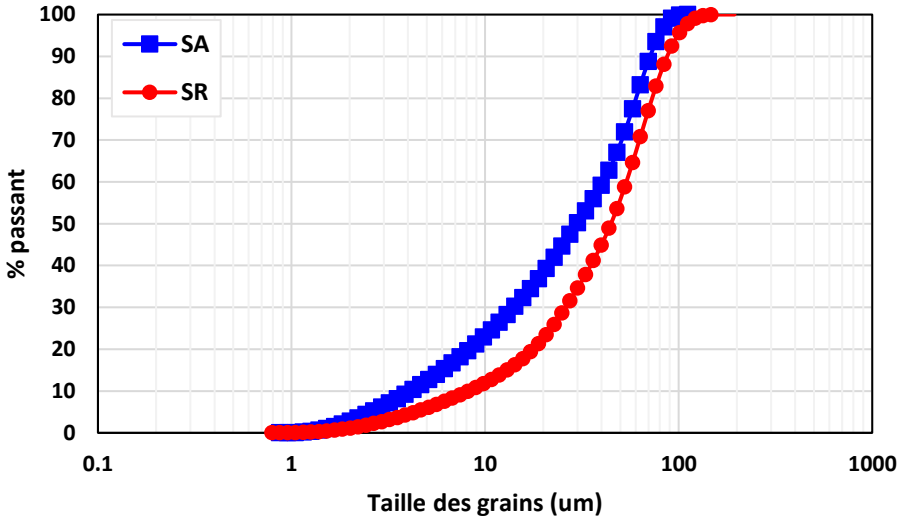


Figure A.1 : Analyse granulométrique de la fraction fine du matériau sub-angulaire (SA) et sub-arrondie (SR) par laser.

A.2 Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-arrondi (SR)

Tableau A.1 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-arrondi (SR) pour la fraction < 5mm (ASTM-D854).

Pycnomètre no	**P23_31**	**P23_32**	**P23_33**
Masse pycn. + eau + sol (g)	760.32	760.33	761.96
Temp (°C)	25.9	25.7	25.8
Masse pycn. + eau (g)	695.98	696.05	697.53
Tare no	**72**	**23**	**62**
Masse tare + sol (g)	405.91	429.49	422.15
Masse tare (g)	304.85	328.73	320.98
Masse sol (g)	101.06	100.76	101.17
ρ_w (g/mL)	0.99681	0.99687	0.99684
G_S	2.7522	2.762	2.754
$G_{S\ 20°C}$	2.748	2.758	2.750
Moyenne $G_{S\ 20°C}$	2.752		
Écart type	0.005		
Acceptabilité entre 2 résultats	0.015		

Tableau A.2 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-arrondi (SR) pour la fraction retenue au tamis 5 mm (ASTM-C127).

	A4	1	3
Poids de Tare (g)	942.9	929.9	928.9
Poids SSS + Tare (g)			
Poids SSS Sol (g) B	4056.5	4066.7	4058.1
Poids SSS Dans l'eau (g) **C**	2529.3	2531.7	2522.8
Poids Sol Sec+ tare (g)	4953	4943.3	4935.1
Poids Sol Sec (g) **A**	4010.1	4013.4	4006.2
***G*s** (Bulk) **A / (B-C)**	2.63	2.61	2.61
***G*s** (SSD) **B / (B-C)**	2.66	2.65	2.64
***G*s** (Appar.) **A / (A-c)**	2.71	2.71	2.70
Absorption **((B-A) / A) .100**	1.16	1.33	1.30

Tableau A.3 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-arrondi (SR) pour la fraction retenue au tamis 10 mm (ASTM-C127).

	2	A1	L4
Poids de Tare (g)	928.7	929.8	917.2
Poids SSS + Tare (g)	3249.3	3258.4	3258
Poids SSS Sol (g) B	4040.5	4044.7	4041.2
Poids SSS Dans l'eau (g) **C**	2531.4	2543.1	2525.4
Poids Sol Sec+ tare (g)	4932.3	4952.2	4916.1
Poids Sol Sec (g) **A**	4003.6	4022.4	3998.9
Gs (Bulk) **A / (B-C)**	2.65	2.68	2.64
Gs (SSD) **B / (B-C)**	2.68	2.69	2.67
Gs (Appar.) **A / (A-C)**	2.72	2.72	2.71
Absorption **((B-A) / A) .100**	0.92	0.55	1.06

Tableau A.4 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-arrondi (SR) pour la fraction retenue au tamis 14 mm (ASTM-C127).

	A1	2	L4
Poids de Tare (g)	930.3	929.5	918
Poids SSS + Tare (g)			
Poids SSS Sol (g) B	4015.1	4020.1	4019.2
Poids SSS Dans l'eau (g) **C**	2528.7	2523.5	2522.9
Poids Sol Sec+ tare (g)	4925	4925.9	4908.8
Poids Sol Sec (g) **A**	3994.7	3996.4	3990.8
***G*s** (Bulk) **A / (B-C)**	2.69	2.67	2.67
***G*s** (SSD) **B / (B-C)**	2.70	2.69	2.69
***G*s** (Appar.) **A / (A-c)**	2.72	2.71	2.72
Absorption **((B-A) / A) .100**	0.51	0.59	0.71

Tableau A.5 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-arrondi (SR) pour la fraction retenue au tamis 20 mm (ASTM-C127).

	2	A1	L4
Poids de Tare (g)	928.7	929.8	917.2
Poids SSS + Tare (g)			
Poids SSS Sol (g) B	5049.2	5044.4	5053.9
Poids SSS Dans l'eau (g) **C**	3170.4	3166.1	3174.6
Poids Sol Sec+ tare (g)	5939.7	5940.4	5938.9
Poids Sol Sec (g) **A**	5011.0	5010.6	5021.7
Gs (Bulk) **A / (B-C)**	2.67	2.67	2.67
Gs (SSD) **B / (B-C)**	2.69	2.69	2.69
Gs (Appar.) **A / (A-c)**	2.72	2.72	2.72
Absorption **((B-A) / A) .100**	0.76	0.67	0.64

A.3 Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-angulaire (SA)

Tableau A.6 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-angulaire (SA) pour la fraction < 5 mm (ASTM-D854).

Pycnomètre no	**4**	**5**	**6**
Masse pycn. + eau + sol (g)	735.5	735.62	735.54
Temp (°C)	26.7	27.1	27.3
Masse pycn. + eau (g)	671.44	671.99	671.40
Tare no	**1**	**5**	**8**
Masse tare + sol (g)	401.38	399.96	398.06
Masse tare (g)	300.89	300.21	297.47
Masse sol (g)	100.49	99.75	100.59
ρ_w (g/mL)	0.99660	0.99649	0.99643
G_S	2.7583	2.7614	2.7593
$G_{S\ 20°C}$	2.7538	2.7567	2.7544
Moyenne $D_{r\ 20°C}$	2.75		
Écart type	0.001		
Acceptabilité entre 2 résultats	0.004		

Tableau A.7 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-angulaire (SA) pour la fraction retenue au tamis 5 mm (ASTM-C127).

	1	35	v
Poids de Tare (g)	305.9	322.7	280
Poids SSS + Tare (g)	3314.9	3329.8	3289.1
Poids SSS Sol (g) B	3009	3007.1	3009.1
Poids SSS Dans l'eau (g) **C**	1907.2	1900.5	1906.7
Poids Sol Sec+ tare (g)	3298.5	3310.2	3270.2
Poids Sol Sec (g) **A**	2992.6	2987.5	2990.2
***G*s** (Bulk) **A / (B-C)**	2.72	2.70	2.71
***G*s** (SSD) **B / (B-C)**	2.73	2.72	2.73
***G*s** (Appar.) **A / (A-c)**	2.76	2.75	2.76
Absorption **((B-A) / A) .100**	0.55	0.66	0.63

Tableau A.8 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-angulaire (SA) pour la fraction retenue au tamis 10 mm (ASTM-C127).

	M4	8	E2
Poids de Tare (g)	243.5	247.8	254.1
Poids SSS + Tare (g)	3249.3	3258.4	3258
Poids SSS Sol (g) B	3005.8	3010.6	3003.9
Poids SSS Dans l'eau (g) **C**	1905.2	1907.7	1902.9
Poids Sol Sec+ tare (g)	3234.8	3242.3	3240
Poids Sol Sec (g) **A**	2991.3	2994.5	2985.9
Gs (Bulk) **A / (B-C)**	2.72	2.72	2.71
Gs (SSD) **B / (B-C)**	2.73	2.73	2.73
Gs (Appar.) **A / (A-c)**	2.75	2.76	2.76
Absorption **((B-A) / A) .100**	0.48	0.54	0.60

Tableau A.9 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-angulaire (SA) pour la fraction retenue au tamis 14 mm (ASTM-C127).

	V	1	35
Poids de Tare (g)	280	305.9	322.7
Poids SSS + Tare (g)	3288.7	3314.4	3330.3
Poids SSS Sol (g) B	3008.7	3008.5	3007.6
Poids SSS Dans l'eau (g) **C**	1907.4	1908.9	1907.7
Poids Sol Sec+ tare (g)	3274.7	3300.8	3315.3
Poids Sol Sec (g) **A**	2994.7	2994.9	2992.6
***G*s** (Bulk) **A / (B-C)**	2.72	2.72	2.72
***G*s** (SSD) **B / (B-C)**	2.73	2.74	2.73
***G*s** (Appar.) **A / (A-c)**	2.75	2.76	2.76
Absorption **((B-A) / A) .100**	0.47	0.45	0.50

Tableau A.10 : Densité des grains solides (G_S) du matériau sub-angulaire (SA) pour la fraction retenue au tamis 20 mm (ASTM-C127).

	8	E2	M4
Poids de Tare (g)	247.7	254.1	243.5
Poids SSS + Tare (g)	3257.7	3264.2	3253.5
Poids SSS Sol (g) B	3010	3010.1	3010
Poids SSS Dans l'eau (g) **C**	1909.2	1909.5	1909.9
Poids Sol Sec+ tare (g)	3239	3252.7	3242.9
Poids Sol Sec (g) **A**	2991.3	2998.6	2999.4
***G*s** (Bulk) **A / (B-C)**	2.72	2.72	2.73
***G*s** (SSD) **B / (B-C)**	2.73	2.73	2.74
***G*s** (Appar.) **A / (A-c)**	2.76	2.75	2.75
Absorption **((B-A) / A) .100**	0.63	0.38	0.35

ANNEXE B ANALYSE DE LA RÉPÉTABILITÉ DES ESSAIS DE SÉGRÉGATION A SEC

Tableau B.1 : Résultats statistiques illustrant la variabilité expérimentale entre deux essais pour les matériaux B, M et T.

Courbe	B			M			T		
Couche	Sup	Centre	Inf	Sup	Centre	Inf	Sup	Centre	Inf
Écart-type	1.64	0.92	1.57	1.06	1.00	0.74	2.51	1.44	1.02
C.V (%)	6.27%	2.54%	3.70%	2.62%	2.38%	1.75%	4.65%	2.64%	1.91%

Tableau B.2 : Résultats statistiques illustrant la variabilité expérimentale entre deux essais pour les matériaux X et Y.

Courbe	X			Y		
Couche	Sup	Centre	Inf	Sup	Centre	Inf
Écart-type	1.95	0.94	1.04	1.42	1.39	0.70
C.V (%)	5.00%	2.37%	2.64%	3.76%	2.95%	1.41%

Tableau B.3 : Résultats statistiques illustrant la variabilité expérimentale entre deux essais pour les matériaux Bo, Mo et Yo.

Courbe	Bo			Mo			Yo		
Couche	Sup	Centre	Inf	Sup	Centre	Inf	Sup	Centre	Inf
Écart-type	1.29	2.80	1.13	0.84	1.26	0.80	3.23	1.24	2.13
C.V (%)	4.47%	7.52%	2.36%	2.19%	3.14%	1.71%	8.15%	2.62%	4.00%

Tableau B.4 : Résultats statistiques illustrant la variabilité expérimentale entre deux essais pour les matériaux Mg et Xg.

Courbe	Mg			Xg		
Couche	Sup	Centre	Inf	Sup	Centre	Inf
Écart-type	0.56	2.00	0.87	2.65	0.65	1.65
C.V (%)	1.40%	4.71%	1.87%	7.50%	1.88%	4.24%

ANNEXE C GRANULOMÉTRIES POST-VIBRATOIRES

C.1 L'état sec

Tableau C.1 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe B.

B	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
31.5	100	100	100	100	100	100	100
20	100	100	100	100	100	100	100
14	74.45	80.86	84.6	69.33	82.51	85.26	78
10	44.41	60.13	67.61	41.14	60.84	68.37	55
5	19.09	40.81	50	15.82	39.91	52.34	35
2.5	9.7	29.3	40.39	7.54	28.64	42.43	25.5
1.25	5.77	21.37	32.52	4.29	20.90	34.60	19.5
0.63	3.98	15.1	24.11	2.85	15.41	26.78	14.5
0.32	2.72	9.97	16.21	1.85	10.57	18.67	10
0.16	1.22	5.07	8.1	0.97	5.33	9.60	5
0.08	0.14	0.46	0.6	0.18	0.61	0.86	0

Tableau C.2 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe Bo.

Bo	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
31.5	100	100	100	100	100	100	100
20	77.35	78.58	88.42	74.73	86.07	87.07	80
14	57.56	63.02	79.71	53.87	70.61	77.31	64
10	39.20	50.21	68.93	39.77	56.94	67.89	51
5	18.65	36.57	53.80	19.83	38.73	55.83	35
2.5	9.87	27.84	44.42	9.83	28.27	45.09	25.5
1.25	5.88	20.66	34.29	5.62	20.86	36.49	19.5
0.63	4.21	15.47	26.24	3.39	15.13	27.79	14.5
0.32	2.97	10.73	18.33	2.37	10.85	20.19	10
0.16	1.83	6.19	9.74	1.24	5.65	10.35	5
0.08	0.59	0.90	1.08	0.03	0.17	0.21	0

Tableau C.3 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe X.

