



**HAL**  
open science

# Modélisation du comportement mécanique d'un matériau granulaire composite par la méthode des éléments discrets

Christophe Salot

► **To cite this version:**

Christophe Salot. Modélisation du comportement mécanique d'un matériau granulaire composite par la méthode des éléments discrets. Sciences de l'ingénieur [physics]. Université Joseph-Fourier - Grenoble I, 2007. Français. NNT: . tel-00203393

**HAL Id: tel-00203393**

**<https://theses.hal.science/tel-00203393>**

Submitted on 9 Jan 2008

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

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

**UNIVERSITE GRENOBLE 1 – JOSEPH FOURIER**

**ECOLE DOCTORALE TERRE – UNIVERS - ENVIRONNEMENT**

**Thèse pour l'obtention du titre de Docteur**

**Spécialité : Sciences de la terre, de l'univers et de l'environnement**

Préparée au sein du  
Laboratoire Sols, Solides, Structures, Risques (3S-R)

Présentée par

**Christophe SALOT**

---

**MODELISATION DU COMPORTEMENT MECANIQUE D'UN  
MATERIAU GRANULAIRE COMPOSITE PAR LA METHODE DES  
ELEMENTS DISCRETS**

---

*Sous la direction de  
Pascal VILLARD & Philippe GOTTELAND*

Soutenue publiquement le 30 novembre 2007

**Composition du Jury :**

Pr. Bernard CAMBOU

Président

Pr. Francesco CALVETTI

Rapporteur

Dr Farhang RADJAI

Rapporteur

Pr. Pascal VILLARD

Directeur de thèse

Dr Philippe GOTTELAND

Co-directeur de thèse

Dr Fabrice EMERIAULT

Examineur

Dr Philippe REIFFSTECK

Examineur



# Modélisation du comportement mécanique d'un matériau granulaire composite par la méthode des éléments discrets

## Résumé

Les matériaux granulaires composites sont fréquemment utilisés dans les ouvrages géotechniques. Ces matériaux, composés de constituants de natures et de tailles différentes, ont une rhéologie complexe difficile à appréhender expérimentalement. Un modèle numérique tridimensionnel basé sur la méthode des éléments discrets est développé et une démarche spécifique est proposée afin de simuler le comportement mécanique de ces matériaux sous sollicitation triaxiale.

Le modèle repose sur l'utilisation d'éléments discrets de formes simples non convexes et sur une procédure de calibration des paramètres. Il a été validé par des essais expérimentaux réalisés pour diverses densités sur des matériaux granulaires homogènes. Le modèle est appliqué aux mélanges sable – gravier et sable – pastilles de pneu pour diverses proportions et comparé à des résultats expérimentaux. L'influence de la forme et de la taille relative des éléments est discutée.

## Mots clés

Modélisation numérique – Éléments discrets – Milieux granulaires – Géomatériaux – Composites – Essais triaxiaux – Comportement macroscopique





# Discrete element modeling of macroscopic behaviour of composites granular media

## **Abstract**

Composites granular materials are frequent components of geotechnical structures. They are composed of different size and nature of particles which generate a complex behaviour difficult to appreciate in experiments. A three-dimensional discrete element model and a specific procedure were developed to simulate the macroscopic behaviour of these materials under triaxial loading.

The numerical model implements non convex elements and is based on a parameter calibration procedure. This approach is validated by comparison with experimental tests on homogeneous granular materials for a variety of relative densities. Simulations are applied with sand – gravel and sand – tyre chips mixtures for different mixing ratios and results are compared with experimental ones. The influence of shape and relative size of elements is discussed.

## **Key-words**

Discrete element modelling – Granular media – Geomaterials – Composites – Triaxial compression tests – Macroscopic behaviour



# Remerciements

La thèse a été effectuée au sein du défunt Laboratoire Interdisciplinaire de Recherche Impliquant la Géologie et la Mécanique (LIRIGM) puis du laboratoire Sols, Solides, Structures – Risques (3S-R).

Je remercie Pascal VILLARD pour son implication, particulièrement décisive lors de la relecture de mémoire. Ce travail n'aurait pas été possible sans le soutien de Philippe GOTTELAND, qui m'a permis de donner une nouvelle dynamique à mes travaux en mettant en oeuvre une collaboration avec le Politecnico di Milano. Les six mois passés au Politecnico di Milano ont été menés sous la bienveillance de Francesco CALVETTI que je remercie pour son accueil.

J'exprime ma profonde gratitude aux personnes qui ont partagé mon quotidien durant deux années au LIRIGM et dont la bonne humeur a égayé mes journées. Mes amitiés s'adressent aussi à mes collègues de thèse du laboratoire 3S-R, avec qui j'ai partagé d'agréables moments, véritables bouffées d'air durant les semaines de rédaction.

Enfin, j'adresse de tendres pensées à ma famille, et plus particulièrement à mes parents qui m'ont toujours laissé libre et soutenu dans mes choix.



# Sommaire

Introduction générale	15
-----------------------	----

## Chapitre 1

Les géomatériaux composites non cohésifs : présentation et outils de modélisation	19
--	----

<b>1.1 Introduction</b>	<b>20</b>
<b>1.2 Les matériaux granulaires en géotechnique</b>	<b>20</b>
1.2.1 Définitions et généralités	20
1.2.2 Comportement mécanique sous sollicitations	22
1.2.2.1 Les essais triaxiaux de révolution	
1.2.2.2 Comparaison avec les essais triaxiaux « réels »	
1.2.3 Les géomatériaux composites non cohésifs	28
1.2.3.1 Singularités de ces matériaux	
1.2.3.2 Caractérisation mécanique	
1.2.3.3 Modèles numériques continus	
<b>1.3 Les modèles numériques basés sur la méthode des éléments discrets</b>	<b>31</b>
1.3.1 Généralités	31
1.3.1.1 Historique et classement des modèles	
1.3.1.2 Applications en génie – civil	
1.3.2 Simulation d'essais expérimentaux	33
1.3.2.1 Echantillon représentatif	
1.3.2.2 Calibration des paramètres	
1.3.2.3 Limites des modèles 2D et 3D	
1.3.3 Réponse des modèles d'essais triaxiaux	36
1.3.3.1 Comportement des assemblées de sphères	
1.3.3.2 Comportement des assemblées d'éléments convexes non sphériques	
1.3.3.3 Comportement des assemblées d'éléments non convexes	
1.3.3.4 Limitation des rotations au sein d'une assemblée	
<b>1.4 Conclusion</b>	<b>46</b>

## Chapitre 2

Modélisation numérique d'un milieu granulaire et simulation d'essais par la méthode des éléments discrets	49
---	----

<b>2.1 Introduction</b>	<b>50</b>
-------------------------	-----------

<b>2.2</b>	<b>Définition du code de calcul sous l'environnement SDEC</b>	<b>51</b>
2.2.1	Environnement et hypothèses	51
2.2.2	Cycles de calcul	51
	2.2.2.1 Détermination des contacts	
	2.2.2.2 Loi de contact élément – élément	
	2.2.2.3 Gestion des conditions aux limites	
	2.2.2.4 Somme des forces et des moments	
	2.2.2.5 Intégration du principe fondamental de la dynamique	
<b>2.3</b>	<b>Représentation d'un milieu granulaire virtuel</b>	<b>55</b>
2.3.1	Présentation et caractérisation de la forme des éléments discrets générés	56
	2.3.1.1 Dimensions relatives des éléments	
	2.3.1.2 Nombre de sphères composant un élément	
	2.3.1.3 Définition de l'angularité	
2.3.2	Mise en place des éléments et caractérisation de la densité du milieu	59
	2.3.2.1 Les méthodes de mise en place des éléments	
	2.3.2.2 Procédure de mise en place et notion de densité relative	
	2.3.2.3 Mise en place d'une assemblée de sphères monodisperse	
<b>2.4</b>	<b>Simulation d'essais triaxiaux</b>	<b>63</b>
2.4.1	Principe de l'essai	63
2.4.2	Estimation de la dispersion des résultats	67
2.4.3	Influence des paramètres d'environnement	69
	2.4.3.1 Les paramètres liés à la mise en place des éléments	
	2.4.3.2 Le taux de déformation réduit	
	2.4.3.3 L'amortissement	
2.4.4	Nombre d'éléments composant le modèle	73
2.4.5	Essais à diverses densités relatives initiales	75
<b>2.5</b>	<b>Essais biaxiaux de révolution et essais triaxiaux</b>	<b>79</b>
2.5.1	Modélisation d'essais biaxiaux de révolution	79
2.5.2	Résultats des simulations d'essais biaxiaux de révolution et d'essais triaxiaux	83
<b>2.6</b>	<b>Conclusion</b>	<b>84</b>

## Chapitre 3

	<b>Modélisation d'essais de compression triaxiale sur matériaux homogènes</b>	<b>87</b>
<b>3.1</b>	<b>Introduction</b>	<b>88</b>
<b>3.2</b>	<b>Influence des paramètres géométriques et micromécaniques sur la réponse des modèles à rotations libres</b>	<b>89</b>
3.2.1	Influence de l'angularité sur la réponse du modèle	89
3.2.2	Influence du modèle d'éléments sur la réponse macroscopique	96
3.2.3	Influence de la distribution granulométrique au sein du modèle	101
	3.2.3.1 Forme de la courbe granulométrique	
	3.2.3.2 Etalement de la courbe granulométrique	
	3.2.3.3 Essais à porosité initiale constante	
	3.2.3.4 Essais complémentaires	
	3.2.3.5 Bilan	
3.2.4	Influence de l'angle de frottement microscopique	110
3.2.5	Influence du module de contact	113
3.2.6	Influence du paramètre alpha	115
3.2.7	Procédure de calibration des paramètres micromécaniques et géométriques à partir de données expérimentales	117
	3.2.7.1 Synthèse de l'étude paramétrique	

3.2.7.2	<i>Procédure de calibration micro – macro</i>	
<b>3.3</b>	<b>Modèles à rotations bloquées</b>	<b>120</b>
3.3.1	Notion d'état critique	120
3.3.2	Influence de l'angularité sur la réponse du modèle	121
3.3.3	Influence de l'angle de frottement microscopique sur la réponse macroscopique	125
3.3.4	Limites du blocage des rotations dans le processus de calibration	127
3.3.5	Comparaison avec les modèles à rotations libres	128
3.3.6	Synthèse	130
<b>3.4</b>	<b>Application à la prédiction de résultats expérimentaux</b>	<b>130</b>
3.4.1	Résultats expérimentaux	131
3.4.1.1	<i>Caractérisation du sable de Ticino</i>	
3.4.1.2	<i>Résultats des essais biaxiaux de révolution</i>	
3.4.2	Présentation des modèles numériques et résultats des simulations	133
3.4.2.1	<i>Présentation des modèles et rappel de l'approche envisagée</i>	
3.4.2.2	<i>Modèle 2R</i>	
3.4.2.3	<i>Modèle 3R</i>	
3.4.2.4	<i>Modèle 2N</i>	
3.4.2.5	<i>Comparaison avec les résultats obtenus au Politecnico di Milano</i>	
3.4.3	Observations sur le critère de rupture des matériaux granulaires	143
3.4.4	Conclusions sur l'aspect prédictif des modèles	145
<b>3.5</b>	<b>Conclusion</b>	<b>145</b>

## Chapitre 4

	Etude de la résistance d'un mélange sable – gravier sous sollicitation triaxiale et modélisation	147
<b>4.1</b>	<b>Introduction</b>	<b>148</b>
<b>4.2</b>	<b>Phase expérimentale</b>	<b>148</b>
4.2.1	Procédure expérimentale	148
4.2.1.1	<i>Description des composants de base</i>	
4.2.1.2	<i>Préparation des échantillons</i>	
4.2.1.3	<i>Dispositif expérimental et mesures</i>	
4.2.2	Reproductibilité des essais et usure des matériaux	153
4.2.3	Influence du dispositif de protection de la membrane de confinement	155
4.2.3.1	<i>Influence du géotextile de protection sur le déviateur des contraintes</i>	
4.2.3.2	<i>Corrections apportées</i>	
4.2.4	Comportement du mélange sable – gravier	159
<b>4.3</b>	<b>Modélisation du comportement mécanique du mélange sable – gravier</b>	<b>162</b>
4.3.1	Présentation	162
4.3.2	Calibration des paramètres et essais préliminaires	163
4.3.2.1	<i>Calibration et validité d'un modèle 2R pour le sable et 3R pour le gravier</i>	
4.3.2.2	<i>Calibration et validité d'un modèle 3R pour le sable et le gravier</i>	
4.3.3	Influence de la taille relative des éléments	167
4.3.4	Comparaison des comportements numériques des mélanges pour diverses proportions et différentes valeurs de $r'$	170
4.3.5	Comparaison des simulations numériques avec les résultats expérimentaux	173
<b>4.4</b>	<b>Conclusion</b>	<b>174</b>



## Chapitre 5

### Modélisation d'essais de compression triaxiale sur un mélange sable – pastilles de pneu 177

#### **5.1 Introduction 178**

#### **5.2 Phase expérimentale 179**

5.2.1 Caractérisation des pastilles de pneu 179

5.2.2 Protocole expérimental et description des essais 180

*5.2.2.1 Description générale des essais*

*5.2.2.2 Mise en place des matériaux et programme d'essais*

*5.2.2.3 Densité relative initiale de la matrice sableuse*

5.2.3 Résultats des essais expérimentaux 184

*5.2.3.1 Dispersion des résultats*

*5.2.3.2 Influence du compactage pour  $P_v = 43\%$*

*5.2.3.3 Comportement des différents mélanges*

*5.2.3.4 Synthèse*

#### **5.3 Modélisation du comportement mécanique des mélanges sable – pastilles de pneu 191**

5.3.1 Présentation et description de la procédure de calcul 192

5.3.2 Calibration des paramètres pour le sable d'Hostun 193

5.3.3 Démarche proposée pour la calibration des paramètres micromécaniques des inclusions 194

*5.3.3.1 Limite du modèle existant*

*5.3.3.2 Influence du blocage des rotations des inclusions*

5.3.4 Calibration des paramètres des inclusions 197

5.3.5 Influence de la proportion d'inclusions 199

5.3.6 Comparaison aux résultats expérimentaux 200

#### **5.4 Conclusion 202**

### Conclusion générale 205

### Bibliographie 209

### Notations 219

### Liste des figures 223

### Liste des tableaux 231

## Annexe 1

Vérification des hypothèses et comparaison des résultats issus du code de calcul local et du logiciel PFC <sup>3D</sup>	233
---	-----

## Annexe 2

Paramètres des simulations présentées dans les chapitres 2 et 3	235
---	-----



## Introduction générale

Les sols meubles sont des composants essentiels aux ouvrages géotechniques. Ils peuvent être associés à des matériaux divers, soit dans un but économique, soit pour en modifier le comportement mécanique ou hydraulique. L'association de tels matériaux forme des composites dont la géométrie ou les propriétés mécaniques des différents composants ont un rôle prépondérant sur le comportement résultant. A l'heure actuelle, les ingénieurs en géotechnique ne disposent pas d'outils éprouvés permettant de simuler le comportement mécanique des sols composites complexes et d'étudier leur influence à l'échelle d'un ouvrage. La forte hétérogénéité de ces matériaux, liée à la nature diverse de leurs composants, rend difficile l'utilisation des méthodes continues pour simuler leur comportement. Une approche basée sur la Méthode des Eléments Discrets (ou MED) est donc proposée.

Les travaux présentés dans ce mémoire s'inscrivent plus particulièrement dans le cadre de la recherche sur les matériaux granulaires non cohésifs. Les enjeux scientifiques et industriels liés à ce domaine sont illustrés par Pham Van Bang (2004). Il rappelle que certaines de leurs spécificités (effet voûte, dilatance, ségrégation) ne permettent pas de les classer dans l'un des trois états de la matière (solide, liquide ou gazeux ; par exemple, un sable s'écoule tel un liquide mais, tel un solide, forme un tas à l'état de repos). De ce fait, les matériaux granulaires non cohésifs constituent un domaine de recherche propre. L'agencement des particules entre elles, que l'on peut caractériser par un état de densité, constitue l'un des facteurs clé quant au comportement résultant. Il s'avère d'un intérêt majeur pour de nombreuses applications en géotechnique. C'est notamment le cas pour l'évaluation de la résistance des sols à la liquéfaction (Chien et *al.*, 2002), lors de la réhabilitation de remblais (Chang et *al.*, 2006), pour les structures innovantes composées par associations de matériaux aux caractéristiques mécaniques diverses tels que les mélanges sable – pneu (Yoon et *al.*, 2004) ou les ouvrages soumis à impacts tels que les protections pare – blocs (Brandl et Blovsky, 2004).

Actuellement, l'un des enjeux stratégiques majeurs dans le domaine de la géotechnique, réside dans l'utilisation de matériaux de construction à coût d'exploitation faible et conformes à une politique de développement durable. C'est le cas des matériaux de site qui ne nécessitent aucun transport et aucun traitement (matériaux dits grossiers ou plus généralement tout venant) ou les matériaux constitués en partie d'éléments valorisables tels les mélanges sol – pneu qui permettent d'employer des éléments dont le recyclage actuel est problématique. Le dimensionnement des ouvrages constitués de ces matériaux est complexe puisque leur comportement mécanique est difficile à appréhender expérimentalement. En effet les dispositifs de caractérisation

usuels sont peu adaptés à ces matériaux qui comportent des éléments de grosse taille ou qui présentent des hétérogénéités importantes. La finalité de ce travail est de montrer dans quelles mesures et sous quelles conditions un modèle par éléments discrets est capable de reproduire le comportement de tels matériaux et d'apporter des informations qualitatives et quantitatives quant à l'influence des divers composants. Pour ce faire des simulations et des expérimentations d'essais de caractérisation de laboratoire (essais triaxiaux) sur des mélanges de sable – gravier et sable – pastilles de pneu sont présentées et comparées. Au préalable, l'aptitude du modèle à reproduire le comportement des matériaux granulaires seuls, et notamment à prendre en considération l'influence de la densité, a été vérifiée par comparaison avec des résultats expérimentaux réalisés sous différentes conditions de densité et de confinement.

Ce mémoire est organisé en 5 chapitres. Dans le premier, qui constitue une synthèse bibliographique, les comportements mécaniques et les spécificités des matériaux granulaires homogènes et composites sont abordés. La modélisation par la méthode des éléments discrets est introduite et de nombreuses applications issues de la littérature sont présentées pour mettre en évidence les difficultés qu'ont les modèles numériques à reproduire des résultats quantitatifs fiables.

Le deuxième chapitre établit et définit les hypothèses et choix numériques qui ont été retenus pour traiter numériquement du comportement des matériaux granulaires composites. Le protocole retenu pour simuler les essais de caractérisation à l'appareil triaxial est présenté et les conditions d'essais discutées en terme de mise en place, de porosité, de forme et d'élancement des échantillons. Les géométries spécifiques des éléments discrets mis en œuvre lors des modélisations sont décrites et caractérisées par des paramètres de forme et d'angularité. Des formes simples sont privilégiées dans cette étude avec l'ambition qu'elles permettent de reproduire quantitativement et qualitativement le comportement mécanique des matériaux granulaires composites tout en conservant des temps de calculs acceptables.

Le troisième chapitre est dédié au comportement numérique des matériaux granulaires homogènes. On souhaite à travers ce chapitre établir avec quel degré de précision la modélisation numérique par éléments discrets est apte, après calibration, à reproduire le comportement des matériaux granulaires. Les paramètres qui conditionnent la réponse d'un matériau homogène sont identifiés et une étude paramétrique est réalisée pour définir leur influence sur la réponse du modèle. Une procédure de calage des paramètres est proposée. Elle mène à la détermination des paramètres micromécaniques et géométriques du modèle qui permettent la meilleure corrélation entre les réponses numériques et expérimentales. Cette procédure de calibration et l'aptitude du modèle à prédire le comportement mécanique des matériaux granulaires homogènes à divers états de densité ont été validés, dans le cadre d'un projet régional Géodis, par des essais expérimentaux menés à l'appareil triaxial sur des sables.

Le chapitre 4 traite des comportements expérimental et numérique d'un matériau granulaire composite constitué d'un mélange de sable et de gravier en proportions diverses. Dans la phase de modélisation, la calibration des paramètres est menée indépendamment pour chacun des matériaux suivant le protocole établi au chapitre 3. Les éléments discrets caractérisant le sable et le gravier sont associés au sein d'un même échantillon en respectant les proportions de l'expérience. Les réponses du modèle numérique sont finalement confrontées aux résultats expérimentaux des mélanges sable – gravier obtenus en laboratoire sous sollicitations triaxiales.

Le chapitre 5 concerne l'application aux mélanges sable – pastilles de pneu. L'influence des pastilles de pneu sur la réponse des mélanges est d'abord étudiée du point de vue de l'expérience. Les paramètres du sable sont calibrés suivant le protocole établi au chapitre 3 dans la phase de modélisation. Les paramètres relatifs aux pastilles de pneu et à leur interaction avec le sable sont calibrés à partir d'un essai expérimental de référence réalisé pour un pourcentage de pastilles donné. La densité de la matrice sableuse dans les mélanges pour différents pourcentages de pastilles de pneu est prise en compte lors des simulations et les comportements expérimentaux et numériques résultants sont finalement comparés.

Enfin nous concluons quant à la potentialité des modèles par éléments discrets à décrire et à prédire avec des éléments de forme simple le comportement des matériaux granulaires composites.



# Chapitre 1

## Les géomatériaux composites non cohésifs : présentation et outils de modélisation

### **1.1 Introduction**

### **1.2 Les matériaux granulaires en géotechnique**

#### 1.2.1 Définitions et généralités

#### 1.2.2 Comportement mécanique sous sollicitations

##### *1.2.2.1 Les essais triaxiaux de révolution*

##### *1.2.2.2 Comparaison avec les essais triaxiaux « réels »*

#### 1.2.3 Les géomatériaux composites non cohésifs

##### *1.2.3.1 Singularités de ces matériaux*

##### *1.2.3.2 Caractérisation mécanique*

##### *1.2.3.3 Modèles numériques continus*

### **1.3 Les modèles numériques basés sur la méthode des éléments discrets**

#### 1.3.1 Généralités

##### *1.3.1.1 Historique et classement des modèles*

##### *1.3.1.2 Applications en génie – civil*

#### 1.3.2 Simulation d'essais expérimentaux

##### *1.3.2.1 Echantillon représentatif*

##### *1.3.2.2 Calibration des paramètres*

##### *1.3.2.3 Limites des modèles 2D et 3D*

#### 1.3.3 Réponse des modèles d'essais triaxiaux

##### *1.3.3.1 Comportement des assemblées de sphères*

##### *1.3.3.2 Comportement des assemblées d'éléments convexes non sphériques*

##### *1.3.3.3 Comportement des assemblées d'éléments non convexes*

##### *1.3.3.4 Limitation des rotations au sein d'une assemblée*

### **1.4 Conclusion**



---

## 1.1 Introduction

L'un des objectifs majeurs du travail de thèse est de mettre en œuvre un modèle numérique qui permette de décrire qualitativement et quantitativement le comportement mécanique des matériaux granulaires composites.

Dans ce chapitre, qui constitue une synthèse bibliographique, nous présentons dans un premier temps ce que sont les matériaux granulaires composites (définition et classification), comment et à partir de quels essais de laboratoire sont établis leurs comportements mécaniques (essais triaxiaux et essais biaxiaux de révolution) et enfin quelles sont leurs particularités physiques et spécificités.

La complexité du comportement mécanique qui résulte de leur hétérogénéité nécessite de choisir un modèle numérique offrant de nombreuses possibilités d'adaptation. Nous avons préféré, à un modèle continu dont la pertinence par rapport à cette problématique peut être remise en cause, un modèle numérique discontinu basé sur la Méthode des Eléments Discrets (MED).

Nous présenterons donc dans la seconde partie de ce chapitre la méthode des éléments discrets (fondement et aperçu rapide de ses nombreuses applications en génie civil) et nous débattrons, à partir d'exemples issus de la littérature, de son aptitude à décrire le comportement des matériaux granulaires composites. Nous nous intéresserons en particulier à la représentativité des « échantillons virtuels » créés, aux différents domaines d'applications des modèles 2D et 3D, aux insuffisances et carences des méthodes classiques, ainsi qu'aux solutions proposées pour approcher de façon plus réaliste le comportement macroscopique des assemblées granulaires (éléments non sphériques d'aspects concave ou convexe et limitation des rotations).

---

## 1.2 Les matériaux granulaires en géotechnique

---

### 1.2.1 Définitions et généralités

En mécanique des sols, un matériau est dit granulaire lorsqu'il est constitué de grains ou d'éléments solides qui interagissent au niveau de zones de contacts. La figure 1.1 présente un classement non exhaustif de matériaux granulaires afin de favoriser la compréhension des différents termes utilisés dans cette étude. Trois familles de matériaux granulaires sont distinguées : les matériaux synthétiques (créés de toute pièce par l'Homme), les matériaux modèles beaucoup utilisés en recherche (billes d'acier, rouleaux de Schneebeli en 2D) et les géomatériaux composés d'éléments de sols et/ou de roche. Parmi les géomatériaux, on distingue :

- les matériaux naturels sur lesquels l'Homme n'a pas (ou faiblement) modifié les propriétés mécaniques ou géométriques ;

- les géocomposites qui sont constitués de géomatériaux naturels auxquels sont associés d'autres matériaux naturels (cas des mélanges sable – gravier par exemple), des matériaux synthétiques (cas des mélanges sable – pneu) ou des matériaux anthropiques divers (par exemple, le béton).

Classiquement la famille des sols est décomposées en deux : les sols meubles (ou pulvérulents ou purement frottants) et les sols cohésifs (ou cohérents). Ceux-ci se différencient par le type d'interactions prédominant entre les grains. Les sols meubles se caractérisent par des interactions pour lesquelles la transmission des efforts se fait par le squelette solide. En revanche, les interactions entre les grains des sols cohésifs sont dominées par des forces de surface (forces de Van Der Waals ou forces électriques qui créent une cohésion). Les sols considérés dans la suite de l'étude sont des sols non cohésifs.

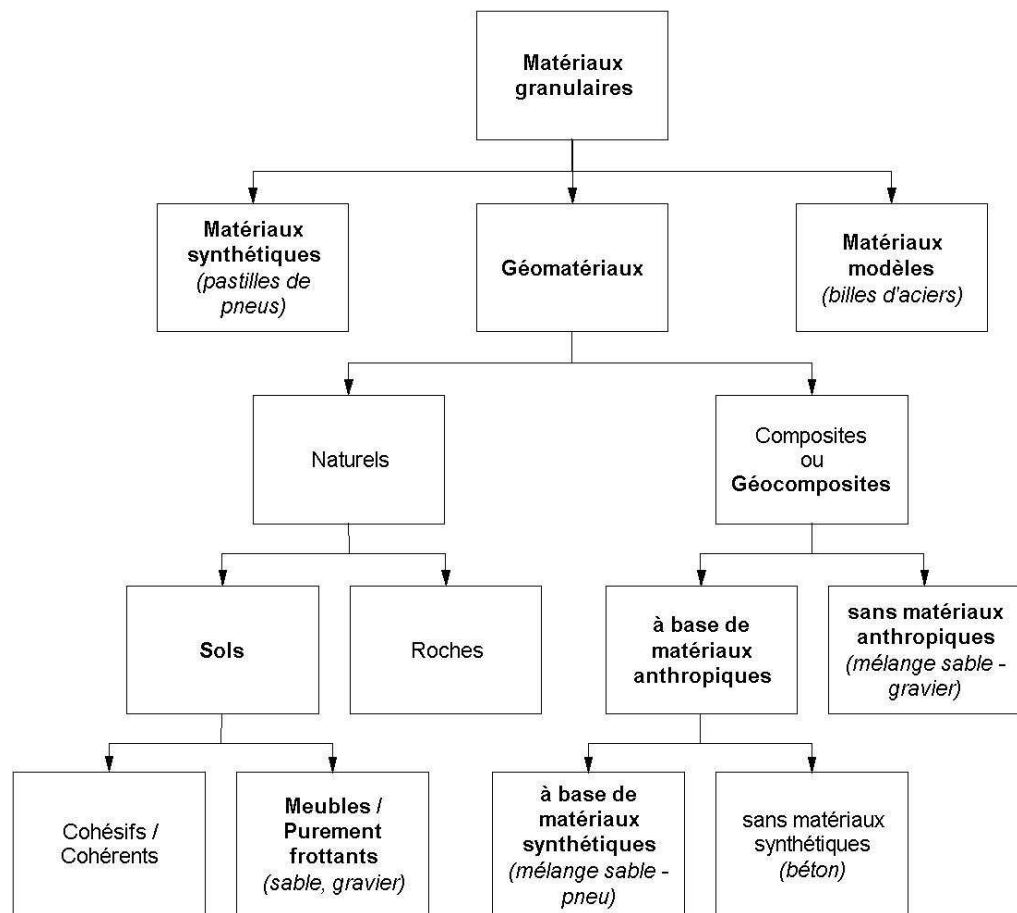


Figure 1.1 : Organigramme non exhaustif des matériaux granulaires en mécanique des sols.

Il est nécessaire de rappeler que ce classement et les différenciations effectuées n'ont pas pour vocation d'être généralisés à l'ensemble des matériaux granulaires rencontrés en géotechnique. Ce classement est volontairement resté simple et la notion de matériau composite n'est pas prise au sens strict du terme (matériau formé par association de divers composants présentant des propriétés qu'aucun des composants ne

possède individuellement). Si tel était le cas, elle pourrait être remise en cause pour les mélanges de sable et de gravier.

Les géocomposites sont souvent qualifiés de géomatériaux hétérogènes. Pour une assemblée granulaire donnée, Kuhn (2003) définit cinq catégories d'hétérogénéités. Dans cette étude, l'usage du qualificatif hétérogène sera plus général et relatif à :

- la nature ou la géométrie des grains ;
- la structure de l'assemblée ;
- le comportement mécanique de l'assemblée.

Lorsque les propriétés physiques d'une assemblée sont identiques dans toutes les directions, l'assemblée est dite isotrope.

---

### 1.2.2 Comportement mécanique sous sollicitations

Les matériaux granulaires sont souvent assimilés à des milieux continus lorsque l'échelle d'observation de ces sols est grande devant la taille des grains qui les composent. Ainsi on peut supposer que ces matériaux obéissent à une loi de comportement (ou loi rhéologique), ou autrement dit, que l'on peut connaître la réponse en contraintes et déformations à tout chemin de sollicitations (en contraintes et/ou déformations). Cependant, l'accès à une telle loi de comportement reste illusoire et on se contente donc de déterminer la réponse des sols à des chemins de sollicitations spécifiques.