X	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
5	100	100	100	100	100	100	100
2.5	80.63	81.41	80.47	82	85	84	84
1.25	49.11	49.30	49.03	49	51	53	50
0.63	25.41	26.00	26.61	24	26	29	25
0.32	11.98	12.51	13.38	10	12	14	11
0.16	5.60	5.98	6.67	4	6	7	5
0.08	0.79	0.87	1.13	0	0	0	0

Tableau C.4 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe Xg.

Xg	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
5	100	100	100	100	100	100	100
2.5	76.43	74.47	78.53	73.53	80.20	82.00	80
1.25	39.14	37.49	44.67	34.18	38.94	47.31	40
0.63	18.85	17.92	25.53	14.89	18.38	27.82	20
0.32	8.67	8	14.98	5.94	8.09	16.92	10
0.16	3.95	3.47	8.61	2.20	3.50	10.55	5
0.08	0.17	0.19	0.59	1.18	1.97	3.93	0

Tableau C.5 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe Tg.

Tg	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
5	100	100	100	100	100	100	100
2.5	86.26	85.94	87.36	88	86	87	87
1.25	71.35	70.11	72.85	72	70	71	72
0.63	56.67	55.14	58.17	57	55	56	57
0.32	40.97	39.53	41.75	41	40	40	41
0.16	25.03	24.45	25.46	26	25	25	25
0.08	14.92	14.63	14.46	14	13	13	15
0.0454	11.42	11.19	11.06	10	10	10	10.9
0.0360	9.32	9.14	9.03	8	8	7	8.5
0.0268	8.27	8.11	8.02	6	6	6	6.7
0.0203	6.60	6.47	6.40	5	5	4	5.1
0.0149	5.55	5.44	5.38	3	3	3	3.5
0.0111	4.92	4.83	4.77	3	3	2	2.8
0.0082	3.67	3.59	3.55	2	2	2	2.4
0.0059	3.25	3.18	3.15	2	2	2	1.9
0.0042	2.62	2.57	2.54	1	1	1	1.5

Tableau C.5 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe Tg (suite).

Tg (suite)	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
0.0031	1.99	1.95	1.93	1	1	1	1.2
0.0022	1.57	1.54	1.52	1	1	1	0.9
0.0013	1.36	1.34	1.32	1	1	0	0.6

Tableau C.6 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe T.

T	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
5	100	100	100	100	100	100	100
2.5	86.73	87.96	86.12	87.15	87.5	86.72	87.17
1.25	70.14	71.28	68.8	72.48	72.94	72.27	71.23
0.63	52.97	54.61	53.09	57.1	57.74	57.32	55.31
0.32	36.8	36.64	36.07	41.16	41.57	41.07	37.32
0.16	21.6	21.62	20.41	24.87	24.84	24.25	22.43
0.08	9.36	9.05	8.85	9.75	10.11	7.48	10.07

Tableau C.6 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe T (suite).

T (suite)	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
0.0454	7.16	6.92	6.77	7	7	5	7.22
0.0360	5.85	5.65	5.53	5.50	5.70	4.22	5.70
0.0268	5.19	5.02	4.91	4.33	4.49	3.32	4.48
0.0203	4.14	4.00	3.91	3.30	3.42	2.53	3.20
0.0149	3.48	3.37	3.29	2.27	2.36	1.74	2.37
0.0111	3.09	2.99	2.92	1.83	1.90	1.41	1.83
0.0082	2.30	2.22	2.17	1.54	1.60	1.18	1.49
0.0059	2.04	1.97	1.93	1.25	1.29	0.96	1.20
0.0042	1.64	1.59	1.55	0.95	0.99	0.73	0.98
0.0031	1.25	1.21	1.18	0.81	0.84	0.62	0.76
0.0022	0.99	0.95	0.93	0.59	0.61	0.45	0.59
0.0013	0.85	0.83	0.81	0.37	0.38	0.28	0.42

Tableau C.7 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe Mo.

Mo	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
10	100	100	100	100	100	100	100
5	69.07	68.87	77.85	69.09	74	75.22	72
2.5	47.17	48.7	58.28	48.87	53.29	56.13	52
1.25	34.89	37.27	46.85	37.41	41.74	44.16	40
0.63	25.71	28.41	36.35	28.04	31.7	33.97	30.5
0.32	16.99	19.87	26.13	19.08	21.57	23.65	21.5
0.16	10.13	12.02	15.77	10.93	12.46	13.43	13
0.08	4.42	4.71	4.62	3.19	3.61	4.03	5
0.0454	3.38	3.60	3.54	2	3	3	3.73
0.0360	2.76	2.94	2.89	1.90	2.15	2.40	2.97
0.0268	2.45	2.61	2.56	1.51	1.71	1.91	2.37
0.0203	1.95	2.08	2.04	1.03	1.17	1.30	1.62
0.0149	1.64	1.75	1.72	0.79	0.90	1.00	1.24
0.0111	1.46	1.55	1.52	0.60	0.68	0.76	0.94
0.0082	1.09	1.16	1.14	0.46	0.52	0.58	0.72
0.0059	0.96	1.02	1.01	0.41	0.46	0.52	0.64

Tableau C.7 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe Mo (suite).

Mo (suite)	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
0.0042	0.78	0.83	0.81	0.31	0.35	0.39	0.49
0.0031	0.59	0.63	0.62	0.24	0.27	0.30	0.38
0.0022	0.47	0.50	0.49	0.19	0.22	0.24	0.30
0.0013	0.40	0.43	0.42	0.12	0.14	0.15	0.19

Tableau C.8 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe Mg.

Mg	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
10	100	100	100	100	100	100	100
5	68.31	71.63	77.05	72.53	70.91	77.08	72
2.5	50.36	54.85	62.13	55.52	53.36	59.97	55
1.25	35.18	40.13	47.74	39.39	38.95	44.68	40
0.63	26.3	30.6	37.21	29.19	29.65	34.38	30.5
0.32	18.58	21.41	26.42	19.95	20.95	24.34	21.5

Tableau C.8 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe Mg (suite).

Mg (suite)	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
0.16	12.7	13.96	16.59	12.88	14.13	15.96	14
0.08	7.85	7.78	7.78	6.76	8.68	10.09	7.5
0.0454	6.01	5.95	5.95	5	6	8	5.57
0.0360	4.90	4.86	4.86	4.02	5.16	6.00	4.40
0.0268	4.35	4.31	4.31	3.21	4.12	4.79	3.45
0.0203	3.47	3.44	3.44	2.19	2.81	3.27	2.47
0.0149	2.92	2.89	2.89	1.68	2.16	2.51	1.83
0.0111	2.59	2.57	2.57	1.27	1.63	1.90	1.41
0.0082	1.93	1.91	1.91	0.97	1.24	1.44	1.15
0.0059	1.71	1.69	1.69	0.87	1.11	1.29	0.92
0.0042	1.38	1.37	1.37	0.66	0.85	0.99	0.75
0.0031	1.05	1.04	1.04	0.51	0.65	0.76	0.58
0.0022	0.83	0.82	0.82	0.41	0.52	0.61	0.45
0.0013	0.72	0.71	0.71	0.25	0.33	0.38	0.32

Tableau C.9 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe M.

M	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
10	100	100	100	100	100	100	100
5	68.98	73.97	70.72	70.18	72.82	74.24	72
2.5	51.51	54.53	54.36	52.84	56.16	56.85	55
1.25	37.14	39.31	40.12	37.99	41.69	42.59	40
0.63	28.1	29.96	30.6	28.08	31.65	32.7	30.5
0.32	20.23	21.1	21.89	19.65	22.1	23.49	21.5
0.16	12.23	12.25	12.92	11.81	13.44	13.92	13
0.08	4.64	4.74	4.71	4.08	4.02	4.99	5
0.0454	3.55	3.63	3.60	3.0	2.9	3.7	3.71
0.0360	2.90	2.96	2.94	2.31	2.27	2.82	2.93
0.0268	2.57	2.63	2.61	1.82	1.79	2.22	2.30
0.0203	2.05	2.10	2.08	1.38	1.36	1.69	1.65
0.0149	1.73	1.76	1.75	0.95	0.94	1.17	1.22
0.0111	1.53	1.56	1.55	0.77	0.76	0.94	0.94
0.0082	1.14	1.16	1.16	0.65	0.64	0.79	0.77
0.0059	1.01	1.03	1.02	0.52	0.52	0.64	0.62

Tableau C.9 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe M (suite).

M (suite)	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
0.0042	0.81	0.83	0.83	0.40	0.39	0.49	0.50
0.0031	0.62	0.63	0.63	0.34	0.33	0.41	0.39
0.0022	0.49	0.50	0.50	0.25	0.24	0.30	0.30
0.0013	0.42	0.43	0.43	0.15	0.15	0.19	0.21

Tableau C.10 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe Y.

Y	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
20	100	100	100	100	100	100	100
14	76.41	74.83	80.55	74.84	73.3	82.66	78
10	51.28	56.22	60.68	51.33	56.61	63.9	57
5	38.24	44.73	48.66	38.71	45.49	50.96	45
2.5	33.72	39.38	43.13	34.28	40.21	45.71	40
1.25	29.81	35.24	38.72	30.59	36.26	40.66	36

Tableau C.10 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe Y (suite).

Y (suite)	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
0.63	27.65	32.39	35.51	28.04	33.14	37.35	33
0.32	25.4	29.52	32.28	25.37	29.78	33.8	30
0.16	21.52	24.8	26.57	20.92	24.41	26.71	25
0.08	9.34	11.87	12.11	7.76	10.44	11.43	10
0.0454	7.13	9.06	9.25	6	8	8	7.43
0.0360	5.82	7.40	7.55	4.58	6.34	6.11	5.87
0.0268	5.17	6.57	6.70	3.61	4.99	4.80	4.61
0.0203	4.12	5.24	5.34	2.75	3.81	3.66	3.30
0.0149	3.47	4.41	4.50	1.89	2.62	2.52	2.44
0.0111	3.08	3.91	3.99	1.53	2.11	2.04	1.89
0.0082	2.29	2.91	2.97	1.28	1.78	1.71	1.54
0.0059	2.03	2.58	2.63	1.04	1.44	1.38	1.23
0.0042	1.64	2.08	2.12	0.79	1.10	1.06	1.01
0.0031	1.24	1.58	1.61	0.67	0.93	0.90	0.78
0.0022	0.98	1.25	1.27	0.49	0.68	0.65	0.60
0.0013	0.85	1.08	1.10	0.31	0.42	0.41	0.43

Tableau C.11 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe Yo.

Yo	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
31.5	100	100	100	100	100	100	100
20	77.28	77.84	83.72	84.27	84.62	85.93	80
14	60.05	63.82	67.63	62.54	64.11	72.02	64
10	52.6	56.13	60.62	54.63	56.92	66.32	57
5	40.84	44.2	48.91	40.98	45.63	53.68	45
2.5	36.33	39.28	43.57	36.39	40.27	47.81	40
1.25	32.84	35.44	39.52	32.26	36.15	42.97	36
0.63	30.11	32.47	36.18	29.32	32.85	38.78	33
0.32	27.43	29.51	32.88	25.98	28.89	34.04	30
0.16	23.04	24.62	27.43	20.33	22.44	27.06	25
0.08	9.68	9.72	10.91	6.34	6.93	8.8	10
0.0454	7.39	7.42	8.33	5	5	7	7.43
0.0360	6.04	6.06	6.80	3.63	3.98	5.18	5.87
0.0268	5.36	5.38	6.04	2.86	3.13	4.07	4.61
0.0203	4.27	4.29	4.82	2.18	2.39	3.11	3.30
0.0149	3.59	3.61	4.05	1.50	1.64	2.14	2.44

Tableau C.11 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe Yo (suite).

Yo (suite)	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
0.0111	3.19	3.20	3.59	1.21	1.33	1.73	1.89
0.0082	2.37	2.38	2.68	1.02	1.11	1.45	1.54
0.0059	2.10	2.11	2.37	0.82	0.90	1.17	1.23
0.0042	1.70	1.70	1.91	0.63	0.69	0.90	1.01
0.0031	1.29	1.29	1.45	0.53	0.58	0.76	0.78
0.0022	1.02	1.02	1.15	0.39	0.42	0.55	0.60
0.0013	0.88	0.89	0.99	0.24	0.27	0.35	0.43

Tableau C.12 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe Yg.

Yg	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Upper-S2**	**Center-S2**	**Lower-S2**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
31.5	100	100	100	100	100	100	100
20	78.46	78.78	83.43	80.4	78.54	84.76	80
14	61.4	65.36	67.95	65.79	63.27	67.03	64
10	54.56	56.98	61.27	55.67	57.68	60.46	57
5	47.44	50.56	53.61	48.78	50.67	53.7	50
2.5	42.49	45.68	48.49	43.63	45.71	48.35	45
1.25	38.56	41.65	43.99	39.84	41.72	44.1	41
0.63	34.8	37.54	39.69	36.07	37.63	40.13	37
0.32	31.05	33.55	35.32	31.74	33.46	35.76	33
0.16	23.9	25.5	26.61	23.88	25.61	27.61	25
0.08	14.22	14.77	15.87	13.2	15.73	16.61	15
0.0454	10.86	11.28	12.12	9.85	11.74	12.40	11.19
0.0360	8.87	9.21	9.90	7.86	9.37	9.89	8.93
0.0268	7.87	8.17	8.78	6.27	7.47	7.89	7.12
0.0203	6.28	6.52	7.00	4.28	5.10	5.38	4.86
0.0149	5.28	5.48	5.89	3.28	3.91	4.13	3.73

Tableau C.12 : Granulométries post-vibratoires des matériaux SA et SR de la courbe Yg (suite).