Le choix de ces chemins de sollicitations s'effectue en fonction du type de problème posé. Les essais de cisaillement permettent de caractériser la résistance maximale (voire la rupture) des matériaux granulaires. Les essais les plus répandus sont les essais de cisaillement direct et les essais triaxiaux, parmi lesquels on distingue les essais triaxiaux de révolution et les essais triaxiaux « vrais » dont la forme des échantillons testés et les conditions aux limites imposées sont différentes. Même si l'essai de cisaillement direct propose une mise en oeuvre plus facile que l'essai triaxial, il présente des inconvénients tels que l'impossibilité d'accéder aux contraintes sur ses parois (même inconvénient pour les essais de cisaillement annulaires) ou la non homogénéité du volume en raison d'une surface de rupture imposée même pour de faibles déformations.

On se limitera dans la suite à décrire les comportements mécaniques classiquement observés pour des matériaux granulaires soumis à des essais triaxiaux. Des réponses mécaniques obtenues pour des essais triaxiaux de révolution et des essais triaxiaux « vrais » sont présentées et comparées.

#### *1.2.2.1 Les essais triaxiaux de révolution*

Parmi les essais de caractérisation réalisés en géotechnique, l'essai triaxial de révolution est sûrement le plus répandu. Sa réalisation suit les normes NF P 94-070 et NF P 94-074.

Les échantillons testés sont cylindriques, généralement d'élancement 2. Ils sont protégés par une fine membrane de latex et placés dans une cellule triaxiale composée d'une enceinte cylindrique et d'un piston axial représentés sur la figure 1.2. Une pression hydrostatique dite de confinement ( $\sigma_3$ ) est appliquée sur l'échantillon par l'intermédiaire d'un fluide situé entre l'enceinte et l'échantillon. On qualifie un essai de consolidé drainé (CD en abrégé) lorsqu'un état de contraintes fixe est appliqué en début d'essai à l'échantillon (souvent de manière isotrope :  $\sigma_1 = \sigma_3$ ) et que le drainage interne reste ouvert durant les phases de compression isotrope (ou phase de confinement) et d'écrasement. L'essai consiste ensuite à imposer une déformation axiale ( $\epsilon_1$ ) à l'échantillon grâce au piston (phase d'écrasement,  $\sigma_1 > \sigma_3$ ). Le déviateur des contraintes, noté  $q$ , est donné par l'équation 1.1. Du fait de la symétrie de révolution du problème (schéma de la figure 1.2, à droite), il est plus judicieux de nommer cet essai « essai biaxial de révolution ».

$$q = \sigma_1 - \sigma_3 \tag{1.1}$$

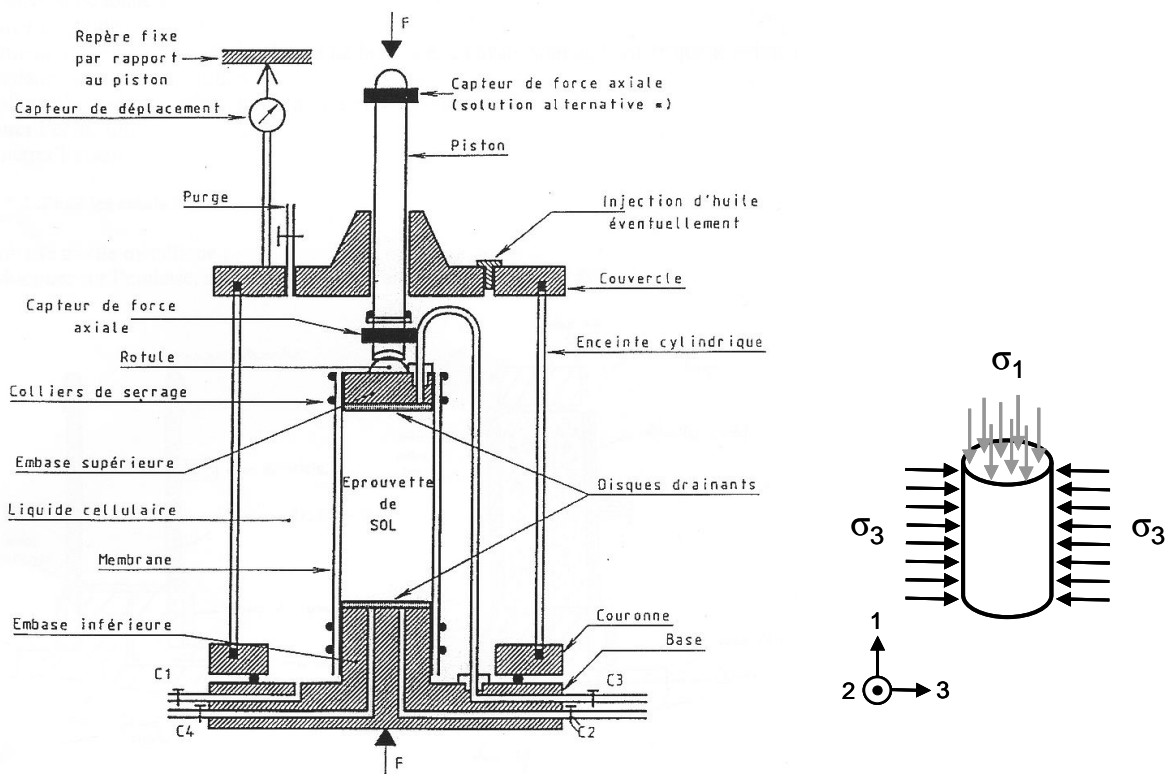
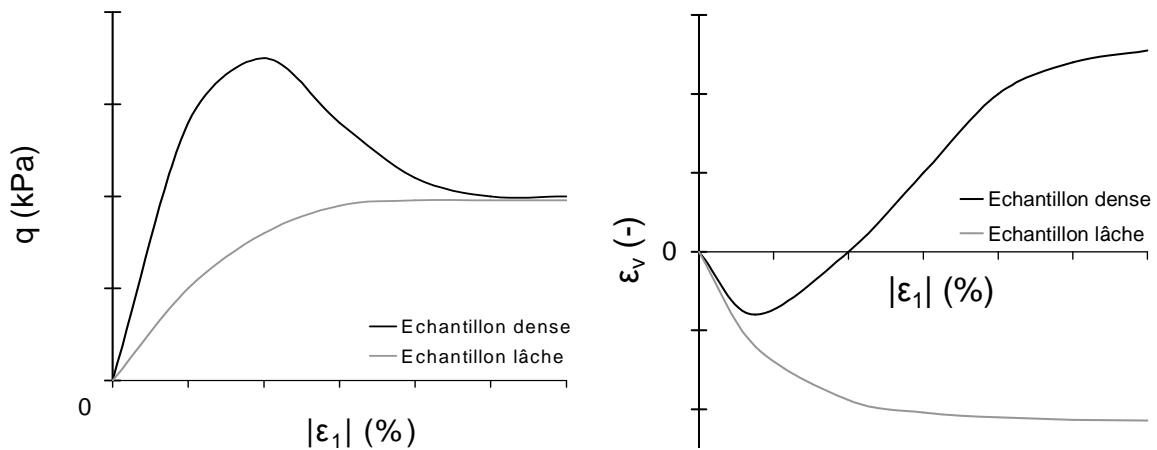


Figure 1.2 : Schéma de principe d'une cellule triaxiale (à gauche, extrait de la norme NF P 94-074) et contraintes sur l'échantillon (à droite).

Les réponses mécaniques types obtenues au terme d'un essai biaxial de révolution sur des échantillons initialement lâches et denses sont présentées sur la figure 1.3. La mobilisation de la résistance s'obtient pour un état de déformation plus faible dans le cas d'un matériau dense. De plus, la résistance passe par une valeur maximale

(ou valeur au pic) avant de se stabiliser à une valeur qualifiée de résiduelle et qui est commune aux échantillons initialement dense et lâche. Cette différence de comportement est également observable sur les courbes de déformations volumiques. Le matériau dense a une phase de contractance (phase de diminution du volume de l'échantillon :  $d\varepsilon_v / dt < 0$ ) beaucoup moins importante que le matériau lâche et une phase de dilatance (phase d'augmentation de volume :  $d\varepsilon_v / dt > 0$ ) marquée.



**Figure 1.3 : Courbes types contrainte – déformation axiale (à gauche) et déformation volumique – déformation axiale (à droite) obtenues pour des essais biaxiaux de révolution.**

La figure 1.4 résume les principaux paramètres utilisés dans ce mémoire pour caractériser les courbes contrainte – déformation axiale et déformation volumique – déformation axiale. Les paramètres  $E_0$  et  $v_0$  caractérisent la pente initial des courbes de contraintes et de déformations volumiques dans leur phase quasi linéaire dite phase pseudo – élastique. La valeur maximale atteinte par le déviateur est nommée  $q_{pic}$  et la valeur « de palier » pour de grandes déformations  $q_{res}$ . Cette valeur dite résiduelle caractérise l'état critique. Des valeurs d'angles de frottement peuvent aussi être utilisées pour caractériser la résistance d'un matériau. Pour un sol non cohésif, l'équation 1.2 donne la relation entre l'angle de frottement  $\varphi$  et le déviateur  $q$  pour une déformation axiale quelconque. La partie quasi linéaire de la phase de dilatance est caractérisée par un angle de dilatance ( $\psi$ ) défini par Sallam (2004) suivant l'équation 1.3. Dans la suite du mémoire, les essais biaxiaux de révolution et triaxiaux sont des essais CD. La notation  $\varepsilon_l$  désignera la déformation axiale absolue.

$$\sin(\varphi) = \frac{q}{q + 2.\sigma_3} \quad (1.2)$$

$$\sin(\psi) = \frac{\frac{\dot{\epsilon}_v}{\dot{\epsilon}_1}}{2 - \frac{\dot{\epsilon}_v}{\dot{\epsilon}_1}} \quad (1.3)$$

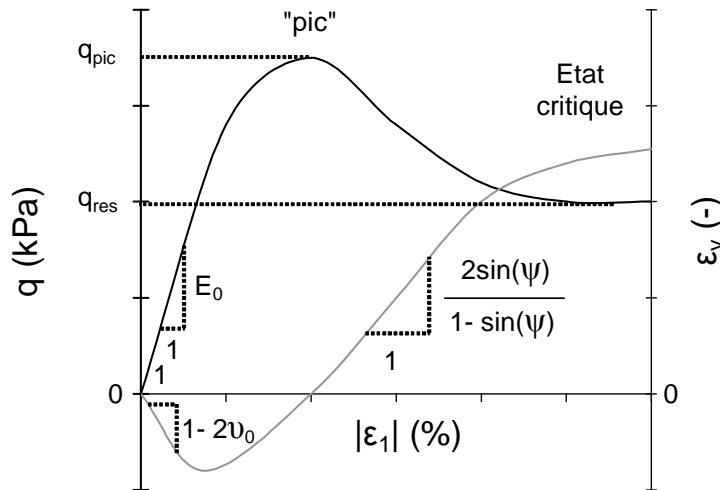


Figure 1.4 : Définition des paramètres caractérisant les courbes contrainte - déformation axiale et déformation volumique - déformation axiale.

### 1.2.2.2 Comparaison avec les essais triaxiaux « vrais »

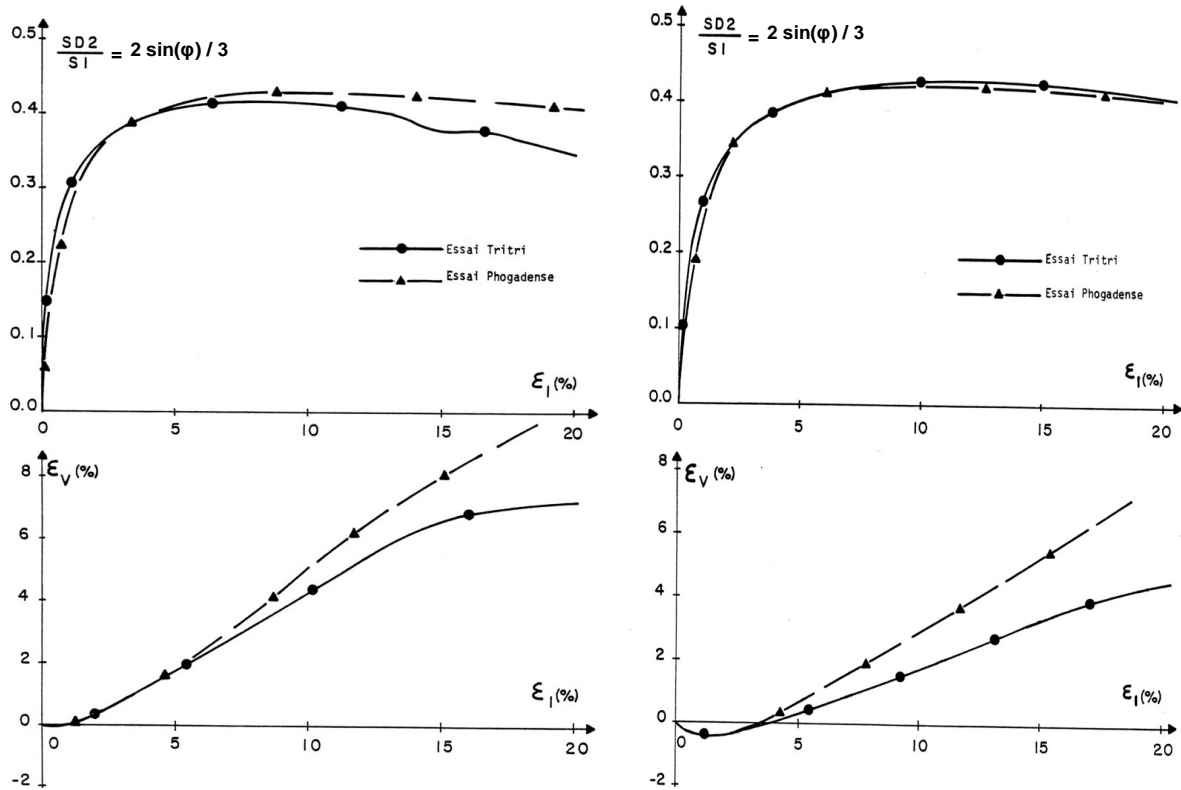
L'essai triaxial « vrai » consiste à placer un échantillon initialement cubique entre six parois qui se déplacent pour imposer des contraintes ou des déformations à l'échantillon. Des études menées par Degny (1984) ont permis de comparer les résultats obtenus au terme d'essais biaxiaux de révolution et d'essais triaxiaux pour des échantillons d'élancement 1. Les essais biaxiaux de révolution sont réalisés avec un système d'antifrottement qui supprime tout frottement aux extrémités de l'échantillon et lui permet de rester cylindrique jusqu'à environ 20% de déformation axiale. La figure 1.5 présente les résultats obtenus par Degny pour des essais biaxiaux de révolution (essai Phogadense) et triaxiaux vrais (essai Tritri) pour des pressions de confinement de 300 et 800kPa.

L'auteur constate une faible différence entre les pics de contraintes (différence d'angles de frottement au pic inférieure à 1°) et une pente initiale plus faible obtenue pour les essais de révolution. La dilatance obtenue lors d'un essai triaxial réel est également plus faible. Même si l'état résiduel n'est pas atteint, il semble que l'angle de frottement résiduel est plus faible dans le cas d'un essai triaxial vrai.