Yg (suite)	**SA**			**SR**			
Couche	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Upper-S2**	**Center-S2**	**Lower-S2**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
0.0111	4.68	4.86	5.23	2.49	2.96	3.13	2.83
0.0082	3.49	3.62	3.89	1.89	2.25	2.38	2.15
0.0059	3.09	3.21	3.45	1.69	2.02	2.13	1.92
0.0042	2.49	2.59	2.78	1.29	1.54	1.63	1.47
0.0031	1.89	1.97	2.11	1.00	1.19	1.25	1.13
0.0022	1.49	1.55	1.67	0.80	0.95	1.00	0.90
0.0013	1.30	1.35	1.45	0.50	0.59	0.63	0.57

C.2 L'état humide

Tableau C.13 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe B à différentes teneurs en eau.

B	*w*	**2%**			**4%**			**6%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
20	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
14	78	74	80	79	76	79	81	71	77	84
10	55	52	54	59	54	55	61	45	53	67
5	35	34	35	38	35	36	39	25	33	49
2.5	26	25	26	28	26	26	29	15	24	37
1.25	20	18	19	21	19	20	21	10	17	29
0.63	15	14	14	16	14	15	16	7	13	22
0.315	10	9	10	11	10	10	11	5	9	15
0.16	5	5	5	6	5	5	5	2	5	8
0.08	0	0	1	0	0	0	0	0	0	1

Tableau C.13 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe B à différentes teneurs en eau (suite).

B	*w*	**8%**			**10%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
20	100	100	100	100	100	100	100
14	78	70	82	83	70	79	83
10	55	41	61	65	41	57	66
5	35	18	41	47	17	39	49
2.5	26	9	30	39	6	29	39
1.25	20	4	22	30	1	21	31
0.63	15	2	17	23	0	15	25
0.315	10	1	11	16	0	10	18
0.16	5	1	6	8	0	5	9
0.08	0	0	1	1	0	0	1

Tableau C.14 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe M à différentes teneurs en eau.

M		**2%**			**4%**			**6%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
10	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
5	72	72	74	71	73	72	74	71	71	74
2.5	55	56	56	54	56	54	56	54	54	57
1.25	40	40	41	40	40	40	41	39	40	42
0.63	30.5	31	31	30	30	30	31	30	30	32
0.315	21.5	22	22	21	22	22	22	21	21	23
0.16	13	13	13	13	13	13	13	13	13	14
0.08	5	4	5	4	5	5	5	5	5	5

Tableau C.14 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe M à différentes teneurs en eau (suite).

M		**8%**			**10%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
10	100	100	100	100	100	100	100
5	72	71	73	74	73	71	73
2.5	55	53	55	56	56	54	55
1.25	40	39	40	41	41	39	40
0.63	30.5	30	31	31	32	29	29
0.315	21.5	22	21	22	23	20	20
0.16	13	13	13	13	14	12	12
0.08	5	6	5	5	6	4	4

Tableau C.15 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe T à différentes teneurs en eau.

T		**2%**			**4%**			**6%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
5	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
2.5	87	86	88	88	87	87	89	87	89	90
1.25	72	72	73	72	71	73	72	72	72	72
0.63	57	57	58	57	57	57	57	57	57	57
0.315	41	41	42	41	40	41	41	41	41	41
0.16	25	25	25	25	24	25	25	24	25	25
0.08	10	9	9	9	9	9	9	9	10	10

T		**8%**			**10%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
5	100	100	100	100	100	100	100
2.5	87	89	89	88	90	87	90
1.25	72	71	72	72	72	72	72
0.63	57	56	57	57	57	57	56
0.315	41	40	40	40	41	40	40
0.16	25	25	25	25	26	25	25
0.08	10	10	10	10	11	9	10

Tableau C.16 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe X à différentes teneurs en eau.

X		**2%**			**4%**			**6%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
5	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
2.5	84	85	86	85	85	85	87	85	87	87
1.25	50	49	49	49	49	48	50	49	50	49
0.63	25	24	25	25	25	24	25	25	25	25
0.315	11	11	11	11	11	11	12	11	11	11
0.16	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5
0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

X		**8%**			**10%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
5	100	100	100	100	100	100	100
2.5	84	87	84	87	84	86	87
1.25	50	49	48	49	49	49	50
0.63	25	24	24	25	25	25	26
0.315	11	11	11	11	11	11	12
0.16	5	5	5	5	5	5	5
0.08	0	0	0	0	0	0	0

Tableau C.17 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Y à différentes teneurs en eau.

Y		**2%**			**4%**			**6%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
20	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
14	78	78	78	76	79	77	79	76	79	80
10	57	58	56	58	60	58	59	56	58	59
5	45	46	44	45	47	46	47	44	46	47
2.5	40	42	40	39	41	41	41	40	41	43
1.25	36	36	36	36	37	37	37	35	35	37
0.63	33	33	33	32	34	34	34	32	32	34
0.315	30	30	30	29	30	30	31	29	29	30
0.16	25	25	23	23	24	25	25	24	24	25
0.08	10	10	6	8	9	9	10	10	9	10

Tableau C.17 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Y à différentes teneurs en eau (suite).

Y		**8%**			**10%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
20	100	100	100	100	100	100	100
14	78	83	73	77	81	73	77
10	57	64	53	53	62	52	54
5	45	52	42	40	50	39	41
2.5	40	46	37	35	46	34	35
1.25	36	42	32	30	41	30	31
0.63	33	38	30	27	38	27	28
0.315	30	34	27	24	34	24	25
0.16	25	28	22	20	28	20	20
0.08	10	11	9	8	12	8	8

Tableau C.18 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Bo à différentes teneurs en eau.

Bo		**2%**			**4%**			**6%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
31.5	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
20	80	81	83	82	79	83	81	84	82	89
14	64	65	65	66	57	66	65	59	63	72
10	51	54	51	54	46	53	52	45	51	60
5	35	37	35	38	29	38	35	27	38	44
2.5	25.5	27	26	28	21	28	26	17	28	34
1.25	19.5	20	19	21	16	21	20	12	21	27
0.63	14.5	15	14	16	12	15	15	8	16	21
0.315	10	10	10	11	9	10	10	5	11	15
0.16	5	5	5	5	4	5	5	3	5	8
0.08	0	1	0	0	0	0	0	0	1	1

Tableau C.18 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Bo à différentes teneurs en eau (suite).

Bo		**8%**			**10%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
31.5	100	100	100	100	100	100	100
20	80	80	83	83	84	78	84
14	64	60	67	68	62	65	70
10	51	48	54	56	46	53	58
5	35	29	39	43	27	38	43
2.5	25.5	18	29	33	17	28	33
1.25	19.5	12	22	27	11	22	26
0.63	14.5	9	17	20	8	17	20
0.315	10	6	11	14	5	12	14
0.16	5	3	6	7	3	6	7
0.08	0	1	1	1	1	1	1

Tableau C.19 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Mo à différentes teneurs en eau.

Mo		**2%**			**4%**			**6%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
10	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
5	72	73	73	72	71	72	73	72	70	74
2.5	52	53	53	51	52	51	52	52	50	53
1.25	40	41	40	40	40	40	41	41	39	42
0.63	30.5	31	31	30	31	30	31	31	30	31
0.315	21.5	21	21	21	21	21	22	22	21	22
0.16	13	13	13	13	13	13	13	13	13	13
0.08	5	4	4	4	4	5	5	5	5	5

Tableau C.19 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Mo à différentes teneurs en eau (suite).

Mo		**8%**			**10%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
10	100	100	100	100	100	100	100
5	72	71	72	73	73	71	73
2.5	52	51	51	52	53	50	51
1.25	40	40	40	41	42	39	40
0.63	30.5	31	30	31	32	29	30
0.315	21.5	22	21	21	23	20	21
0.16	13	13	13	13	14	12	12
0.08	5	5	4	4	5	4	4

Tableau C.20 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Yo à différentes teneurs en eau.

Yo		**2%**			**4%**			**6%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
31.5	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
20	80	82	85	81	82	80	83	81	80	83
14	64	66	64	68	69	63	64	69	62	66
10	57	60	57	60	60	56	58	63	55	59
5	45	47	46	48	48	45	48	51	43	48
2.5	40	41	40	43	41	39	41	44	37	42
1.25	36	37	36	38	37	35	37	40	33	37
0.63	33	34	33	35	34	33	34	37	30	34
0.315	30	31	30	32	30	29	31	34	27	31
0.16	25	25	25	26	25	24	25	28	22	25
0.08	10	10	11	11	11	10	11	13	9	11

Tableau C.20 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Yo à différentes teneurs en eau (suite).

Yo		**8%**			**10%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
31.5	100	100	100	100	100	100	100
20	80	82	80	81	84	77	81
14	64	66	61	63	75	54	59
10	57	59	55	56	70	46	52
5	45	48	44	43	60	34	39
2.5	40	43	38	38	55	29	32
1.25	36	39	34	33	50	25	28
0.63	33	36	31	30	46	23	25
0.315	30	32	26	27	42	20	22
0.16	25	26	22	22	34	17	18
0.08	10	11	9	10	14	7	8

Tableau C.21 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Mg à différentes teneurs en eau.

Mg		**2%**			**4%**			**6%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
10	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
5	72	72	74	72	73	72	73	73	72	74
2.5	55	55	56	55	56	55	56	55	55	57
1.25	40	40	41	40	41	40	41	39	40	41
0.63	30.5	30	31	31	31	30	31	30	30	31
0.315	21.5	21	22	22	22	21	22	21	21	22
0.16	14	14	14	14	14	14	14	14	14	14
0.08	7.5	7	7	7	8	8	7	7	8	8

Tableau C.21 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Mg à différentes teneurs en eau (suite).

Mg		**8%**			**10%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
10	100	100	100	100	100	100	100
5	72	74	70	75	73	73	73
2.5	55	55	53	56	55	54	55
1.25	40	40	38	41	40	39	39
0.63	30.5	31	29	31	31	30	29
0.315	21.5	22	20	21	22	20	20
0.16	14	15	13	14	15	13	13
0.08	7.5	8	7	7	8	7	7

Tableau C.22 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Tg à différentes teneurs en eau.

Tg		**2%**			**4%**			**6%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
5	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
2.5	87	86	87	86	86	87	86	85	86	86
1.25	72	71	72	72	74	73	72	71	73	73
0.63	57	56	57	56	57	58	56	56	57	57
0.315	41	39	41	40	41	41	40	39	41	41
0.16	25	25	25	25	25	26	25	24	25	25
0.08	15	14	15	14	13	13	14	12	13	13

Tableau C.22 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Tg à différentes teneurs en eau (suite).

Tg		**8%**			**10%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
5	100	100	100	100	100	100	100
2.5	87	85	86	87	86	86	86
1.25	72	71	72	73	72	72	72
0.63	57	56	57	58	57	56	56
0.315	41	40	40	41	40	40	40
0.16	25	24	25	25	25	24	24
0.08	15	13	14	12	14	13	14

Tableau C.23 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Xg à différentes teneurs en eau.

Xg		**2%**			**4%**			**6%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
5	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
2.5	80	79	79	80	79	78	79	78	78	79
1.25	40	41	40	40	40	40	40	39	40	40
0.63	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20
0.315	10	10	10	10	10	10	10	10	10	10
0.16	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5
0.08	0	1	1	0	0	0	1	1	0	0

Tableau C.23 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Xg à différentes teneurs en eau (suite).

Xg		**8%**			**10%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
5	100	100	100	100	100	100	100
2.5	80	78	78	77	77	77	79
1.25	40	40	41	40	39	39	41
0.63	20	20	21	20	20	19	21
0.315	10	10	11	10	10	9	11
0.16	5	5	6	5	5	5	6
0.08	0	0	0	0	1	0	1

Tableau C.24 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Yg à différentes teneurs en eau.

Yg		**2%**			**4%**			**6%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
31.5	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
20	80	86	78	79	80	78	83	87	78	86
14	64	66	63	65	68	63	66	72	57	70
10	57	58	57	59	59	58	60	64	51	63
5	50	51	51	52	52	50	53	56	44	55
2.5	45	46	45	46	46	45	48	50	40	50
1.25	41	41	41	42	41	41	44	46	36	45
0.63	37	37	37	38	37	37	39	41	32	41
0.315	33	33	33	34	33	33	35	37	29	36
0.16	25	25	24	25	25	24	26	28	22	27
0.08	15	15	13	15	14	14	15	16	13	16

Tableau C.24 : Granulométries post-vibratoires du matériau SR de la courbe Yg à différentes teneurs en eau (suite).

Yg		**8%**			**10%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
31.5	100	100	100	100	100	100	100
20	80	83	84	77	92	70	78
14	64	70	63	57	82	51	57
10	57	65	56	50	78	44	48
5	50	59	48	43	73	36	41
2.5	45	53	43	37	68	31	35
1.25	41	49	39	33	62	28	30
0.63	37	44	35	30	57	25	27
0.315	33	39	31	26	51	22	23
0.16	25	29	23	19	38	16	17
0.08	15	17	13	11	22	9	10

Tableau C.25 : Granulométries post-vibratoires du matériau SA de la courbe B à différentes teneurs en eau.