Cependant, les essais biaxiaux de révolution étant menés dans des conditions antifrottées et sur des échantillons d'élancement 1, on ne peut pas conclure que les résultats d'un essai triaxial vrai et d'un essai biaxial de révolution classique (élancement

2, antifrettage faible ou nul) sont proches. Des essais biaxiaux de révolution ont été menés par Colliat-Dangus *et al.* (1988) sur des échantillons :

- d'élancement 1 ( $H/D = 1$ ) à bases antifrettées (*lubricated ends*) ;
- d'élancement 2 ( $H/D = 2$ ) à bases antifrettées (*lubricated ends*) ;
- d'élancement 2 ( $H/D = 2$ ) à bases frettées (*non lubricated ends*).



**Figure 1.5 : Comparaison des résultats obtenus lors d'essais biaxiaux de révolution (Phogadense) et triaxiaux vrais (Tritri). A gauche à droite pour des pressions de confinement respectives de 300 et 800kPa (d'après Degny, 1984).**

La figure 1.6 présente les résultats pour une pression de confinement de 90kPa et des sables dans un état dense et lâche. On constate qu'une augmentation de l'élancement engendre une diminution de la résistance au pic et une phase de dilatance précoce. Le frettage au niveau des plateaux renforce la résistance au pic (pour le cas dense seulement) et favorise un état résiduel précoce.

Pour conclure, les études menées par Degny puis Colliat-Dangus mettent en évidence des différences de comportement obtenues expérimentalement pour des sables au terme d'un essai triaxial vrai et d'un essai biaxial de révolution classique. Des conditions d'essais classiques engendrent un pic des contraintes plus marqué (pour les échantillons denses), une dilatance plus importante, une phase de dilatance et un état résiduel précoces.

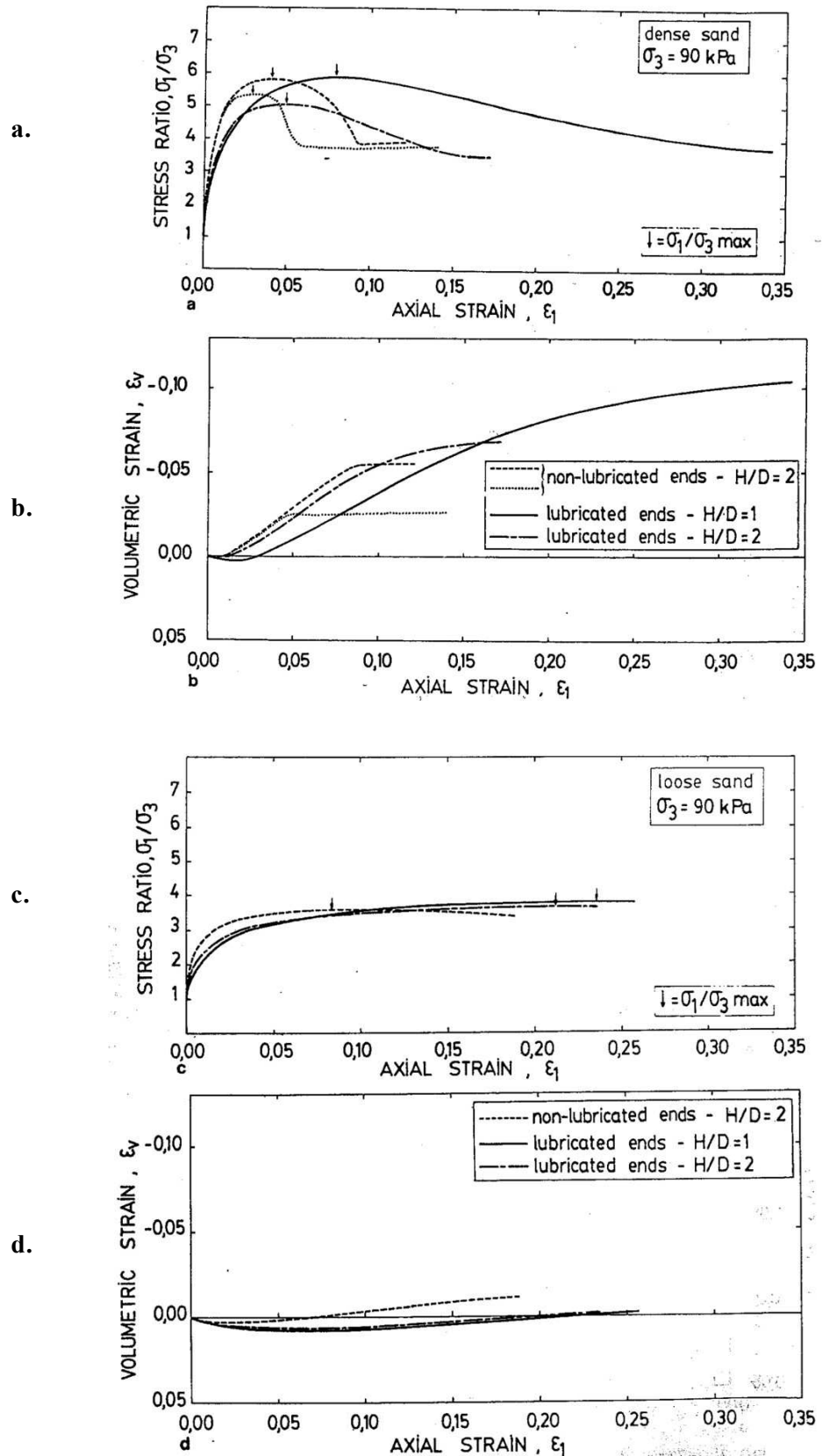


Figure 1.6 : Comparaison des résultats obtenus lors d'essais biaxiaux de révolution sur des échantillons de sable denses (a et b) et lâches (c et d) pour une pression de confinement de 90kPa et des conditions de frottements et des élancements variables (d'après Colliat-Dangus et al., 1988).



---

### 1.2.3 Les géomatériaux composites non cohésifs

#### 1.2.3.1 Singularités de ces matériaux

La construction d'ouvrages géotechniques fait couramment appel à des matériaux hétérogènes. Il s'agit en général d'améliorer le comportement d'un sol en y ajoutant des matériaux aux caractéristiques géométriques (matériaux plus fins par exemple) ou mécaniques (résistance à la traction élevée, faible déformabilité, etc.) sensiblement différentes. Le comportement rhéologique qui en résulte peut s'avérer complexe.

L'étude de géomatériaux composites apparaît d'autant plus abordable que les composants de base sont homogènes et limités en nombre. Dans le cas le plus simple du mélange de deux matériaux homogènes, sa caractérisation physique s'effectue aisément à partir de la proportion de chacun des matériaux et de la porosité du mélange.

La taille relative des éléments constitutifs des matériaux joue un rôle important dans sa perception. Des éléments d'un géocomposite seront ainsi qualifiés d'inclusions s'ils ont un nombre de contacts relativement faible (voire nul) entre eux et si au moins une des conditions suivantes est satisfaite :

- leur taille est significative par rapport à celle de l'échantillon ;
- leur taille est très grande devant la taille des grains composant le géomatériau naturel (qualifié de matrice) ;
- leur forme est très différente de celle des autres grains ;
- leurs propriétés mécaniques sont très différentes de celles du géomatériau.

La nature des inclusions est souvent anthropique (acier, pneu, textile, etc.) et leur caractérisation mécanique pose d'autant plus problème que la grande taille de ses éléments constitutifs peut nécessiter un appareillage expérimental spécifique.

#### 1.2.3.2 Caractérisation mécanique

Les essais de laboratoire menés sur les géocomposites non cohésifs sont peu répandus du fait des difficultés expérimentales qu'ils engendrent. En général les résultats expérimentaux obtenus sont étroitement liés à la mise en place des matériaux ce qui rend l'analyse et la comparaison des résultats difficiles. Les auteurs ayant étudiés le comportement des géomatériaux non cohésifs se sont en particulier intéressés aux mélanges dont la matrice de base est constituée de sable (sable – gravier, sable – fibres, sable – pastilles de pneu ou plus généralement sable – inclusions). Bien souvent seuls les aspects qualitatifs sont abordés.

Les figures 1.7 et 1.8 présentent l'évolution de l'indice des vides d'un échantillon composé d'un mélange de sable et de gravier en fonction de la proportion de gravier. Les indices des vides sont obtenus pour des états de densités maximum et minimum. On constate que Evans et Zhou (1995) et Simoni et Houlsby (2006) obtiennent un indice des vides minimal des mélanges pour une proportion donnée comprise entre 50 et 80%. Cette observation est en partie expliquée par Bilotta et *al.* (2002) qui ont mis en évidence que la présence d'inclusions de grande taille (devant celle des grains de la matrice) était à l'origine d'une diminution de la porosité totale et d'une augmen-

tation de la porosité de la matrice. Ces variations sont dues à un effet de surface autour des inclusions et à un réarrangement de la matrice perturbé durant la sollicitation du mélange. Pour leurs exemples, les auteurs constatent également que la présence d'inclusions engendre une diminution de résistance du mélange liée à l'augmentation de la porosité totale.

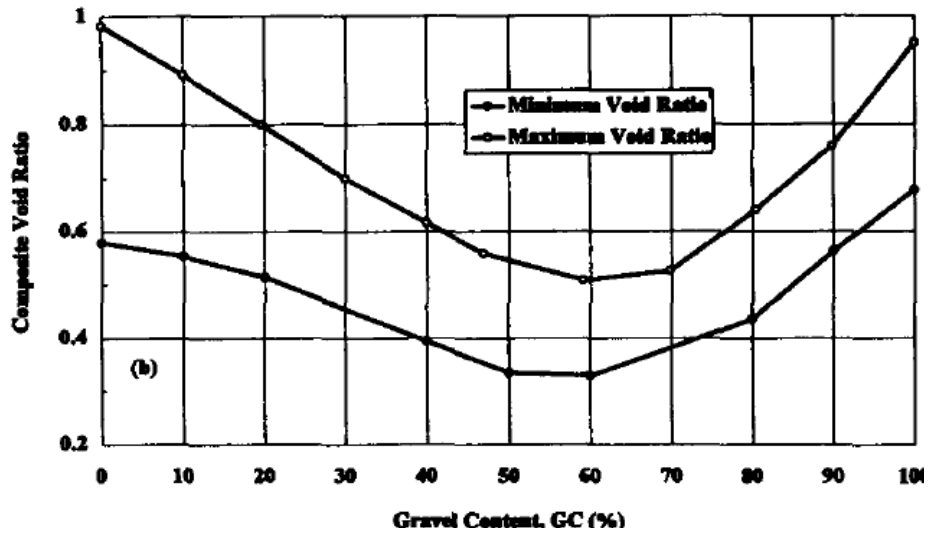


Figure 1.7 : Evolution des indices des vides minimum et maximum en fonction de la proportion de gravier composant un échantillon pour un mélange sable - gravier (d'après Evans et Zhou, 1995).

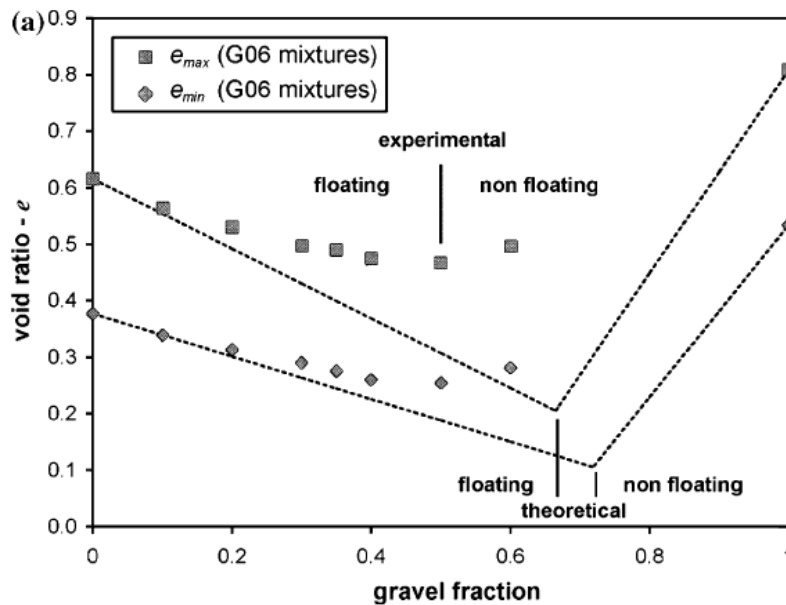


Figure 1.8 : Evolution des indices des vides minimum et maximum en fonction de la proportion de gravier composant un échantillon pour un mélange sable - gravier (d'après Simoni et Houlsby, 2006).

Consoli et *al.* (2002) étudient des mélanges de sable et de fibres de polyéthylène terephthalate (PET) sur lesquels ils réalisent des essais biaxiaux de révolution. Ils montrent que la présence des inclusions permet une augmentation des résistances au pic et à l'état résiduel, et favorise l'absorption d'énergie par l'échantillon. D'autre part, la taille des inclusions influe sur l'angle de frottement au pic.

Ghazavi (2004) réalise des mélanges de sable et de morceaux de tuyaux d'arrosages selon diverses proportions. Il mène des essais de cisaillement direct sur ces mélanges et constate que la présence d'inclusions conduit à l'apparition d'une cohésion apparente et qu'il existe une proportion d'inclusions permettant d'atteindre une résistance maximale. Il observe aussi que la présence d'inclusions influe considérablement sur la dilatance des échantillons. Plus précisément, Lee et *al.* (1999) ont constaté que l'introduction de pastilles de pneu dans du sable engendrait une phase de contractance plus marquée et une dilatance plus faible.

L'ensemble des observations effectuées par les divers auteurs précédemment cités montre que le comportement des géocomposites est complexe puisqu'il ne dépend pas seulement des composants de base pris séparément, mais aussi de leur mise en place, de leurs proportions, de leur nature, de leur dimension et/ou de leur taille relative. Ces dépendances sont variables selon les matériaux utilisés et la difficulté liée à la mise en place peut engendrer une forte dispersion des résultats.

Les nombreuses incertitudes liées au comportement mécanique de ces matériaux engendrent l'utilisation de coefficients de sécurité forts dans le dimensionnement des ouvrages. Des modèles de comportement s'avèrent donc nécessaires pour prendre en compte les différents paramètres contrôlant la réponse mécanique des géocomposites voire pour comprendre les phénomènes responsables de cette réponse.

### 1.2.3.3 Modèles numériques continus

Les lois de comportement constitutives, généralement complexes, sont basées sur l'utilisation de paramètres identifiés à partir de ceux issus de la géotechnique et dont il est facile d'accéder par des essais mécaniques de laboratoire (essais triaxiaux, de cisaillement direct, œdométriques, etc...). Pour le dimensionnement d'ouvrages, elles sont souvent intégrées à des modèles numériques de type éléments finis faisant appel à un nombre important de paramètres n'ayant pas toujours un sens physique.

Youwai et Bergado (2003, 2004) ont défini un modèle constitutif qu'ils ont intégré dans un programme d'éléments finis. Ce modèle permet une approche correcte du comportement de mélanges sable – déchiquetés de pneus pour diverses proportions de matériaux. Cependant, les paramètres du modèle sont déterminés à partir d'essais biaxiaux de révolution expérimentaux pour chaque proportion et doivent être modifiés lorsque la proportion de matériaux varie. Le modèle ne permet donc pas d'estimer l'influence de la proportion de pneu sur la réponse de mélanges quelconques indépendamment d'essais expérimentaux.