B		**2%**			**4%**			**6%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
20	100	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
14	78	73.06	79.69	81.18	76.39	77.37	79.78	74.15	74.08	80.97
10	55	52.12	55.99	61.72	55.07	55.32	57.45	51.45	51.38	64.06
5	35	33.00	37.59	41.71	33.96	35.88	36.98	32.71	29.42	45.23
2.5	25.5	22.55	25.65	28.97	23.23	25.41	26.98	21.74	19.22	33.81
1.25	19.5	17.58	19.47	21.87	17.86	19.38	20.20	16.29	14.11	26.59
0.63	14.5	13.38	14.68	16.28	13.58	14.61	15.22	12.16	10.45	20.21
0.315	10	9.53	10.31	11.41	9.65	10.35	10.80	8.59	7.36	14.27
0.16	5	5.31	5.71	6.25	5.45	5.76	5.95	4.76	4.10	7.59
0.08	0	0.79	0.76	0.84	0.95	0.94	0.92	0.71	0.91	1.26

Tableau C.25 : Granulométries post-vibratoires du matériau SA de la courbe B à différentes teneurs en eau (suite).

B		**8%**			**10%**		
Tamis	Original	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Sup**	**Centre**	**Inf**
20	100	100	100	100	100	100	100
14	78	70.82	80.72	81.99	71.27	78.23	80.86
10	55	44.23	60.98	63.47	44.69	57.14	62.71
5	35	21.90	40.19	45.21	22.21	38.13	44.50
2.5	25.5	11.40	29.30	35.34	11.84	27.29	34.58
1.25	19.5	6.41	22.54	28.49	6.61	21.04	27.82
0.63	14.5	3.62	17.11	22.26	3.89	15.97	21.58
0.315	10	2.10	12.00	16.01	2.26	11.21	15.35
0.16	5	1.04	6.61	8.82	1.28	6.06	8.24
0.08	0	0.22	1.43	1.71	0.27	1.28	1.31

C.3 Granulométries post-essai des essais de ségrégation sous vibration horizontal à l'état sec

Tableau C.26 : Granulométries post-vibratoires du matériau SA de la courbe Bo sous vibration horizontal.

Bo	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)
31.5	100	100	100	100
20	76	78	88	80
14	53	58	79	64
10	36	43	71	51
5	18	26	57	35
2.5	9	17	47	26
1.25	4	11	40	20
0.63	2	6	32	15
0.315	1	4	24	10
0.16	0	2	13	5
0.08	0	0	2	0

Tableau C.27 : Granulométries post-vibratoires du matériau SA de la courbe Yo sous vibration horizontale.

Yo	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)
31.5	100	100	100	100
20	61	82	87	80
14	42	70	77	64
10	34	62	72	57
5	25	45	60	45
2.5	22	39	54	40
1.25	20	35	49	36
0.63	18	32	44	33
0.315	16	29	40	30
0.16	13	22	28	25
0.08	7	8	4	10

Tableau C.28 : Granulométries post-vibratoires du matériau SA de la courbe Mo sous vibration horizontale.

Mo	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)
10	100	100	100	100.00
5	70	69	77	72.00
2.5	45	46	62	52.00
1.25	28	33	56	40.00
0.63	14	24	51	30.50
0.315	5	16	42	21.50
0.16	1	9	28	13.00
0.08	1	3	5	5

Tableau C.29 : Granulométries post-vibratoires du matériau SA de la courbe Yg sous vibration horizontale.

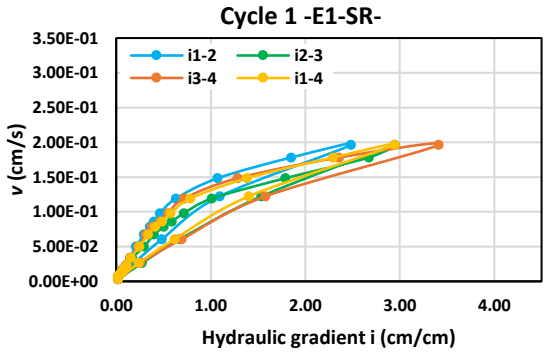
Yg	**Sup**	**Centre**	**Inf**	**Original**
Tamis	Passant	Passant	Passant	Passant
mm	(%)	(%)	(%)	(%)
31.5	100	100	100	100
20	76	77	80	80
14	61	62	66	64
10	55	55	60	57
5	49	48	52	50
2.5	44	43	47	45
1.25	41	39	43	41
0.63	37	35	39	37
0.315	32	30	34	33
0.16	23	22	25	25
0.08	7	12	7	15

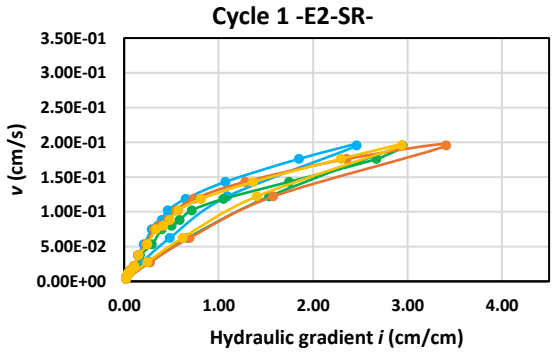
ANNEXE D ÉVALUATION DU DEGRÉ DE SATURATION

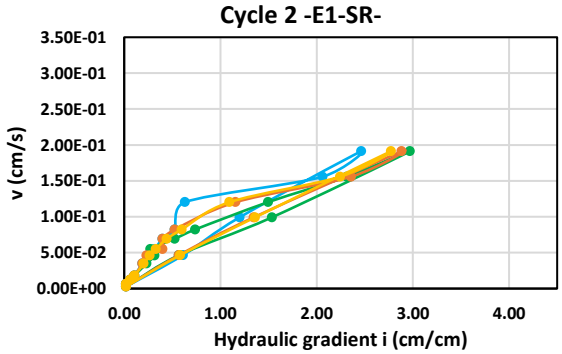
Tableau D.1 : Exemple d'évaluation du degré de saturation selon la méthode de Chapuis et al. (1989) de l'essai E1 du matériau SR.

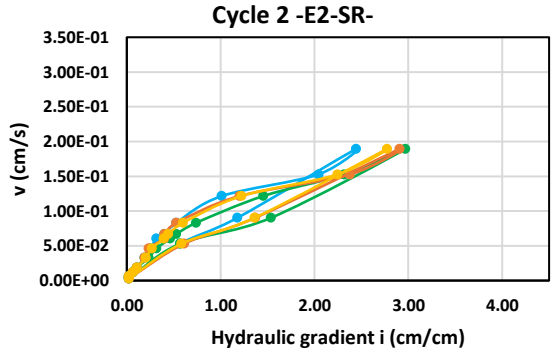
Degré de saturation P1 E1 SR		
M1:	Masse de la colonne vide ave les accessoires (g)	23328
Me:	Masse de la colonne remplie d'eau avec les accessoires (g)	35512
M2:	Masse de la colonne remplie du matériau (g)	47885
Mt:	Masse totale de la colonne remplie du matériau et d'eau (g)	50022
w	Teneur en eau initiale de l'échantillon (-)	0.034
Ms:	Masse du matériau (g) = (M2-M1) / (1+w)	23740
Mms:	Masse du matériau humide (g) = Mt - (Me-Vt x ρ_w)	25411.33
Mw :	Masse de l'eau dans l'échantillon (g) = Mms - Ms	2370.16
Vv	Volume des vides = Vt – (Ms / ρ_s)	2461.34
Sr	Degré de saturation (%) = Mw / (V_V * ρ_w)	98.7

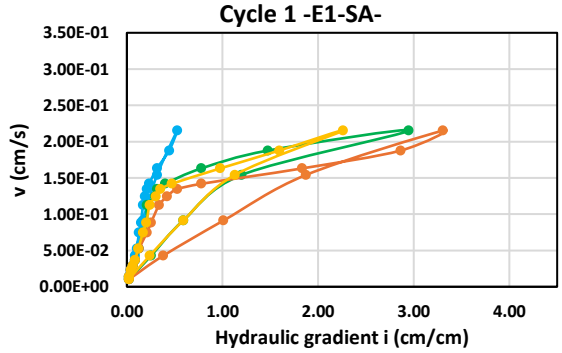
ANNEXE E COURBES DÉBIT-GRADIENT POUR LES MATÉRIAUX SR ET SA

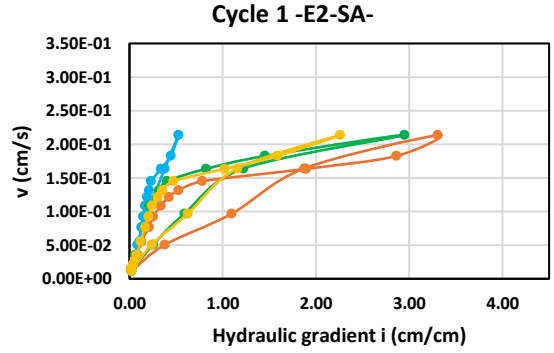












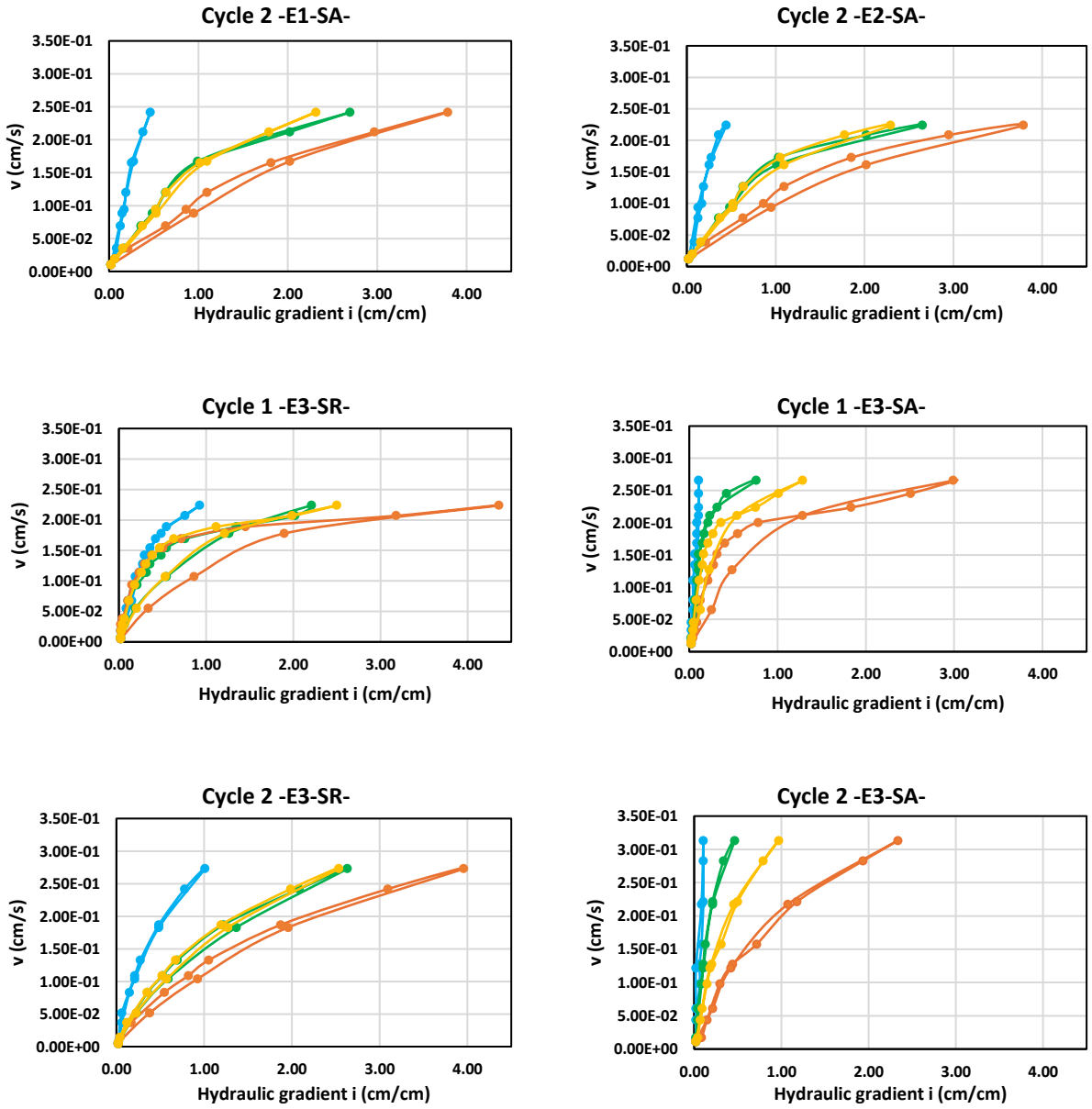
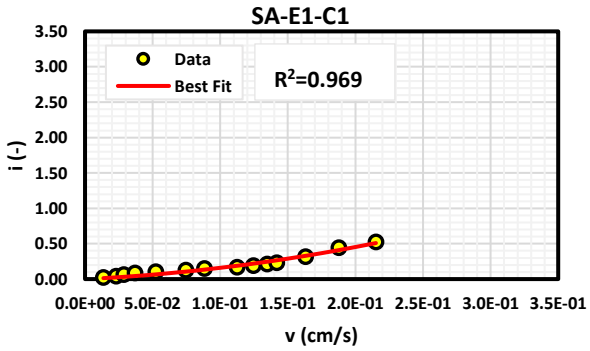
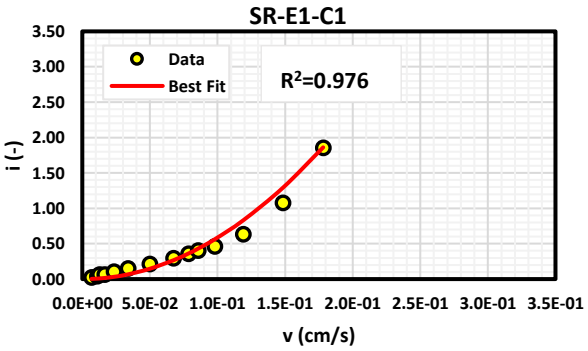


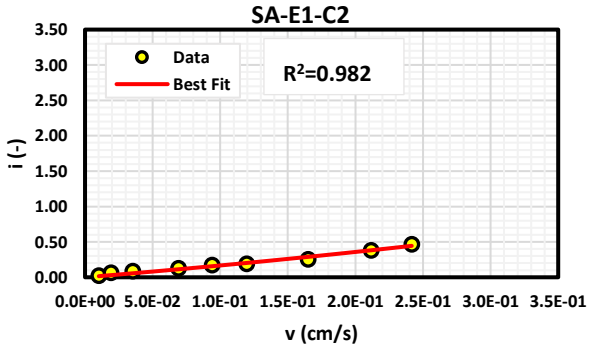
Figure E.1 : Évolution des courbes v-i des matériaux SR et SA aux cycles 1 et 2 pour les configurations E1, E2 et E3.

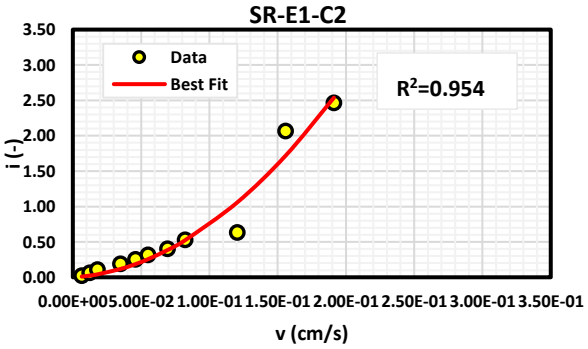
ANNEXE F AJUSTEMENT DES COURBES V-I EN UTILISANT LES MODELES DE FORCHHEIMER ET DE PUISSANCE

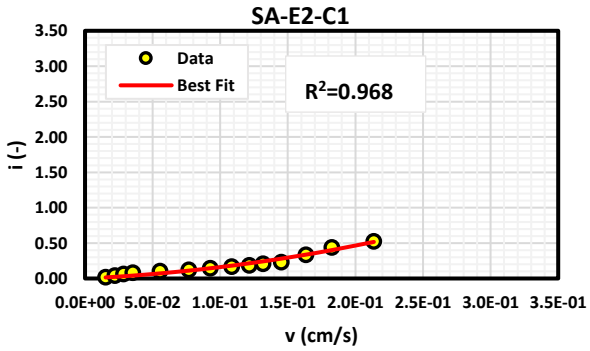
F.1 Le modèle Forchheimer

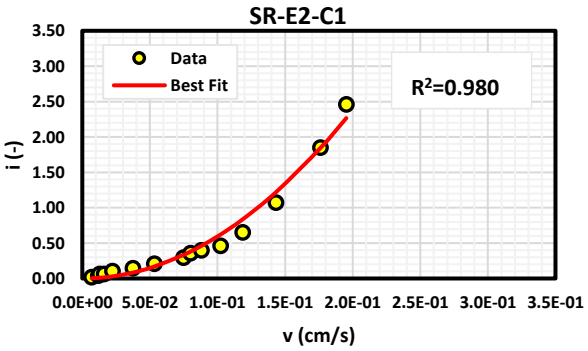












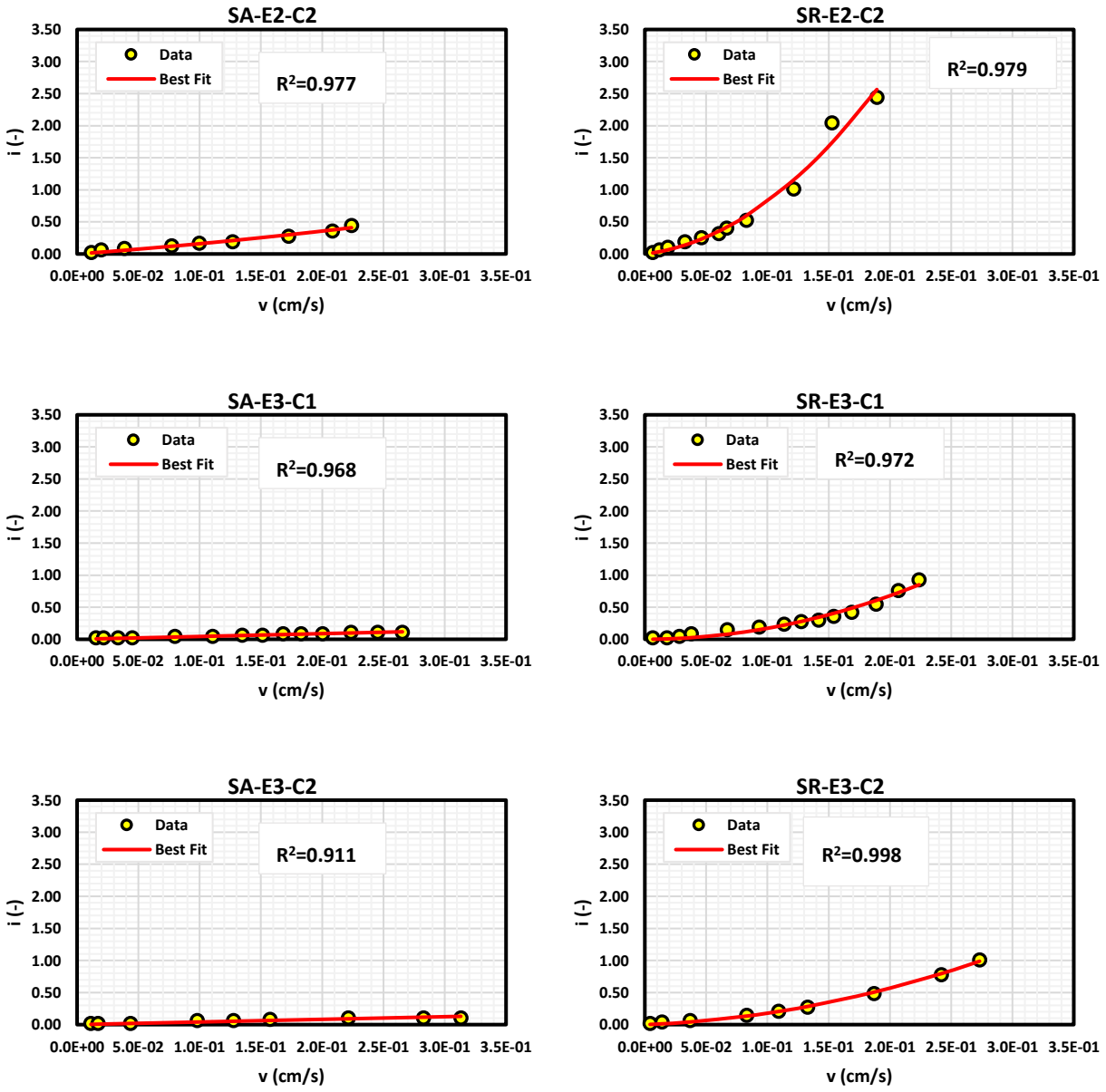
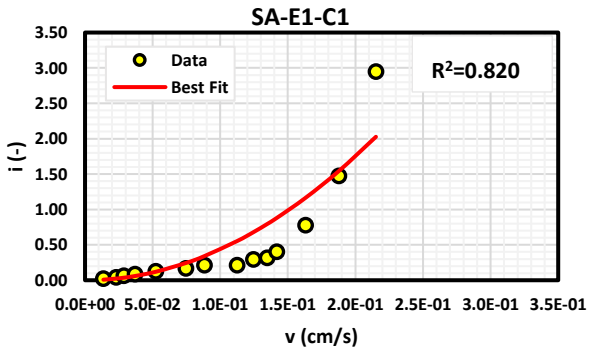
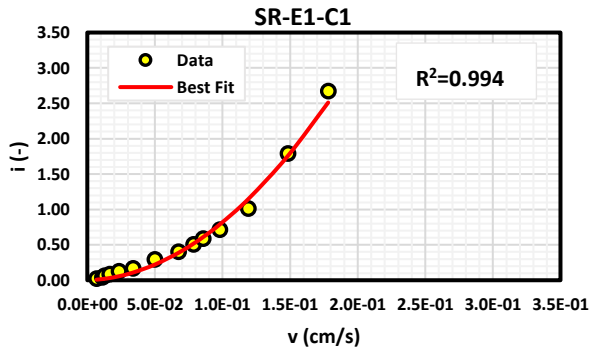
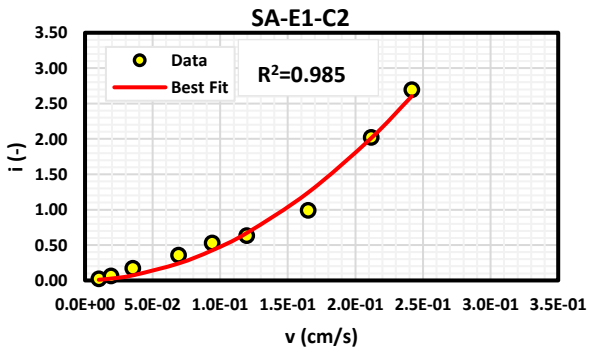
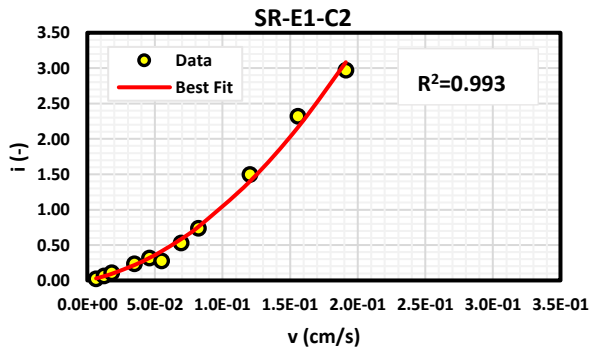


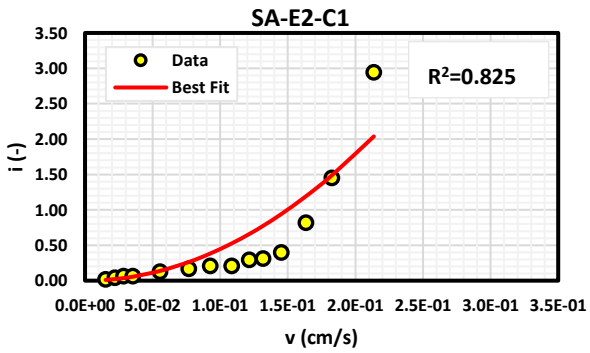
Figure F.1 : Comparaison des courbes ajustées du modèle de Forchheimer à l'écoulement mesuré dans la section supérieure (P1–P2) pour les essais E1, E2 et E3 (cycles 1 et 2) avec matériaux sub-arrondis (SR) et sub-angulaires (SA).

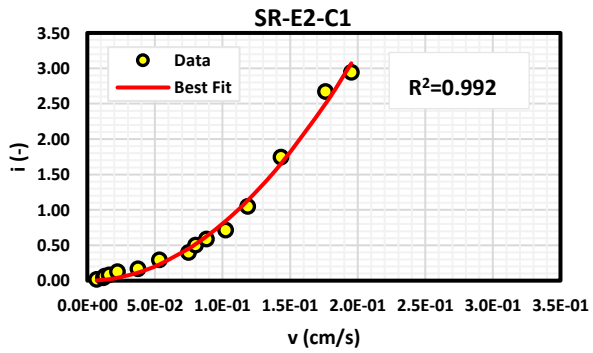

SA-E1-C1
Data
Best Fit
R²=0.820
i (-)
v (cm/s)

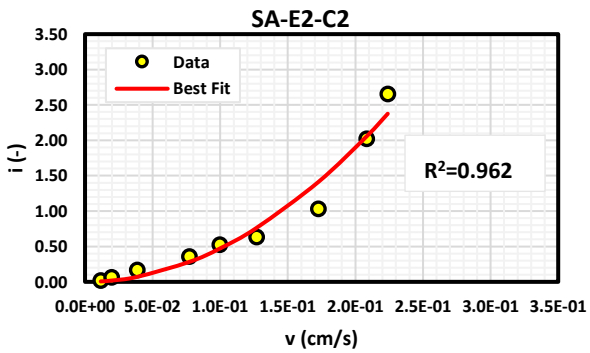

SR-E1-C1
Data
Best Fit
R²=0.994
i (-)
v (cm/s)

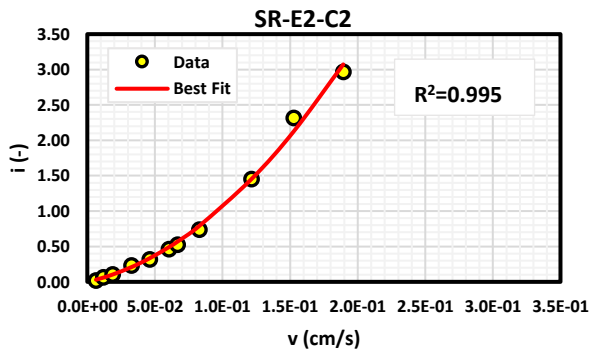

SA-E1-C2
Data
Best Fit
R²=0.985
i (-)
v (cm/s)


SR-E1-C2
Data
Best Fit
R²=0.993
i (-)
v (cm/s)


SA-E2-C1
Data
Best Fit
R²=0.825
i (-)
v (cm/s)


SR-E2-C1
Data
Best Fit
R²=0.992
i (-)
v (cm/s)