Dans les méthodes continues, l'ensemble des phénomènes physiques doit être explicitement défini par des équations. C'est la raison pour laquelle ces méthodes ne permettent pas de reproduire correctement des phénomènes localisés. Lorsque la struc-

ture est hétérogène à l'échelle du grain, par exemple dans les bétons ou les roches, la localisation des zones de fractures est difficilement reproductible (Camborde et *al.* 2000). Le comportement des géomatériaux composites étant contrôlé par des phénomènes localisés au niveau des interactions entre ses différents composants, les méthodes continues ne semblent pas en mesure de l'appréhender efficacement. En revanche, des modèles basés sur la méthode des éléments discrets engendrent naturellement des phénomènes de localisation liés à la nature discrète du modèle. L'ensemble des phénomènes physiques résultants est également contrôlé par des lois d'interactions simples.

---

### 1.3 Les modèles numériques basés sur la méthode des éléments discrets

Les géomatériaux composites sont souvent caractérisés comme des mélanges de matériaux homogènes dont les proportions sont à l'origine d'un comportement complexe et insaisissable. Avant d'envisager un modèle capable de prendre en compte le comportement des matériaux hétérogènes, il s'agit donc de s'assurer que le comportement mécanique de matériaux homogènes peut être modélisé.

Les modèles numériques basés sur la MED se composent d'éléments virtuels en interactions. Ils constituent des assemblées qui présentent l'intérêt d'être assimilables à un milieu granulaire réel. Ces modèles ont donc l'avantage de pouvoir reproduire les caractéristiques physiques ou géométriques des matériaux à simuler. Cette partie présente des résultats et des observations d'auteurs qui permettent de prendre conscience des difficultés que peut poser la modélisation du comportement mécanique de matériaux granulaires et plus particulièrement de sols non cohésifs.

Après une description générale des modèles numériques reposant sur la MED et de ses applications, on s'intéresse à la simulation d'essais expérimentaux. Le nombre de grains d'un sol ne pouvant être reproduit dans le modèle, il s'agit de déterminer un nombre et un volume d'éléments dont le comportement soit représentatif. Parallèlement, l'obtention de résultats quantitatifs nécessite la détermination de paramètres adaptés dans le modèle. Cette phase requière donc une réflexion préalable sur la stratégie à adopter. Pour conclure, on montrera que le comportement singulier des assemblées de sphères n'est pas adapté à la simulation du comportement d'un sol et on présentera les solutions proposées dans la littérature (modification de la forme des éléments ou de leurs rotations) pour une meilleure approche du comportement des matériaux granulaires.

---

#### 1.3.1 Généralités

##### 1.3.1.1 Historique et classement des modèles

La modélisation basée sur la MED a été initiée par l'étude des matériaux granulaires. Dès 1882, Hertz établit une loi de contact entre deux sphères. Au siècle suivant, Schneebeli (1956) étudie de manière expérimentale des assemblages de cylindres

rigides et crée un parallèle avec la mécanique des sols. Dans la seconde moitié du 20<sup>ème</sup> siècle, de nombreuses méthodes numériques discrètes ont été développées pour étudier le comportement des matériaux granulaires. En 1971, Cundall introduit la modélisation numérique discrète pour modéliser le comportement de sols. Ces modèles se composent d'éléments virtuels. Par l'intermédiaire de variables micromécaniques, il définit des interactions entre éléments qui évoluent à chaque pas de temps. Son principe de résolution (Cundall et Strack 1979) consiste à alterner à chaque pas de temps deux phases de calcul successives :

- la détermination des forces de contact normales et tangentielles entre deux éléments en interaction, obtenue grâce à une loi de contact ;
- le calcul du déplacement de chaque élément par double intégration du principe fondamental de la dynamique.

Il existe de nombreux modèles numériques basés sur la MED. Ils peuvent être classés suivant divers paramètres : les schémas d'intégration, la rotation et la déformabilité des éléments, les algorithmes de détection des contacts, les lois de contacts, etc...

Toutes ces méthodes ont déjà été largement détaillées (Cundall et Hart 1992, Muller 1996, Cambou et Jean 2001), parmi lesquelles la dynamique moléculaire et la dynamique des contacts qui conçoivent différemment la base même des lois d'interactions (ou lois de contacts).

La méthode la plus répandue est la dynamique moléculaire qui considère l'interpénétration des éléments comme possible. La durée des contacts est non nulle et les zones de contacts sont considérées comme négligeables devant la taille des éléments. Les lois de contacts s'avèrent différentiables et cette méthode repose sur un schéma d'intégration explicite. Physiquement, cette interpénétration peut être interprétée comme la déformation de la surface des éléments en contact. Les équations du mouvement sont résolues sur un pas de temps fixé. Aujourd'hui, la majorité des codes de calculs s'inspire de la dynamique moléculaire et plus particulièrement de la méthode des éléments distincts élaborée par Cundall et Strack (1979).

### *1.3.1.2 Applications en génie civil*

Les applications des modèles discrets deviennent intéressantes dès lors que la nature particulière du matériau participe aux phénomènes observés à l'échelle macroscopique. La MED permet ainsi de modéliser des comportements complexes des milieux granulaires avec un nombre réduit de paramètres. Parmi ces phénomènes :

- une relation contrainte – déformation et une enveloppe de rupture non linéaires ;
- des phénomènes de contractance et de dilatance variables selon la contrainte moyenne estimée dans le milieu ;
- des phases de comportement fragiles et ductiles ;
- des zones de localisation de la déformation.

En génie civil, la modélisation numérique discrète a été utilisée pour de multiples applications. Durant la dernière décennie, elle a permis des études relatives à de nombreux thèmes de recherche :

- le comportement du béton soumis à impact (Magnier et Donzé 1996, Sawamoto et al. 1998) ;
- les phénomènes de fragmentation dans le béton (Camborde et al. 2000) ;
- les interfaces sols – structures (Jensen et al. 2001) ;
- le comportement des ancrages géosynthétiques (Chareyre et al. 2002) et des remblais renforcés par géosynthétiques (Le Hello et al. 2006) ;
- l'écoulement dans les passages de minéral (Iverson 2003) ;
- la stabilité de pentes rocheuses (Deluzarche et al. 2003a) ;
- les impacts de matériaux rocheux (Kecili-Laouafa et Nicot 2004) ;
- les essais pressiométriques (Rangeard et al. 2004) ;
- la percolation des éléments fins induite par cisaillement (Pierce 2004) ;
- les interactions sol – pipeline (Calvetti et al. 2004) ;
- la fracturation des roches (Cook et al. 2004) ;
- les mécanismes à l'origine de la formation des bandes de cisaillement (Alonso-Marroquin et al. 2005) ;
- la conception des ouvrages pare – blocs (Bertrand et al. 2006) ;
- le comportement des milieux composites constitués à la base de matériaux granulaires (Gotteland et al. 2007).

Cette énumération montre la diversité des applications de la méthode. Cependant toutes ces applications ne mènent pas à des résultats quantitatifs qui nécessitent au préalable une détermination adéquate des paramètres du modèle. La détermination de ces paramètres fait appel à une procédure communément nommée procédure de calibration (des paramètres) et qui repose sur une comparaison entre résultats expérimentaux et numériques.

---

### 1.3.2 Simulation d'essais expérimentaux

L'interprétation des essais expérimentaux repose sur l'hypothèse que le comportement mécanique d'un échantillon de sol peut être assimilé à celui d'un milieu continu. Le comportement est alors défini par une loi macroscopique en contraintes – déformations. Cette approche semble a priori logique pour l'expérience car le rapport de taille est très grand entre l'échantillon et le plus gros grain. Cependant, on peut s'interroger sur l'assimilation des échantillons virtuels issus de la MED à un milieu continu, sachant que la rapidité de calcul passe par un nombre réduit d'éléments.

#### 1.3.2.1 Echantillon représentatif

La détermination du comportement macroscopique d'un échantillon composé d'éléments virtuels peut se faire :

- par des techniques d'homogénéisation ;
- par des mesures globales, c'est-à-dire effectuées sur l'ensemble de l'échantillon (par exemple les contraintes et les déformations sont estimées au niveau des frontières de l'échantillon).

Les techniques d'homogénéisation visent à créer un lien entre les mécanismes se produisant à l'échelle microscopique (à l'échelle de l'élément) et le comportement

macroscopique. Des tenseurs moyens des contraintes et des déformations sont ainsi obtenus à partir de variables micromécaniques (rotations et déplacements des éléments, forces de contacts) et permettent la comparaison entre la simulation et les lois constitutives. Une technique d'homogénéisation s'avère nécessaire lorsque le modélisateur utilise la MED comme un accès à des quantités locales sur des éprouvettes de sols ou de roches modélisées. Par exemple, des champs de contraintes ou de déformations qu'il est à l'heure actuelle impossible de mesurer sur des échantillons réels.

Ces propriétés sont moyennées sur un Volume Élémentaire Représentatif (se référer à Lachihab, 2004). Cambou et Jean (2001) définissent ce VER comme un volume où « il est possible de déterminer un comportement macroscopique unique ». Chareyre (2003) complète cette définition en précisant que le comportement macroscopique varie en fonction du nombre d'éléments du modèle et de leur position lorsqu'elle est définie aléatoirement. La dispersion des résultats est d'autant plus grande que le nombre d'éléments est petit mais cette évolution tend vers un comportement asymptotique. Ainsi Chareyre fixe comme objectif à ses simulations « de donner une approximation satisfaisante de l'asymptote ».

Lorsque le comportement macroscopique résulte d'une mesure globale, la réflexion est similaire. On dira que l'échantillon est représentatif si une augmentation de son volume (ou de son nombre d'éléments) conduit à une faible variation de sa réponse macroscopique sous sollicitation. Pratiquement, on peut s'assurer qu'un échantillon est représentatif si le rapport entre sa plus petite dimension et le plus gros élément le composant est grand.

### *1.3.2.2 Calibration des paramètres*

La phase de calibration des paramètres consiste à déterminer les paramètres du modèle qui permettront une prédiction quantitative des résultats expérimentaux. Pour obtenir un jeu de paramètres permettant au modèle d'approcher une réponse expérimentale donnée, il est nécessaire :

- de connaître l'influence des paramètres sur la réponse du modèle ;
- de comparer la réponse du modèle à un/des résultat(s) issu(s) de l'expérience.

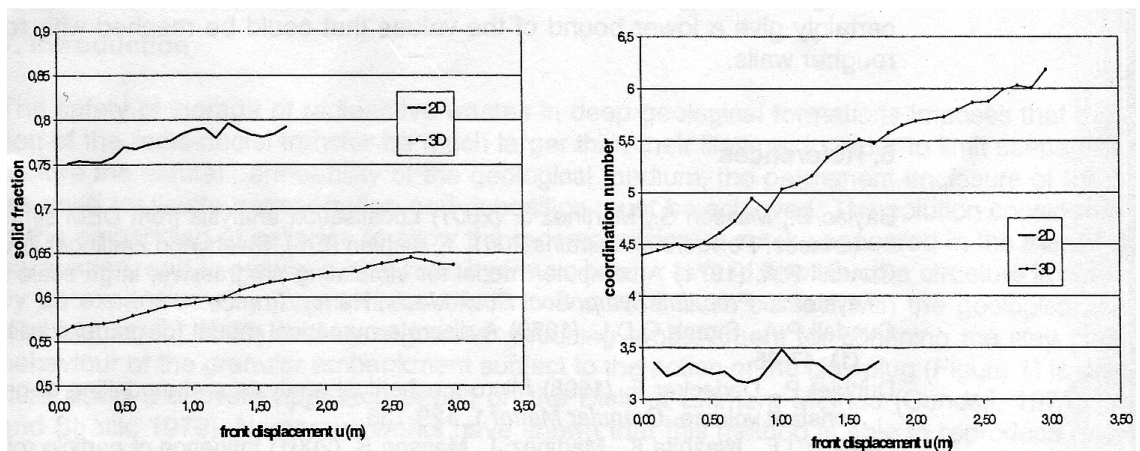
Avant de passer à l'échelle de l'ouvrage, Chareyre (2003) propose de simuler des essais biaxiaux et de faire une analogie entre les résultats numériques et expérimentaux pour aboutir à un jeu de paramètres optimal. De la même manière que les essais de laboratoire servent à caractériser le comportement mécanique d'un sol granulaire, la simulation de ces essais fournit un jeu de paramètres permettant d'approcher quantitativement le comportement macroscopique du matériau. Cette démarche a un avantage majeur puisqu'il suffit de connaître l'influence des paramètres du modèle sur la réponse d'une simulation biaxiale.

### 1.3.2.3 Limite des modèles 2D et 3D

L'accroissement des puissances de calculs numérique a engendré, ces dernières années, le développement de modèles tridimensionnels (3D) au détriment de modèles bidimensionnels (2D).

Un modèle 2D engendre un gain important en terme de temps de calcul, mais ne permet pas de simuler des phénomènes agissant dans une direction ou un plan non définis. Par exemple, le réarrangement des éléments est limité dans le cas d'un modèle 2D. Aux termes de ses simulations numériques d'essais de cisaillement pur, Sallam (2004) observe que la dilatance de son modèle 2D est plus importante que celle observée expérimentalement. Il met en cause l'imbrication plus marquée des éléments en 2D qui ne bénéficient pas du degré de liberté supplémentaire apporté par la 3D.

Masson *et al.* (2000) ont simulé un matériau granulaire confiné dans une galerie et soumis à une poussée horizontale. Cette simulation est menée en 2D puis en 3D. La figure 1.9 présente l'évolution de la fraction solide (à gauche ; la fraction solide correspondant au rapport du volume solide des éléments par le volume du milieu) et du nombre de contacts moyen par élément (à droite) en fonction du déplacement de la paroi à l'origine de la poussée. Les résultats montrent que le modèle 3D permet un compactage et un gain du nombre de contacts moyen par élément plus important qu'un modèle 2D.



**Figure 1.9 : Evolution de la fraction solide (à gauche) et du nombre de contacts moyen par élément (à droite) en fonction du déplacement d'une paroi (Masson *et al.*, 2000).**

Finalement, le modèle 2D facilite le blocage des éléments et pourrait favoriser l'apparition d'effets de voûtes.

Le choix d'un modèle numérique en 2D ou 3D se pose à chaque modélisateur. Un modèle 2D s'impose lorsqu'une des dimensions du problème est grande devant les deux autres et qu'un modèle 3D engendrerait un nombre d'éléments prohibitif. Dans le cas d'une géométrie plus compacte et malgré une augmentation des temps de calculs,



un modèle tridimensionnel est généralement préféré pour une meilleure représentation physique de phénomènes réels.

---

### 1.3.3 Réponse des modèles d'essais triaxiaux

Il est difficile de reproduire des essais expérimentaux par la MED et cela pour trois raisons majeures :

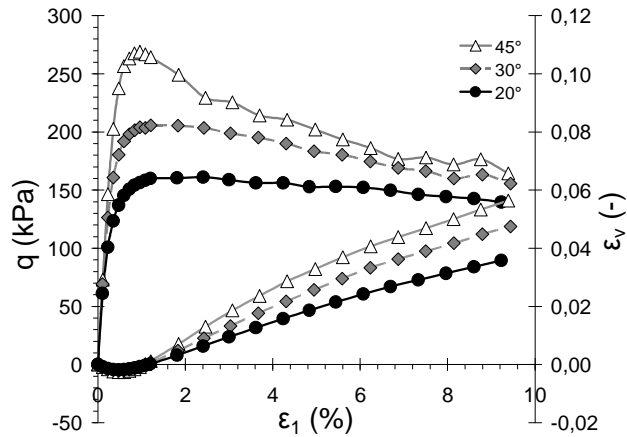
- la puissance de calcul ne permet pas de reproduire un échantillon avec autant de grains qu'il n'en possède en réalité ;
- la mise en place des éléments s'avère complexe ;
- les paramètres du modèle doivent être déterminés à partir de résultats expérimentaux.