SA-E2-C2
Data
Best Fit
R²=0.962
i (-)
v (cm/s)


SR-E2-C2
Data
Best Fit
R²=0.995
i (-)
v (cm/s)

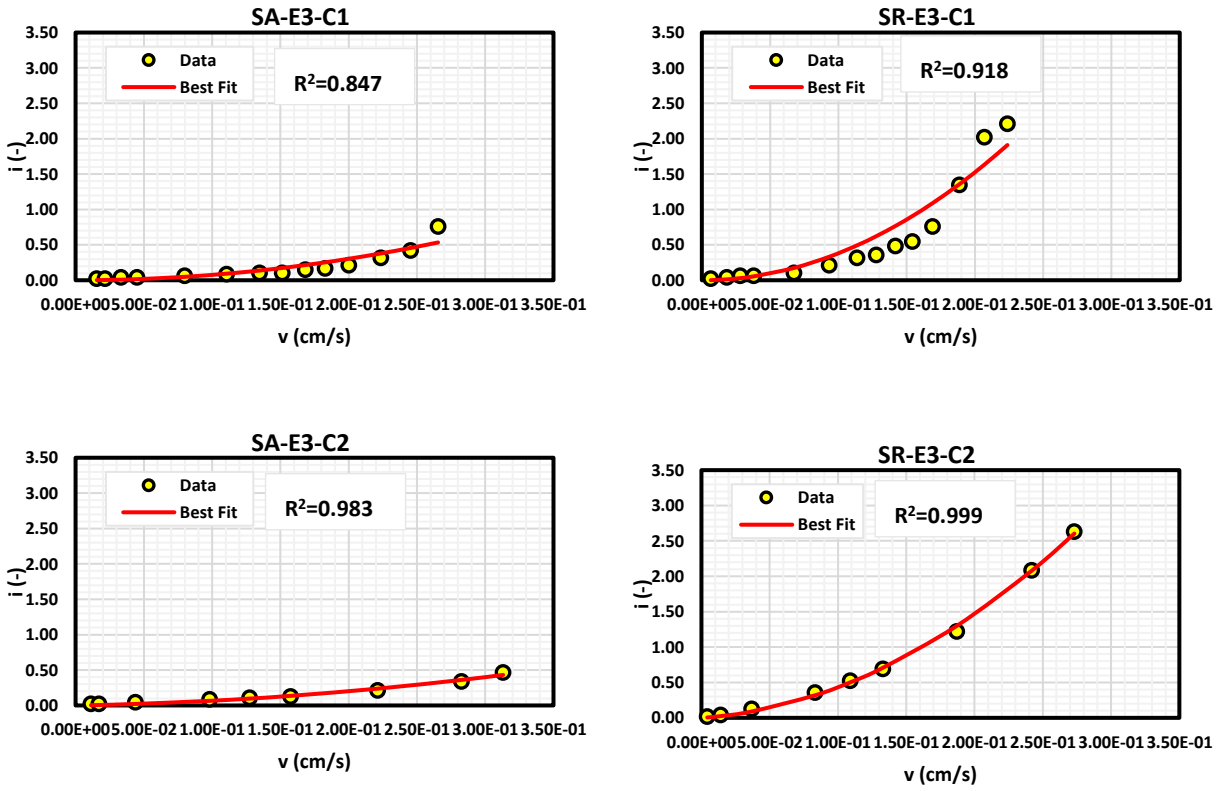
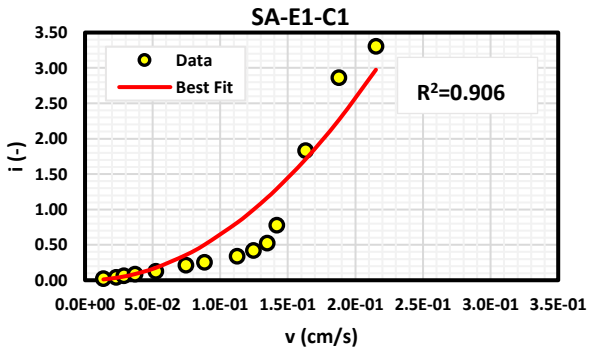
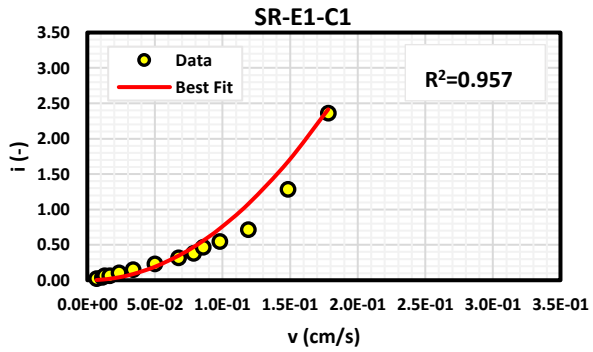
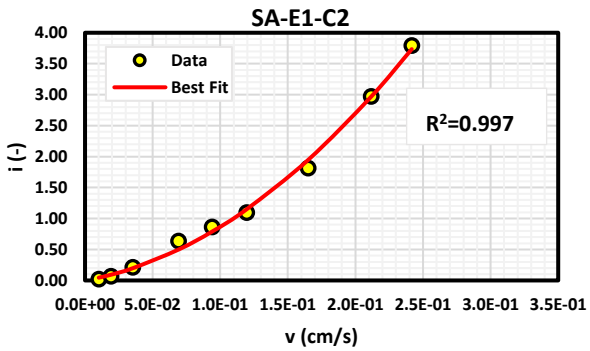
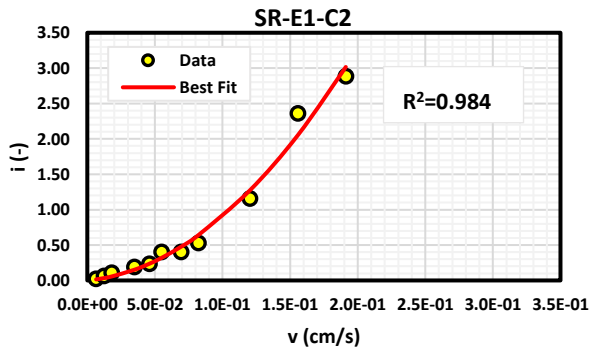


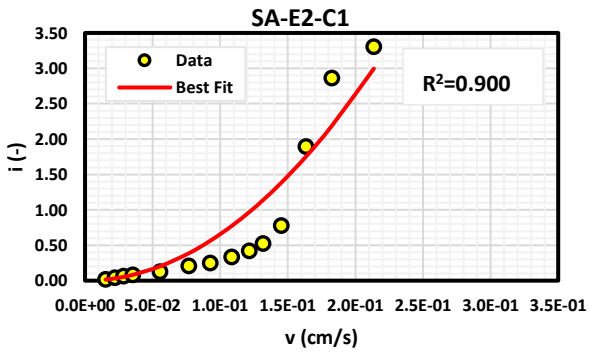
Figure F.2 : Comparaison des courbes ajustées du modèle de Forchheimer à l'écoulement mesuré dans la section centrale (P2–P3) pour les essais E1, E2 et E3 (cycles 1 et 2) avec matériaux sub-arrondis (SR) et sub-angulaires (SA).

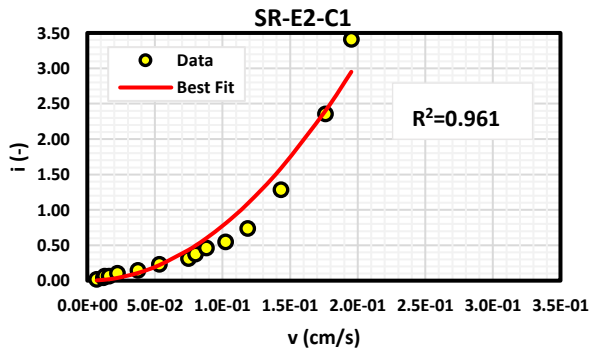

SA-E1-C1
Data
Best Fit
R²=0.906
i (-)
v (cm/s)

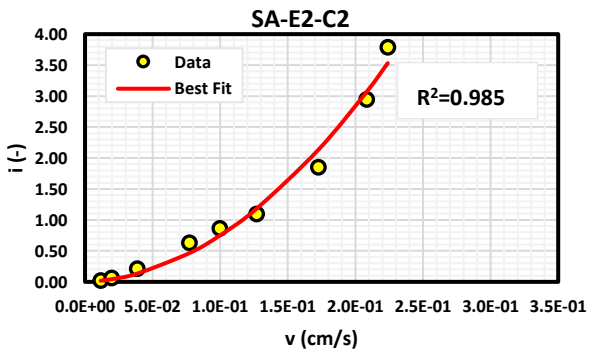

SR-E1-C1
Data
Best Fit
R²=0.957
i (-)
v (cm/s)

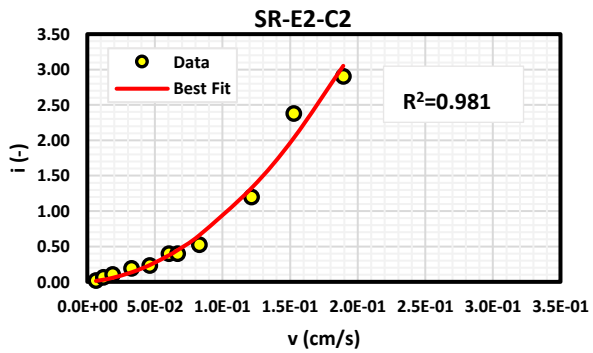

SA-E1-C2
Data
Best Fit
R²=0.997
i (-)
v (cm/s)


SR-E1-C2
Data
Best Fit
R²=0.984
i (-)
v (cm/s)


SA-E2-C1
Data
Best Fit
R²=0.900
i (-)
v (cm/s)


SR-E2-C1
Data
Best Fit
R²=0.961
i (-)
v (cm/s)


SA-E2-C2
Data
Best Fit
R²=0.985
i (-)
v (cm/s)


SR-E2-C2
Data
Best Fit
R²=0.981
i (-)
v (cm/s)

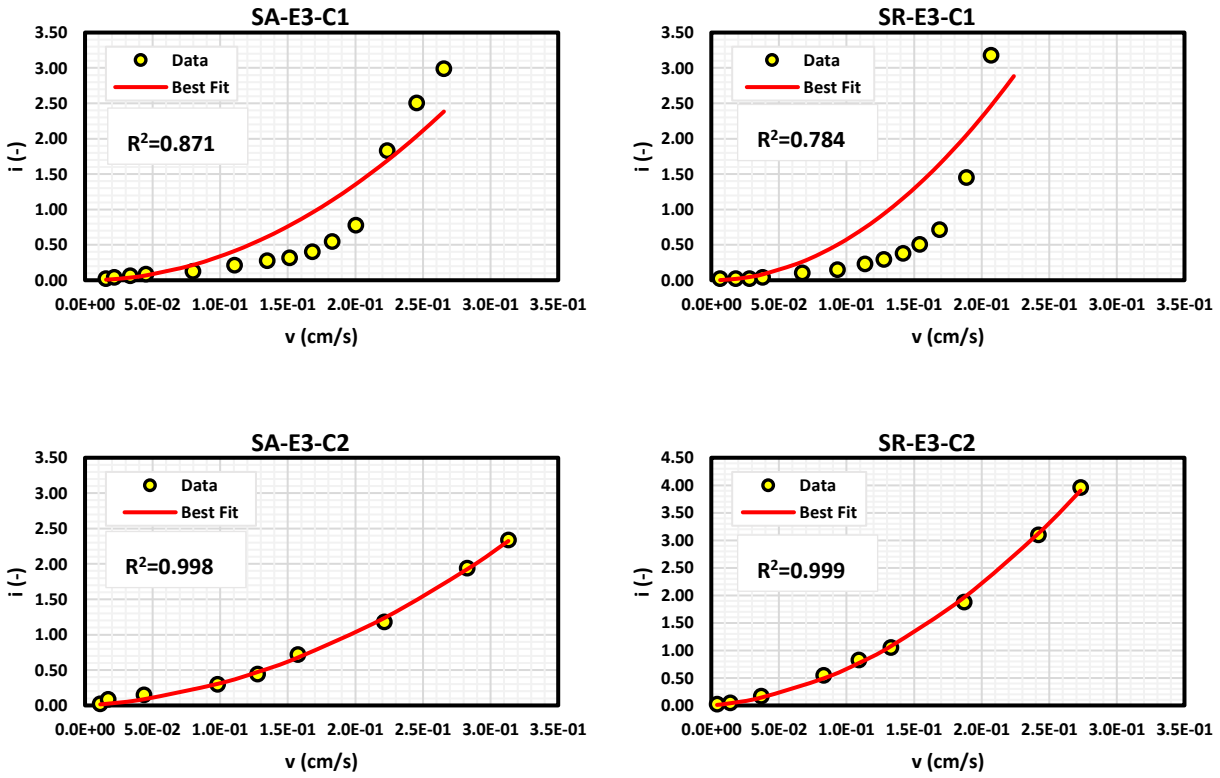
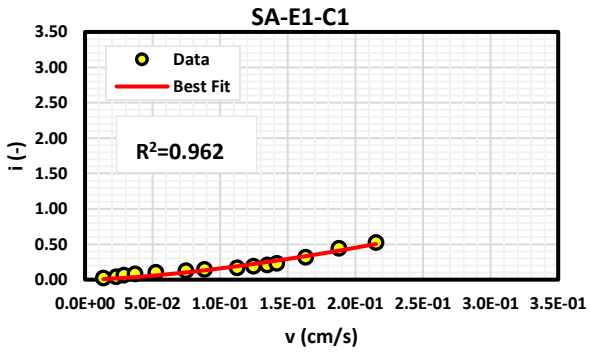
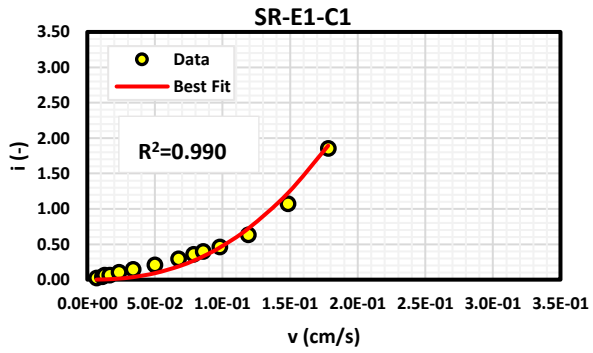
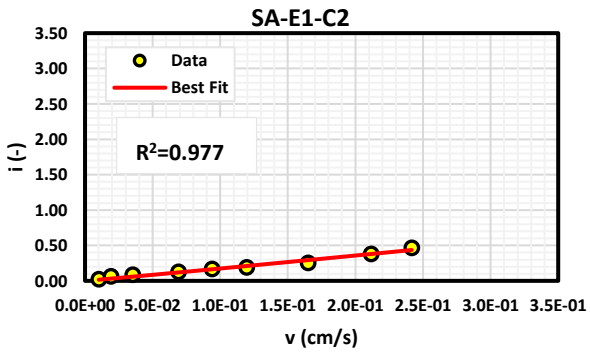