La nécessité de modéliser des formes d'éléments proches de celles des grains reste une question ouverte. En effet, des assemblées de sphères, favorisant la rapidité des calculs, semblent incapables d'atteindre le niveau de résistance de la plupart des sols. En revanche, des éléments de formes complexes augmentent considérablement les temps de calculs sans toutefois reproduire complètement les comportements expérimentaux. Différentes approches, résumées ci-dessous, sont proposées. Elles peuvent être classées en trois catégories, selon qu'elles considèrent des éléments aux formes proches de celles des grains, des éléments non sphériques de formes simples ou des éléments sphériques au roulement limité.

#### *1.3.3.1 Comportement singulier des assemblées de sphères*

Les modèles classiques utilisent des éléments discrets de forme sphérique pour optimiser les temps de calculs lors de la détection des contacts. Achmus et Abdel-Rahman (2003) constatent que ces modèles ne permettent pas de reproduire quantitativement la résistance au cisaillement d'un sol non cohésif soumis à des essais triaxiaux. Les mécanismes de roulement susceptibles de se développer avec des éléments sphériques sont mis en cause.

Des essais numériques sont réalisés sur des assemblées de sphères sous une contrainte de confinement de 110kPa et pour différentes valeurs de l'angle de frottement microscopique (paramètre traduisant le critère de rupture en glissement entre deux éléments) avec des lois de contact identiques à celles des auteurs précédemment cités. Comme le montrent les résultats de la figure 1.10, ces assemblées ne permettent pas d'obtenir de forts déviateurs à l'état résiduel (inférieurs à 160kPa). Leur valeur correspond à un angle de frottement résiduel maximal de 26°. Pour des sables et des graviers, on observe classiquement des angles de frottement résiduels supérieurs à 30°. Pour le modèle présenté, une assemblée d'éléments sphériques n'est donc pas en mesure de modéliser le comportement mécanique d'un milieu granulaire quelconque. Cette particularité peut être due à la géométrie spécifique des sphères qui empêche toute imbrication des éléments et favorise leur roulement.



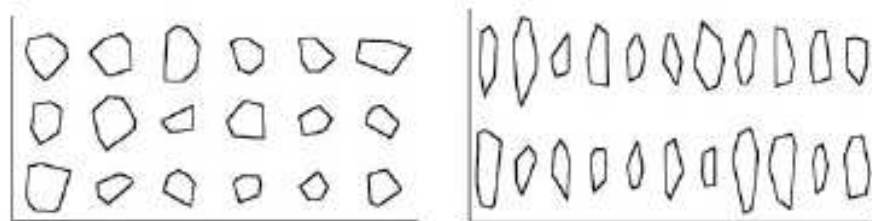
**Figure 1.10 : Influence de la valeur de l'angle de frottement microscopique sur la réponse d'une assemblée composée d'éléments sphériques.**

Comme le soulignent Matsushima et Saomoto (2002), il semblerait que des éléments plus anguleux permettent d'augmenter la résistance au cisaillement sans que le mécanisme soit réellement identifié. Plusieurs méthodes ont été proposées pour remédier au roulement des grains. Elles sont soit basées sur l'utilisation d'éléments non sphériques qui peuvent ou non être convexes, soit elles intègrent des lois de contact spécifiques qui ont pour conséquence le blocage partiel ou total des rotations des éléments.

### 1.3.3.2 Comportement des assemblées d'éléments convexes non sphériques

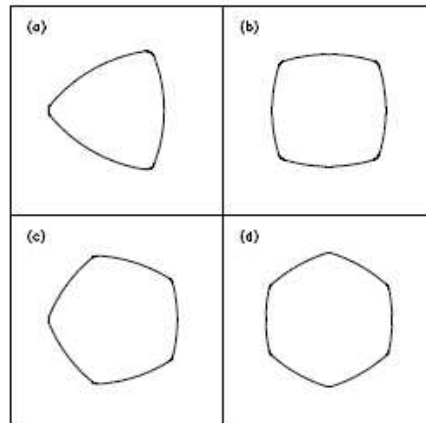
Contrairement aux modèles composés d'éléments sphériques, les forces normales de contact générées au sein d'assemblées d'éléments convexes non sphériques contribuent à créer des moments.

De nombreux auteurs développent des éléments polygonaux en 2D tels que Alonso-Marroquin (2004) ou Nougier-Lehon qui a fait varier l'allongement des éléments (exemple sur la figure 1.11) et montre, en dynamique des contacts, que des polygones allongés permettent de limiter les rotations au sein de l'échantillon (Nougier-Lehon et Frossard 2005).



**Figure 1.11 : Formes d'éléments proposées par Nougier-Lehon (Nougier-Lehon et al., 2003).**

Potapov et Campbell (1998) proposent des assemblées d'éléments 2D plus complexes (présentées sur la figure 1.12) dont la forme peut évoluer d'un cercle à un triangle ou un carré tandis que Pournin et Liebling (2005) développent des formes d'éléments 3D initialement composés de sphères mais rendus convexes. Ces auteurs développent des algorithmes spécifiques pour la détection des contacts mais aucun essai mécanique n'est réalisé sur ces assemblées et aucune indication sur l'anisotropie possible du milieu n'est donnée.



**Figure 1.12 : Formes d'éléments proposées par Potapov et Campbell (1998).**

Mustoe et Miyata (2001) ont développé des éléments allant du disque au carré. Sur la figure 1.12, on constate que les éléments sont sphériques lorsque  $n=2$  et qu'ils tendent vers une forme carré lorsque  $n$  tend vers l'infini. Des simulations numériques ont été menées sur des assemblées granulaires composées de formes différentes et sollicitées en rotation dans un tambour cylindrique (voir la figure 1.13). Les auteurs montrent assez logiquement que l'angle de repos obtenu pour des éléments quasi – carrés (ici  $40,8^\circ$ ) est bien supérieur à celui obtenu pour des éléments circulaires (ici  $27,3^\circ$ ).

Kuhn et Bagi (2004) ont mené des essais biaxiaux (avec un modèle 2D) et des essais triaxiaux (avec un modèle 3D). Les formes des éléments testés sont des disques et des formes ovales en 2D, et des sphères et sphéroïdes allongés et aplatis en 3D. La figure 1.14 présente les résultats des essais. On constate que des échantillons composés de formes parfaitement symétriques (disques et sphères) ont une résistance plus faible. Parallèlement, Ng et Petrakis (2004) composent des échantillons d'ellipsoïdes dont un exemple est présenté sur la figure 1.15 (à gauche). Les auteurs montrent que la rotation des éléments autour des axes mineurs et majeurs est d'autant plus limitée que les ellipsoïdes sont allongés.

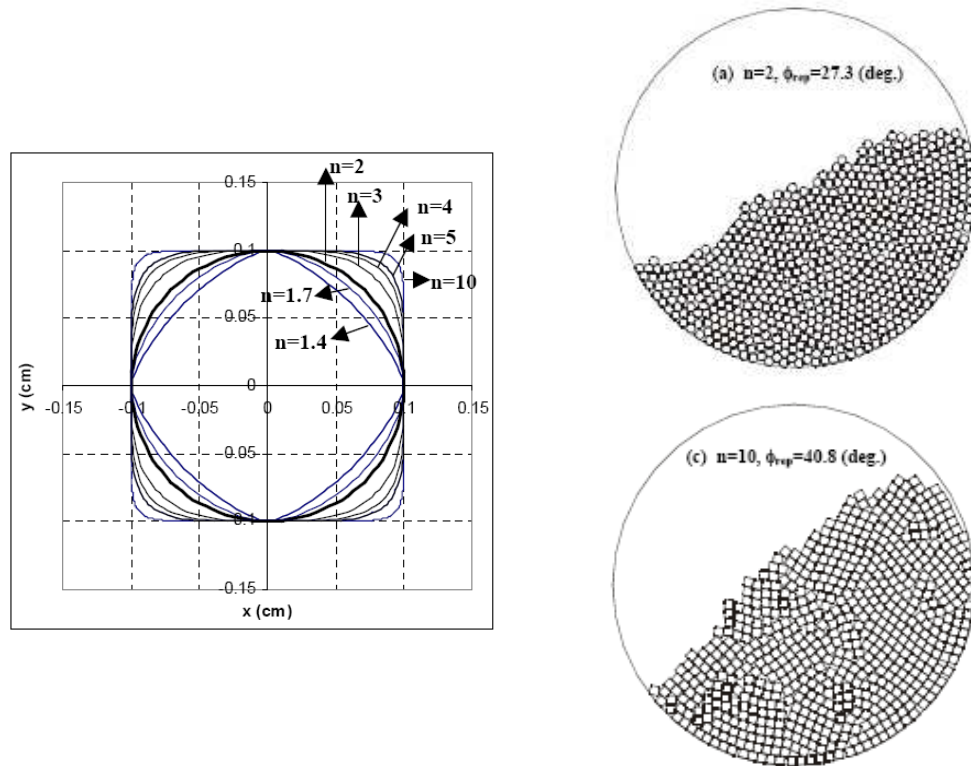


Figure 1.13 : Formes d'éléments proposées (à droite) et angles de repos obtenus pour diverses formes après roulement dans un tambour cylindrique (à gauche). Extraits de Mustoe et Miyata (2001).

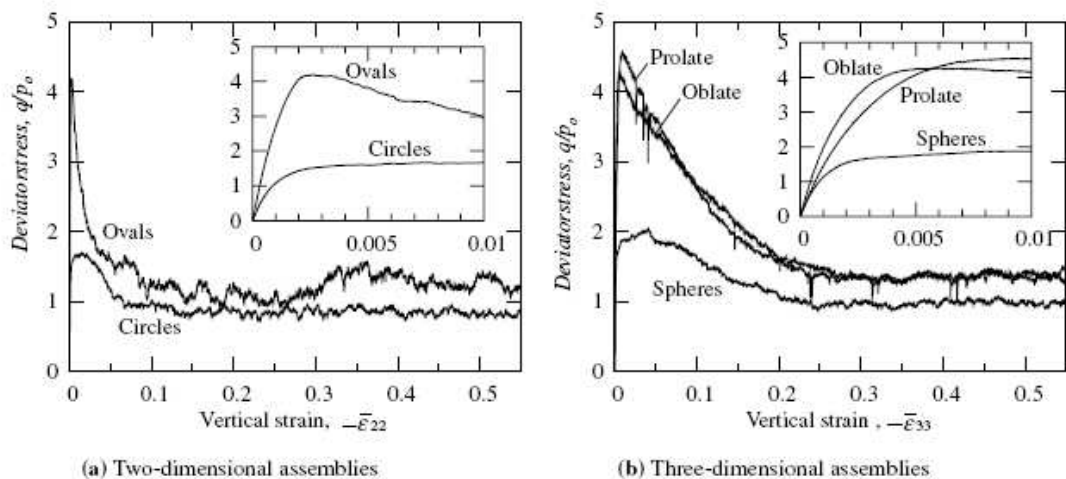
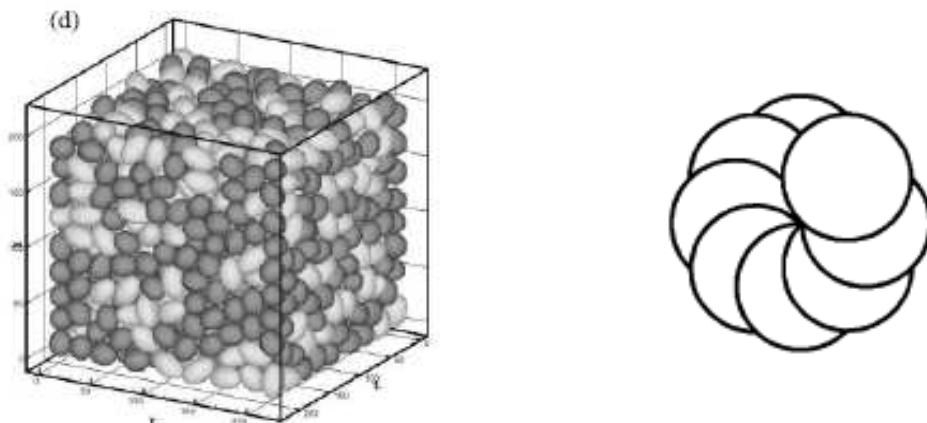


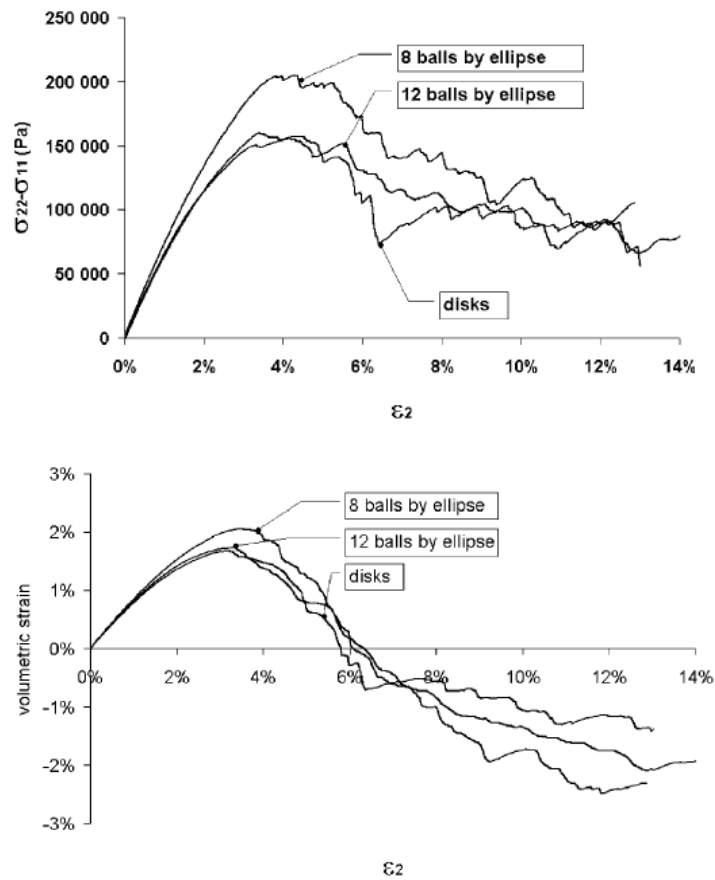
Figure 1.14 : Résultats obtenus par Kuhn et Bagi (2004) pour diverses formes d'éléments pour un essai biaxial en 2D (à gauche) et triaxial (à droite).

Des modèles 2D utilisant des éléments de forme quasi circulaires sont créés par Emeriault et Claquin (2004) par assemblage d'éléments circulaires indissociables (à droite sur la figure 1.15 : les sphères sont en fait « collées » les unes aux autres). Ils mènent des essais biaxiaux sur des échantillons composés exclusivement de sphères, d'éléments de 8 disques et d'éléments de 12 disques. Les résultats sont présentés sur la figure 1.16. On constate que les échantillons composés d'éléments de 8 disques (notés « ellipse » sur la figure 1.16) présentent une résistance maximale supérieure de 15% à celles obtenues pour les deux autres échantillons. Cette augmentation de résistance est due à une rugosité de surface des éléments plus importante et est donc liée à une surface non convexe.