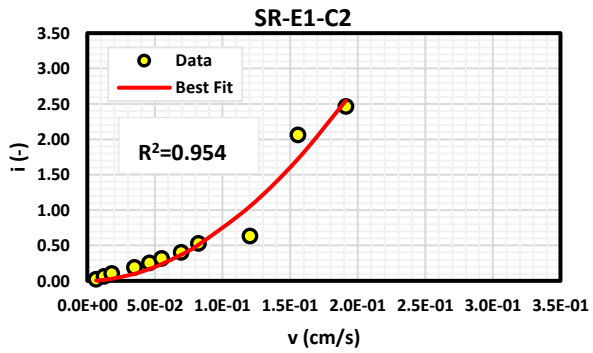
Figure F.3 : Comparaison des courbes ajustées du modèle de Forchheimer à l'écoulement mesuré dans la section inférieure (P3–P4) pour les essais E1, E2 et E3 (cycles 1 et 2) avec matériaux sub-arrondis (SR) et sub-angulaires (SA).

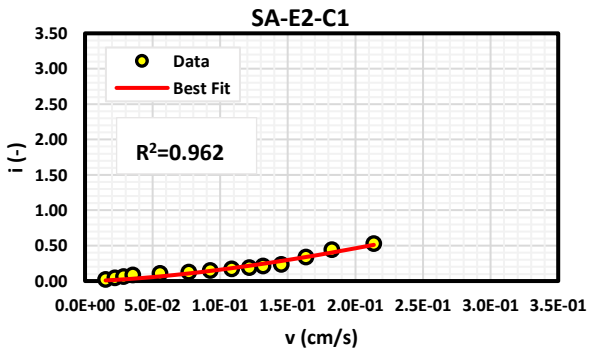
F.2 La loi de Puissance

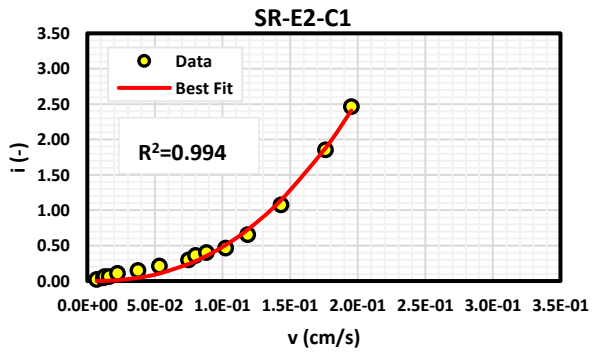












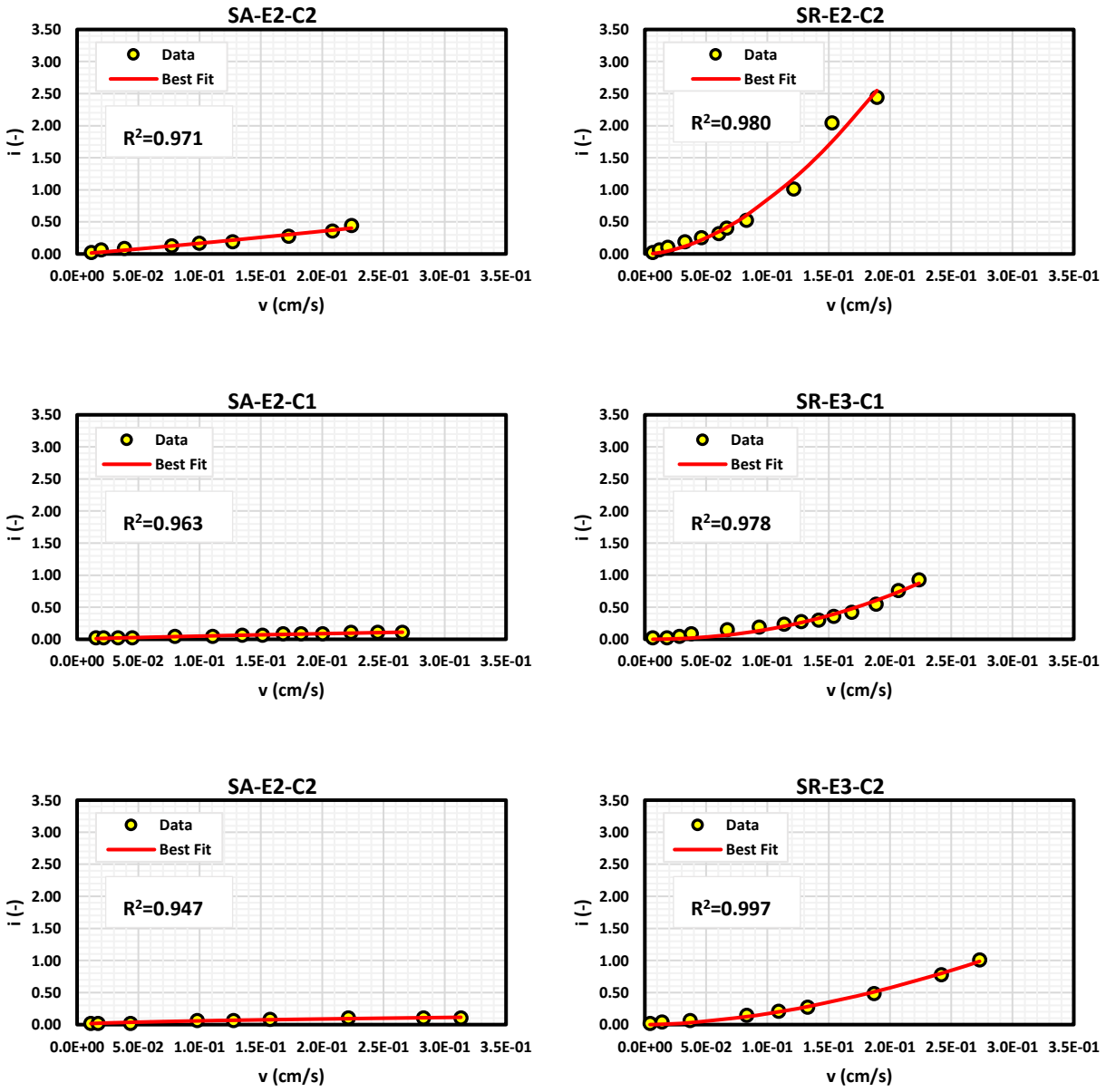
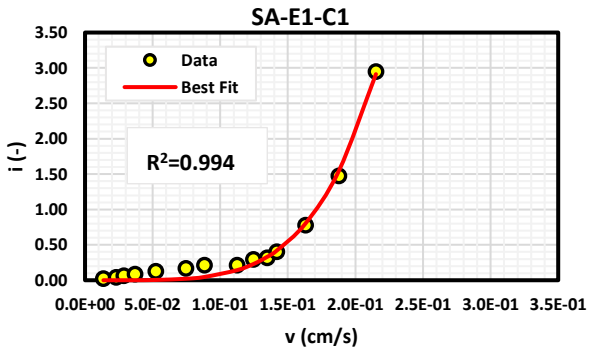
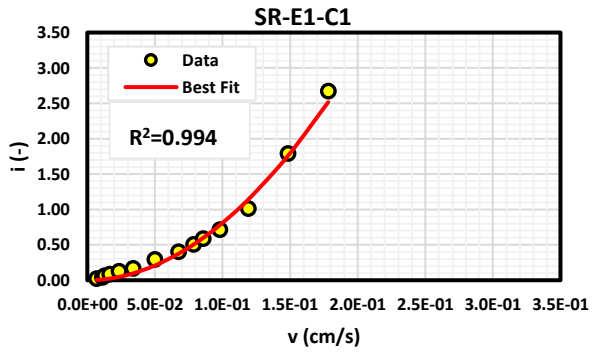
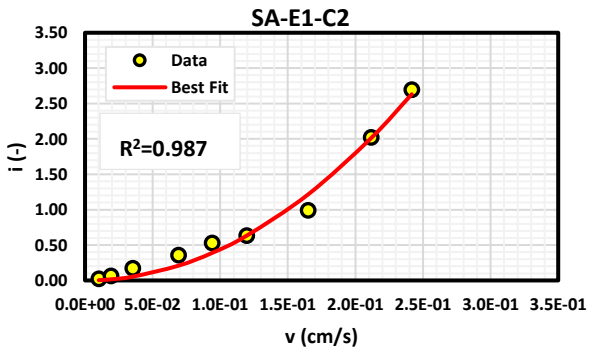
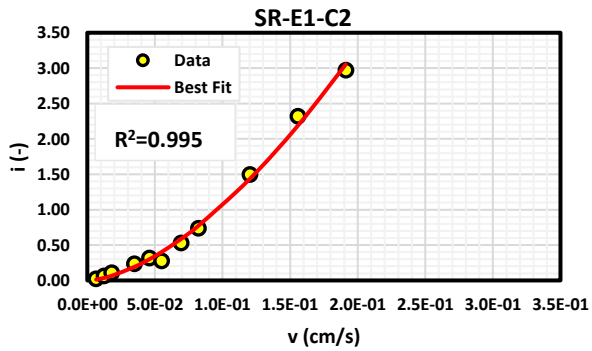


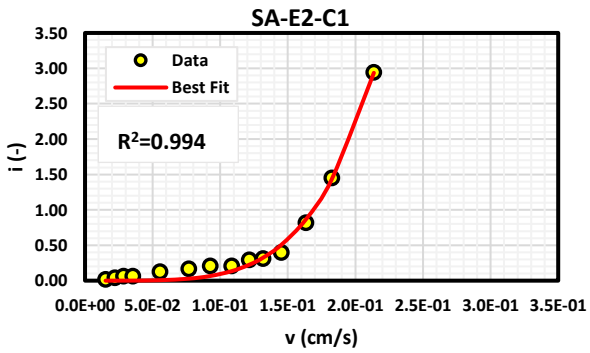
Figure F.4 : Comparaison des courbes ajustées de la loi de Puissance à l'écoulement mesuré dans la section supérieure (P1–P2) pour les essais E1, E2 et E3 (cycles 1 et 2) avec matériaux sub-arrondis (SR) et sub-angulaires (SA).

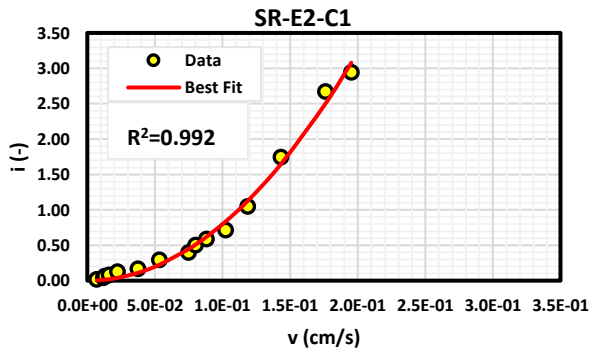

SA-E1-C1
Data
Best Fit
R²=0.994
i (-)
v (cm/s)

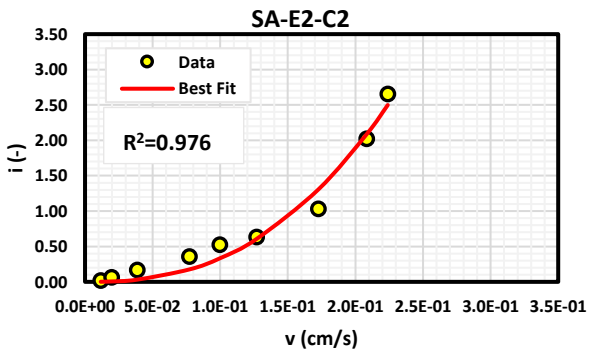

SR-E1-C1
Data
Best Fit
R²=0.994
i (-)
v (cm/s)

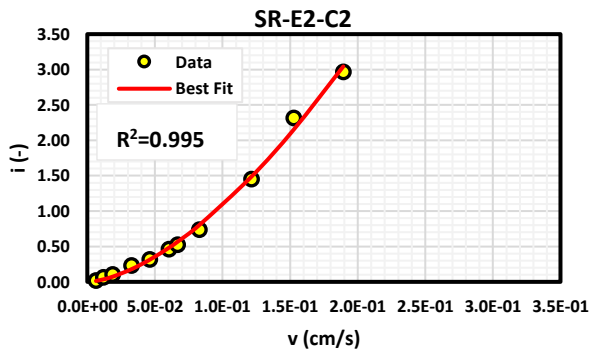

SA-E1-C2
Data
Best Fit
R²=0.987
i (-)
v (cm/s)