Pour conclure, l'utilisation de formes allongées permet de limiter les rotations des éléments et semble à l'origine d'une augmentation de la résistance des échantillons. Il apparaît également que la convexité des éléments favorise le roulement et soit à l'origine du faible niveau de résistance atteint par les échantillons composés de sphères lors d'une simulation biaxiale.



**Figure 1.15 : Echantillon composé d'ellipsoïdes par Ng (2005, à gauche) et pseudo-ellipse générée par Emeriault et Claquin (2004, à droite).**



**Figure 1.16 : Résultats obtenus par Emeriault et Claquin (2004) pour des essais biaxiaux.**

### 1.3.3.3 Comportement des assemblées d'éléments non convexes

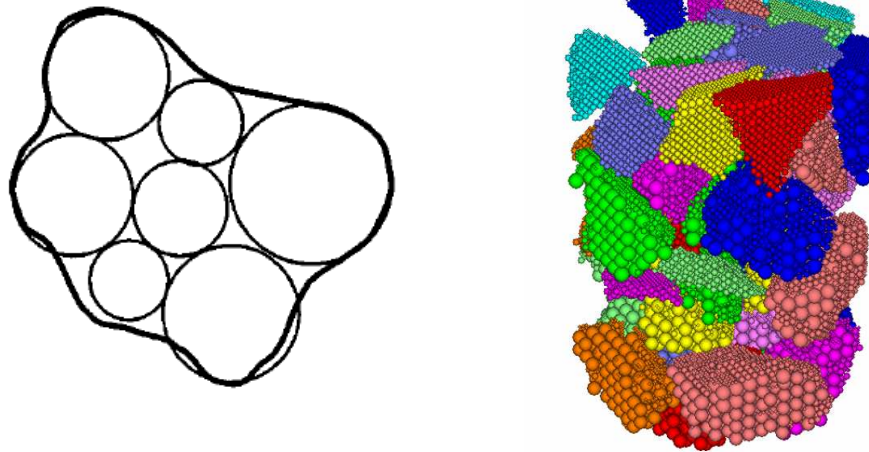
Les éléments non convexes possèdent de multiples points de contacts entre eux qui engendrent le transfert d'un moment résistant. Ce moment tend à augmenter la résistance globale de l'assemblée granulaire (d'après Matsushima 2005). O'Sullivan et Bray (2005) expliquent cette augmentation de résistance par une stabilisation accrue des chaînes de forces.

Des algorithmes spécifiques ont été mis au point par de nombreux chercheurs pour approcher la forme réelle des grains de sol par des assemblages de sphères en 2D (Li et Holt 2005) et 3D (Matsushima et Saomoto 2002, Bertrand et al. 2004).

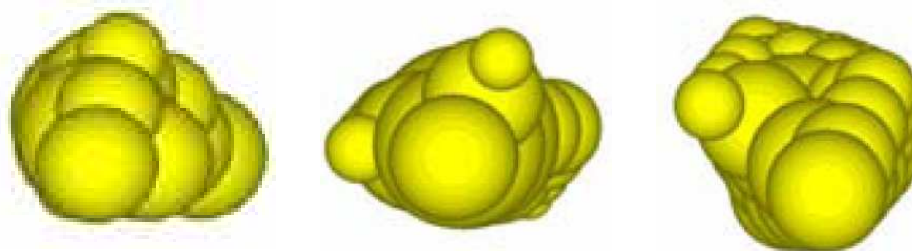
Sallam (2004) qui utilise la méthode proposée par Ashmawy et al. (2003) précise que 10 à 15 sphères sont nécessaires pour modéliser un grain de sable en 2D. En revanche, Jensen et al. (1999) utilisent des éléments composés de 3 à 7 sphères (présentés sur la figure 1.17, à gauche) pour reproduire la forme de grains de sable (en gras sur la figure) et constatent une diminution des rotations des éléments par rapport aux sphères seules et une augmentation de la résistance au cisaillement de l'assemblée.

Fu (2005) reproduit la forme de grains en 3D (Fig. 1.17) et constate une augmentation du nombre de coordination par rapport à une assemblée de sphères. Parallèlement, les résultats obtenus au terme de simulations d'essais de compression sont beaucoup plus proches des résultats expérimentaux que ceux issus d'échantillons composés de sphères. La figure 1.18 donne un exemple de formes plus simples générées avec un nombre de sphères allant de 13 à 35.

L'ensemble de ces modèles nécessite un nombre de sphères important qui affecte les temps de calculs. Ainsi de nombreux modélisateurs utilisent des formes d'éléments plus simples, sans lien avec la forme réelle des grains.



**Figure 1.17 : Exemple d'un élément composé de 7 sphères pour approcher la forme réelle d'un grain (Jensen et *al.*, 1999, à gauche) et d'un échantillon composé d'éléments de formes irrégulières (Fu, 2005).**



**Figure 1.18 : Formes d'éléments composés de 13, 24 et 35 sphères (Lu et McDowell, 2007).**

O'Sullivan et Bray (2005) ont mené des simulations sur des échantillons composés d'éléments de deux sphères de même rayon. Les centres de ces sphères sont es-

pacés d'un rayon. Les échantillons sont soumis à des essais triaxiaux dont la réponse est donnée sur la figure 1.19. Ils constatent que ces éléments non convexes (nommés « clusters ») engendrent un nombre de contacts plus important et une meilleure résistance que des assemblées composées de sphères.

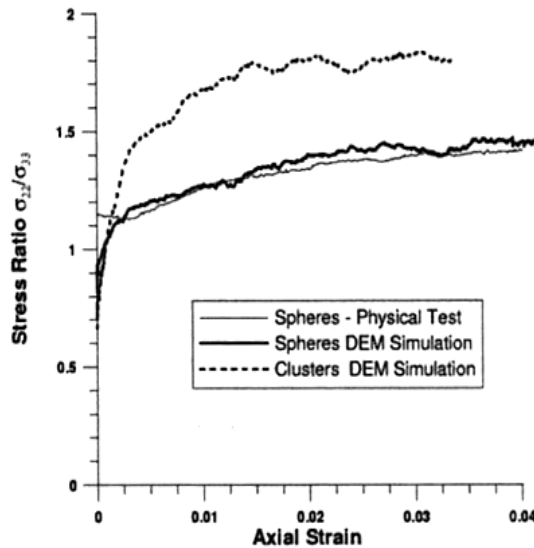


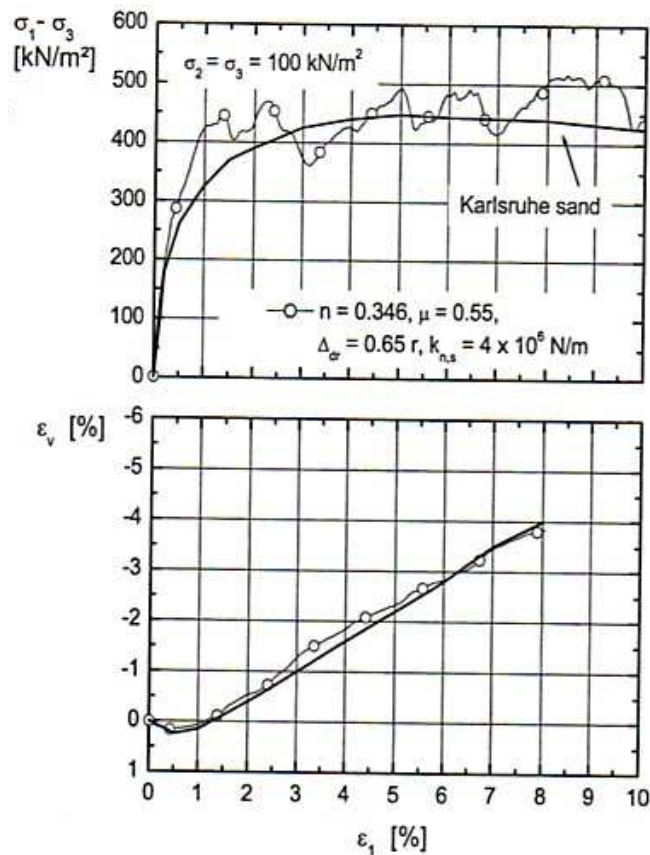
Figure 1.19 : Comparaison des simulations pour des échantillons composés de sphères et d'éléments de deux sphères (d'après O'Sullivan et Bray, 2005).

Katzenbach et Schmitt (2004) ont utilisé des éléments composés de deux sphères avec différents chevauchements. Les échantillons sont soumis à un essai de compression triaxiale et permettent d'obtenir une approximation correcte du comportement mécanique d'un sable de Karlsruhe présentée sur la figure 1.20. La courbe de déformation volumique obtenue expérimentalement est bien simulée mais la courbe du déviateur montre des variations très importantes durant l'essai.

Il est également possible de créer des assemblages de sphères pouvant se désolidariser sous un niveau de sollicitation donné. Ces assemblages sont communément appelés « contact-bond model » ou « parallel-bond model » et sont définis plus précisément pour les logiciels PFC<sup>2D</sup> et PFC<sup>3D</sup> (Itasca 2003). Cheng *et al.* (2003) utilisent ces contacts pour modéliser le broyage des sols et présentent une manière originale de générer des formes d'éléments aléatoires : ils créent initialement une forme d'agglomérat unique puis donnent une probabilité d'existence de 80% pour chaque sphère composant un agglomérat. Ils aboutissent ainsi à des formes diverses d'agglomérats.

En conclusion, des formes simples non convexes engendrent des échantillons plus résistants qu'une assemblée de sphères et capables d'approcher quantitativement le comportement mécanique d'un sable.





**Figure 1.20 : Simulation de la réponse d'un sable soumis à un essai triaxial (le trait en gras présente la réponse expérimentale). Extrait de Katzenbach et Schmitt (2004).**

#### 1.3.3.4 Limitation des rotations au sein d'une assemblée

Une alternative à ces méthodes consiste à limiter la rotation des éléments. Suiker et Fleck (2004) ont mené des essais de compression triaxiale sur des éléments sphériques. La figure 1.21 présente l'évolution de l'angle de frottement macroscopique en fonction de l'angle de frottement microscopique pour des rotations libres et bloquées. On constate que le blocage des rotations engendre une augmentation marquée de la résistance des échantillons. Calvetti et al. (2003) bloquent également les rotations des éléments. La figure 1.22 montre que cette méthode permet d'approcher quantitativement le comportement mécanique d'un sable sous sollicitation biaxiale de révolution.

Iwashita et Oda (2000) ont modifié les lois de contacts classiques en introduisant une résistance au roulement. Ce modèle réalisé en 2D a été adapté en 3D par Plasiard (2007) et ouvre de nouvelles perspectives.

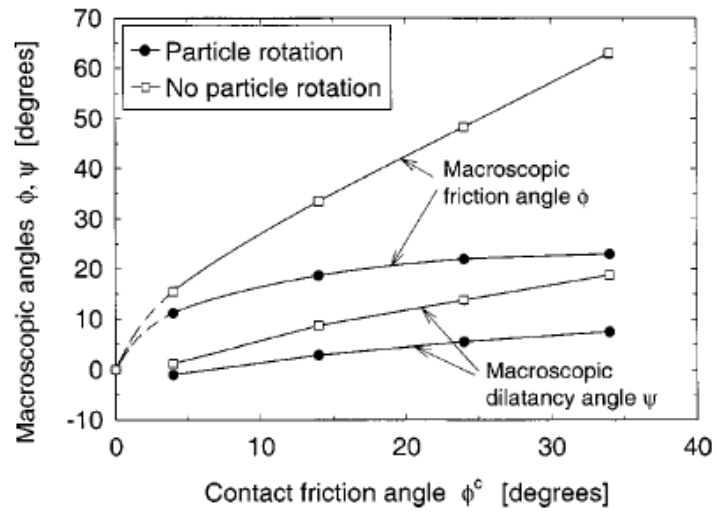


Figure 1.21 : Angles de frottement et de dilatance en fonction de l'angle de frottement microscopique obtenus par Suiker et Fleck (2004) avec et sans rotation des éléments.

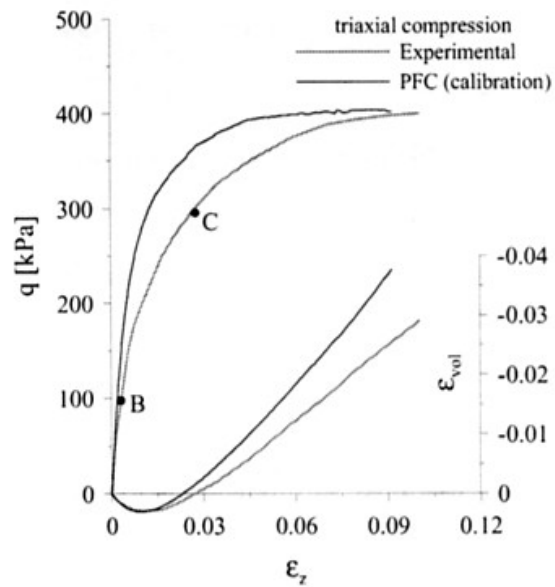


Figure 1.22 : Comparaison entre les déviateurs et déformations volumiques obtenus expérimentalement et numériquement par Calvetti et al. (2003).

---

## 1.4 Conclusion

Les géocomposites se caractérisent par une structure hétérogène puisqu'ils se composent de matériaux de géométrie ou de propriétés mécaniques individuelles différentes. Les proportions variables de matériaux peuvent modifier la porosité initiale et la résistance résultante du géocomposite. Dès lors, les modèles basés sur une approche continue ne semblent pas en mesure de simuler le comportement de ces mélanges. La MED, qui repose sur l'utilisation d'une loi de comportement microscopique dans un modèle, fournit une loi de comportement macroscopique fiable lorsque l'échantillon est dit représentatif. Elle prend donc en compte des phénomènes discontinus que la mécanique des milieux continus ne peut considérer.

Les modèles numériques basés sur la MED donnent des résultats qualitativement proches des résultats expérimentaux. Cependant, l'obtention de résultats quantitatifs nécessite une calibration des paramètres du modèle à partir de résultats expérimentaux. L'essai triaxial étant l'essai le plus fréquemment utilisé pour caractériser un matériau en géotechnique, il semble pertinent d'envisager une calibration des paramètres à partir de ce type d'essais.

Cependant, les comportements mécaniques obtenus expérimentalement pour des essais biaxiaux de révolution (ou triaxiaux « classiques ») et des essais triaxiaux (triaxiaux « vrais ») présentent des différences. Une réflexion s'avère donc nécessaire quant à l'utilisation d'un modèle numérique de forme cubique pour la prédiction de résultats d'essais biaxiaux de révolution expérimentaux.

D'autre part, les modèles basés sur l'utilisation d'éléments discrets sphériques et une loi de contact classique ne permettent pas de reproduire les niveaux de résistance atteints par des sols lors d'essais triaxiaux. Dès lors, quatre choix se présentent au modélisateur qui souhaite simuler le comportement d'un sol :

- créer des éléments de formes complexes proches de la forme des grains. Ce choix peut s'avérer pertinent si des résultats microscopiques sont analysés ou si les échantillons expérimentaux sur lesquels se base la calibration contiennent peu d'éléments ;
- créer des éléments de formes simples en privilégiant des formes allongées et/ou non convexes. Ce choix permet de constituer une assemblée virtuelle au comportement physique proche de celui d'une assemblée granulaire réelle et de limiter les temps de calculs ;
- bloquer partiellement la rotation des éléments. Cependant, ce choix ne garantit pas une diminution des temps de calculs puisqu'il complexifie la loi de contact ;
- bloquer intégralement la rotation des éléments qui supprime un certain « sens physique » au modèle.