SR-E1-C2
Data
Best Fit
R²=0.995
i (-)
v (cm/s)


SA-E2-C1
Data
Best Fit
R²=0.994
i (-)
v (cm/s)


SR-E2-C1
Data
Best Fit
R²=0.992
i (-)
v (cm/s)


SA-E2-C2
Data
Best Fit
R²=0.976
i (-)
v (cm/s)


SR-E2-C2
Data
Best Fit
R²=0.995
i (-)
v (cm/s)

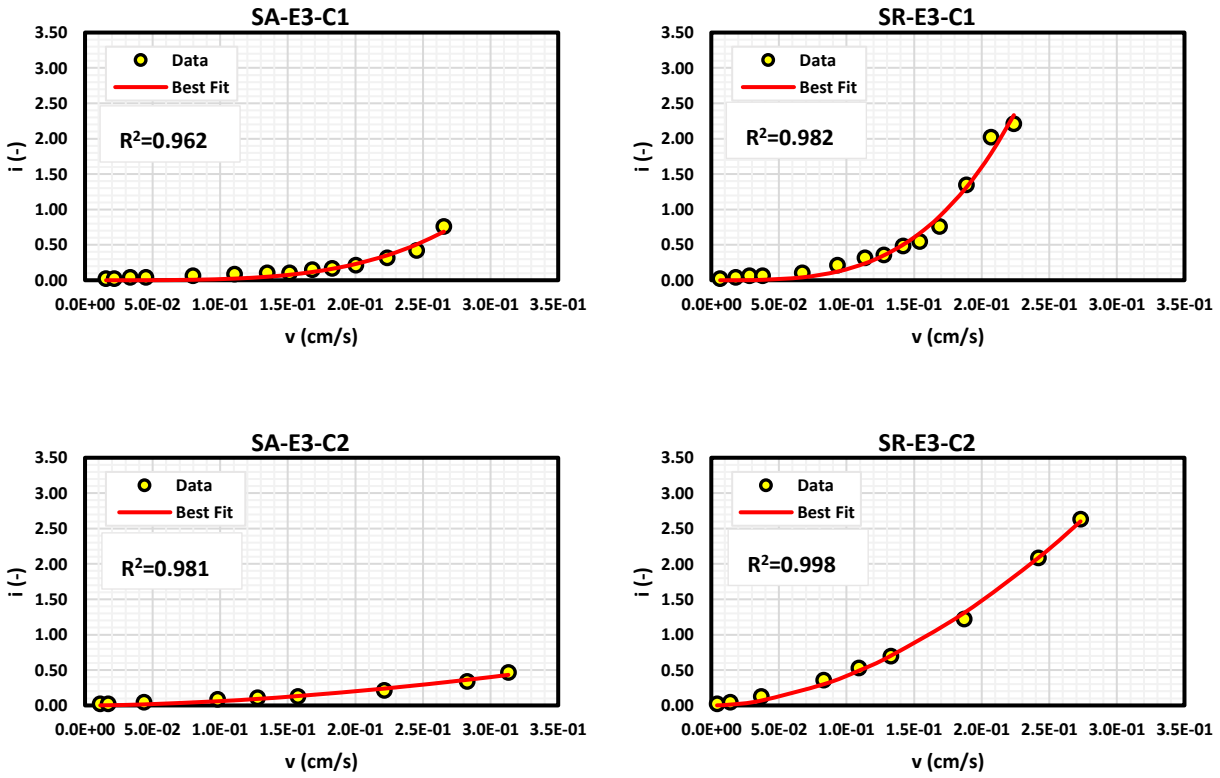
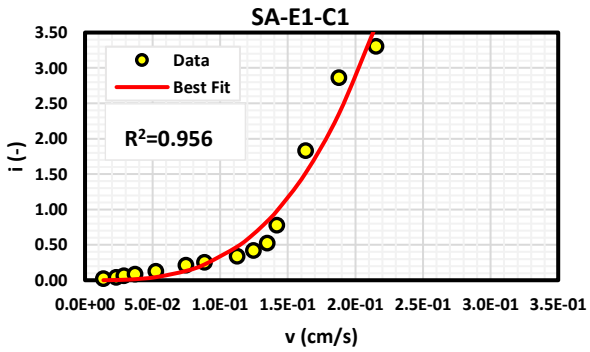
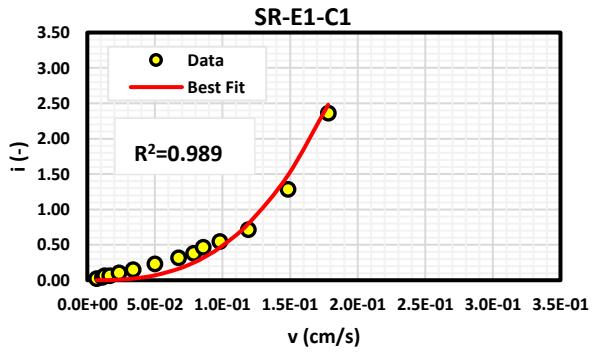
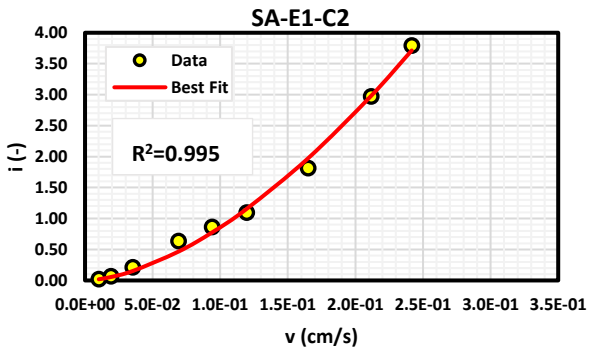
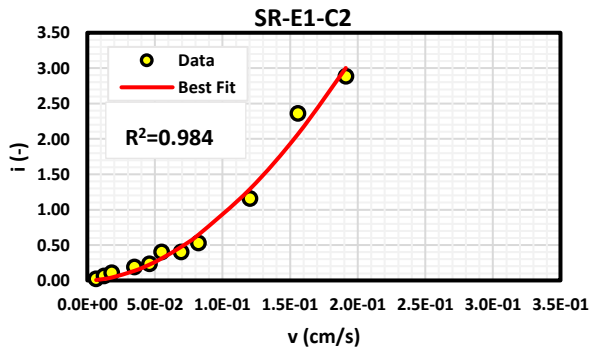


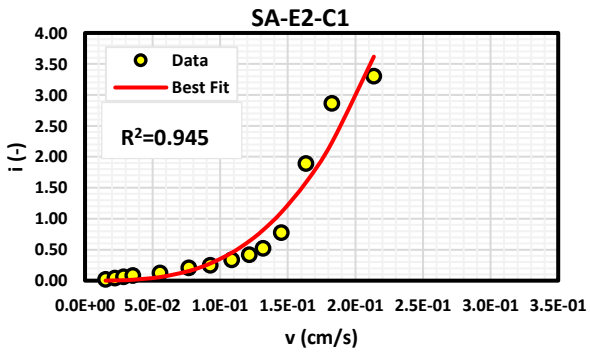
Figure F.5 : Comparaison des courbes ajustées de la loi de Puissance à l'écoulement mesuré dans la section centrale (P2–P3) pour les essais E1, E2 et E3 (cycles 1 et 2) avec matériaux sub-arrondis (SR) et sub-angulaires (SA).

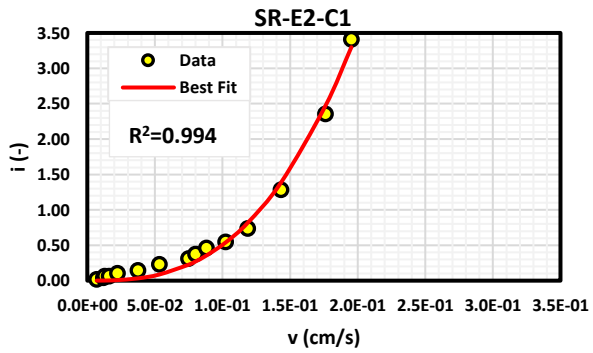

SA-E1-C1
Data
Best Fit
R²=0.956
i (-)
v (cm/s)

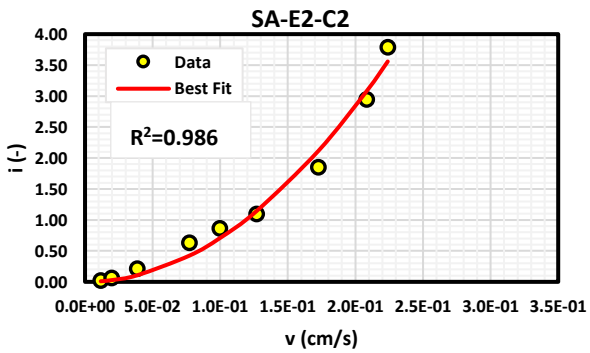

SR-E1-C1
Data
Best Fit
R²=0.989
i (-)
v (cm/s)

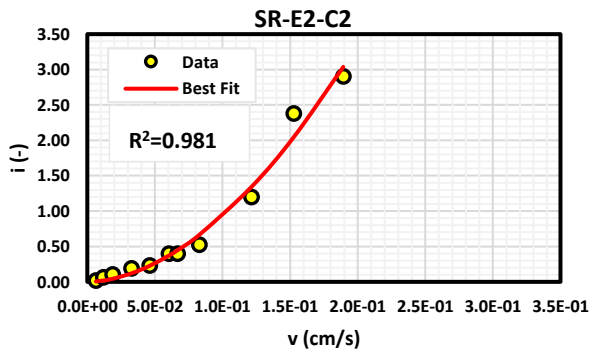

SA-E1-C2
Data
Best Fit
R²=0.995
i (-)
v (cm/s)


SR-E1-C2
Data
Best Fit
R²=0.984
i (-)
v (cm/s)


SA-E2-C1
Data
Best Fit
R²=0.945
i (-)
v (cm/s)


SR-E2-C1
Data
Best Fit
R²=0.994
i (-)
v (cm/s)


SA-E2-C2
Data
Best Fit
R²=0.986
i (-)
v (cm/s)


SR-E2-C2
Data
Best Fit
R²=0.981
i (-)
v (cm/s)

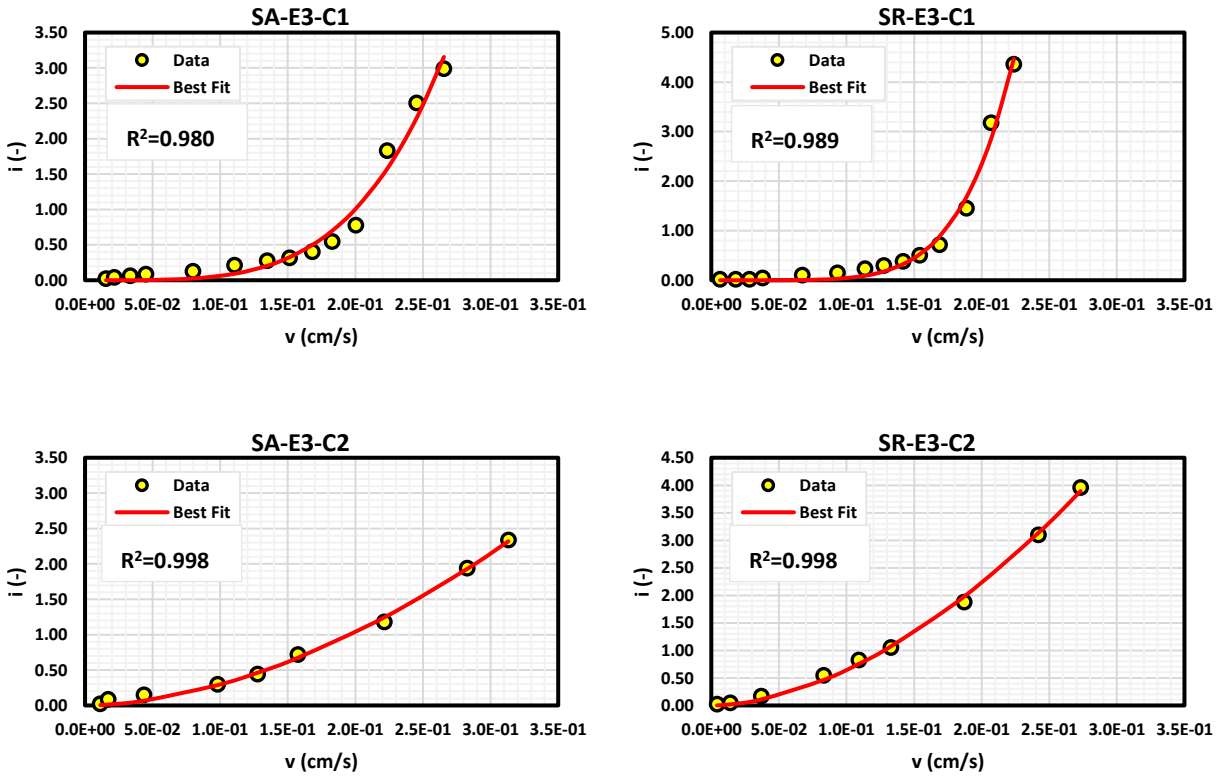


Figure F.6 : Comparaison des courbes ajustées de la loi de Puissance à l'écoulement mesuré dans la section inférieure (P3–P4) pour les essais E1, E2 et E3 (cycles 1 et 2) avec matériaux sub-arrondis (SR) et sub-angulaires (SA).