Lors de simulations, il s'agit donc au modélisateur de définir ses besoins afin de ne pas atteindre un « degré de complexité » tel que le modèle devienne lent et/ou inaccessible.

Au final, deux idées majeures peuvent guider le développement d'un modèle basé sur la MED en vue de simuler le comportement mécanique de géocomposites non cohésifs :

- la prise en compte des porosités expérimentale et numérique des échantillons ;
- la détermination de formes d'éléments ou le blocage partiel ou total de la rotation des éléments pour que le modèle atteigne des niveaux de résistance semblables à ceux des sols.



## Chapitre 2

# Modélisation numérique d'un milieu granulaire et simulation d'essais par la méthode des éléments discrets

### **2.1 Introduction**

### **2.2 Définition du code de calcul sous l'environnement SDEC**

2.2.1 Environnement et hypothèses

2.2.2 Cycles de calcul

*2.2.2.1 Détermination des contacts*

*2.2.2.2 Loi de contact élément - élément*

*2.2.2.3 Gestion des conditions aux limites*

*2.2.2.4 Somme des forces et des moments*

*2.2.2.5 Intégration du principe fondamental de la dynamique*

### **2.3 Représentation d'un milieu granulaire virtuel**

2.3.1 Présentation et caractérisation de la forme des éléments discrets générés

*2.3.1.1 Dimensions relatives des éléments*

*2.3.1.2 Nombre de sphères composant un élément*

*2.3.1.3 Définition de l'angularité*

2.3.2 Mise en place des éléments et caractérisation de la densité du milieu

*2.3.2.1 Les méthodes de mise en place des éléments*

*2.3.2.2 Procédure de mise en place et notion de densité relative*

*2.3.2.3 Mise en place d'une assemblée de sphères monodisperse*

### **2.4 Simulation d'essais triaxiaux**

2.4.1 Principe de l'essai

2.4.2 Estimation de la dispersion des résultats

2.4.3 Influence des paramètres d'environnement

*2.4.3.1 Les paramètres liés à la mise en place des éléments*

*2.4.3.2 Le taux de déformation réduit*

*2.4.3.3 L'amortissement*

2.4.4 Nombre d'éléments composant le modèle

2.4.5 Essais à diverses densités relatives initiales

### **2.5 Essais biaxiaux de révolution et essais triaxiaux**

2.5.1 Modélisation d'essais biaxiaux de révolution

2.5.2 Résultats comparés des simulations d'essais biaxiaux de révolution et d'essais triaxiaux

### **2.6 Conclusion**

---

## 2.1 Introduction

Un modèle constitue un ensemble de relations logiques et d'équations qui permettent de se représenter un système dont il est difficile d'anticiper les résultats. La complexité des relations résulte généralement d'un compromis entre d'une part l'accessibilité et la vitesse d'exécution du modèle et d'autre part la précision des résultats. Pour un utilisateur quelconque, l'accessibilité traduit une prise en main aisée du modèle et une compréhension facile de son fonctionnement. Elle favorise les possibilités de distribution et de développements ultérieurs. L'accessibilité est donc un paramètre clé qui a guidé les choix nécessaires à la construction du modèle.

A l'heure actuelle, il existe de nombreux modèles basés sur la méthode des éléments discrets. Chacun peut présenter des particularités, tant au niveau de la définition des interactions que du mode de résolution des équations de la dynamique. Pour notre étude, nous avons opté pour le code de calcul SDEC (développé par Donzé et Magnier) qui à la base gère le comportement d'assemblées de particules sphériques. Pour rendre compte d'un comportement réaliste des sols granulaires il a été nécessaire d'introduire et d'implémenter dans la version de base des éléments spécifiques de formes diverses générés à partir d'éléments sphériques. Dans le cas de la simulation numérique de matériaux granulaires par la MED, la vitesse d'exécution des modèles est principalement fonction du nombre et de la forme des éléments discrets. Des formes simples sont donc privilégiées dans ces travaux avec l'ambition qu'elles favorisent la compréhension des mécanismes contrôlant la réponse du modèle.

Ce chapitre établit de façon précise les hypothèses et choix qui ont été retenus pour mener à bien des simulations numériques de l'essai triaxial. Le modèle MED est d'abord présenté afin que le lecteur en comprenne le principe ou que le modélisateur ait des éléments de comparaison avec son propre modèle. Les géométries spécifiques des assemblages implémentés sont décrites et caractérisées par des paramètres de forme. La procédure de mise en place des éléments à porosité donnée est décrite et la notion de densité relative, importante pour la comparaison avec l'expérimentation, est introduite.

Le mode opératoire utilisé pour simuler les essais triaxiaux est détaillé. La dispersion des résultats est étudiée et les paramètres liés à la représentativité du modèle sont testés afin de s'assurer de la fiabilité des résultats. Des essais sont ensuite menés pour diverses densités d'échantillons et pressions de confinement. L'influence de ces paramètres est resituée à l'expérience d'un point de vue qualitatif.

En général, les simulations numériques sont menées par soucis d'efficacité et de simplicité sur des échantillons cubiques alors que les essais de laboratoire sont menés sur des éprouvettes cylindriques d'éclatement deux. Des essais biaxiaux de révolution sont modélisés avec des conditions aux limites axisymétriques. L'influence de l'éclatement de l'échantillon et la comparaison avec la réponse de simulations d'essais

triaxiaux sont qualitativement confrontées aux résultats expérimentaux présentés dans le chapitre précédent.

## 2.2 Définition du code de calcul sous l'environnement SDEC

### 2.2.1 Environnement et hypothèses

Le code SDEC, développé par Donzé et Magnier (1997) et reposant sur la méthode de la dynamique moléculaire, est utilisé. Il permet de modéliser des assemblées tridimensionnelles à base de sphères qui induisent des temps de calculs modérés pour la détection des contacts. Les éléments sont considérés comme des corps rigides homogènes et indéformables. Les contacts sont supposés ponctuels et définis par des raideurs qui permettent aux éléments de se chevaucher (cette approche est nommée « soft contact »). Ce chevauchement est supposé très petit devant la taille des particules (hypothèse vérifiée en annexe).

### 2.2.2 Cycles de calcul

Le modèle numérique, basé sur la MED, repose sur des calculs réalisés de manière cyclique. Le principe d'un cycle de calcul est structuré en quatre phases présentées sur la figure 2.1. Ces phases sont détaillées par la suite pour les éléments qui ont été implémentés dans le code de calcul (à savoir des éléments de formes quelconques et composés par associations de sphères indissociables).

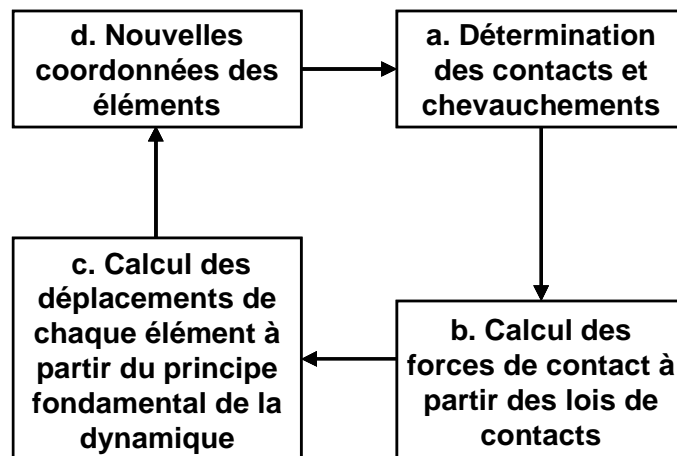


Figure 2.1 : Principe de la MED lors d'un cycle de calcul.

#### 2.2.2.1 Détermination des contacts (phase a)

La première phase d'un cycle de calcul (phase a, figure 2.1) consiste à déterminer les éléments en contacts. Les conditions aux limites du modèle sont directement



appliquées sur les éléments et sont assimilées à des contacts entre une paroi (fictive) et les éléments concernés.

#### 2.2.2.2 Loi de contact élément – élément (phase b)

Pour notre étude, les lois de contact régissant le comportement des éléments sont définies par trois paramètres propres au matériau. Le module de contact normal  $E_c$  et le coefficient  $\alpha$  rendent compte du comportement élastique de l'ensemble. L'angle de frottement microscopique entre deux éléments  $\varphi_\mu$  est caractéristique du critère de rupture. Les raideurs normale  $k_{ni}$  et tangentielle  $k_{si}$  des éléments (représentées par des ressorts sur la figure 2.2, à gauche) sont définies par les équations 2.1 et 2.2 en fonction des paramètres  $E_c$ ,  $\alpha$  et du rayon des éléments sphériques  $R_i$ . Les raideurs normales et tangentielles de contact ( $K_n$  et  $K_s$ ) entre deux sphères  $i$  et  $j$  de raideurs normales  $k_{ni}$  et  $k_{nj}$  s'expriment alors par les équations 2.3 et 2.4. Ces expressions correspondent à la mise en série de ressorts. Le choix s'est donc porté sur un modèle d'élasticité linéaire. Le modèle de Hertz (Cundall, 1988), très répandu, nécessite la détermination de raideurs fonctions de l'interpénétration des éléments et de la force de contact normale instaurée entre elles. Ces raideurs nécessitent d'être calculées à chaque pas de temps et de ce fait la vitesse d'exécution du modèle s'en trouve grandement affectée.

$$k_{ni} = E_c \cdot R_i \quad (2.1)$$

$$k_{si} = \alpha \cdot k_{ni} \quad (2.2)$$

$$K_n = \frac{k_{ni} \cdot k_{nj}}{k_{ni} + k_{nj}} \quad (2.3)$$

$$K_s = \frac{k_{si} \cdot k_{sj}}{k_{si} + k_{sj}} \quad (2.4)$$

L'effort normal  $F_n$  exercé entre les deux sphères  $i$  et  $j$  est lié à l'interpénétration des sphères  $d_n$  suivant l'équation 2.5 (l'interpénétration est définie sur la figure 2.2, à droite). Aucune force de traction n'est donc possible entre les éléments. La variation  $\Delta F_s$  de l'effort tangentiel  $F_s$  est définie à partir de l'incrément de déplacement tangentiel  $\Delta d_s$  par l'équation 2.6. Une loi de frottement de type Coulomb limite la force tangentielle au niveau des contacts (Equ. 2.7). En d'autres termes, la résistance au glissement du contact est liée au caractère frottant des matériaux en contact. Elle est caractérisée par un angle de frottement microscopique de contact  $\varphi_\mu$ , pris égal à la plus petite valeur des deux sphères en contact (Equ. 2.8).

$$F_n = K_n \cdot d_n \quad (2.5)$$

$$\Delta F_s = K_s \cdot \Delta d_s \quad (2.6)$$

$$|F_s| \leq \tan(\varphi_\mu) F_n \quad (2.7)$$

$$\varphi_{\mu} = \min(\varphi_{\mu i}, \varphi_{\mu j}) \quad (2.8)$$

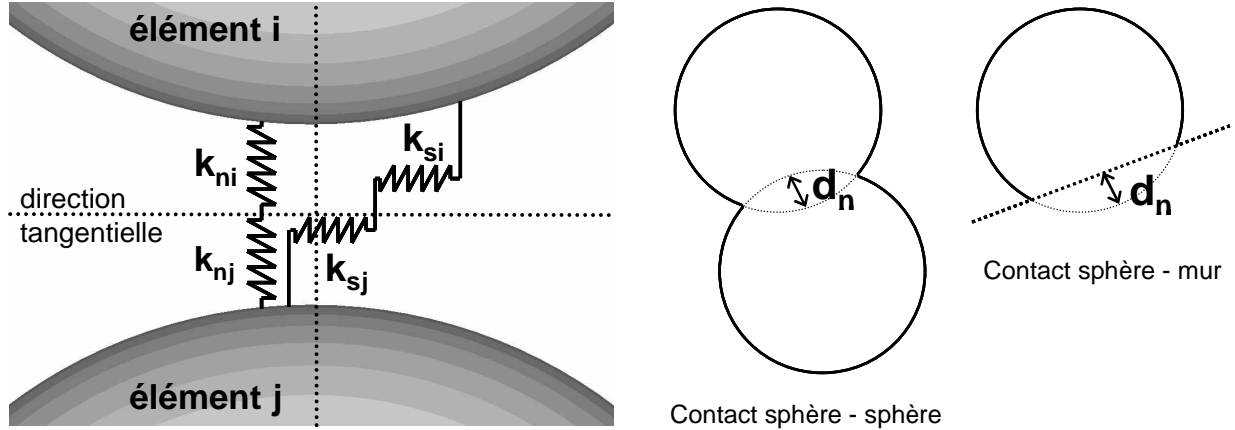


Figure 2.2 : Représentation des raideurs pour un contact (à gauche). Interpénétration des éléments (à droite).

### 2.2.2.3 Gestion des conditions aux limites : loi de contact élément – paroi (phase b)

Les conditions aux limites du modèle sont gérées par des parois planes, auxquelles sont imposées des conditions en contraintes ou en déplacements. Ces parois ne satisfont pas le principe fondamental de la dynamique (elles n'ont pas de masse). Elles sont non frottantes (parfaitement lubrifiées) et la force de contact entre une sphère  $i$  et une paroi est donc normale à la paroi. Lorsqu'une sphère entre en contact avec une paroi, cette dernière applique une force normale répulsive  $F_m$  (Equ. 2.9) proportionnelle à l'interpénétration  $d_n$  (déterminée selon la figure 2.2, à droite). Cette force est semblable à la force normale générée par deux sphères de même interpénétration.

$$F_m = K_n \cdot d_n = \frac{E_{c,i} \cdot d_n \cdot R_i}{2} \quad (2.9)$$

### 2.2.2.4 Somme des forces et des moments (phase c)

Pour chaque élément, on réalise la somme des forces et des moments agissant au niveau de l'ensemble de ses contacts (détectés à l'échelle des sphères qui le compose). Les composantes des forces et des moments résultants sont déterminés au centre de gravité  $G$  de l'élément. Dans la direction  $i$ , ces composantes sont notées  $F_{Gi}'$  et  $M_{Gi}'$ .

Différents types d'amortissements sont introduits par les modélisateurs (détaillés par Hentz, 2003) pour favoriser une dissipation d'énergie au sein du modèle. Celle-ci est nécessaire lorsque le frottement au sein de l'échantillon est trop faible pour arriver à un état d'équilibre statique en un temps de calcul correct.

Nous retiendrons un amortissement dit local et non visqueux pour faciliter la convergence numérique du calcul. Il est symbolisé par la grandeur adimensionnelle  $\alpha'$ . Pour un élément, lorsque la résultante des efforts s'oppose à son mouvement, elle est multipliée par  $1+\alpha'$  et lorsque la résultante contribue à son mouvement, elle est multipliée par  $1-\alpha'$ . Cet amortissement s'applique uniquement lorsque l'élément est en mouvement et influe sur la vitesse de convergence des calculs pour atteindre plus rapidement un état d'équilibre statique. Classiquement, on retient  $\alpha' = 0,7$ .

Les moments et les forces résultants amortis sont notés  $\overline{M}_G$  et  $\overline{F}_G$ . Leurs composantes dans la direction  $i$  sont notées  $M_{Gi}$  et  $F_{Gi}$ . Elles sont obtenues à partir de  $M'_{Gi}$  et de  $F'_{Gi}$  par les équations 2.10 et 2.11 en fonction de la vitesse de l'élément dans la direction  $i$  (notée  $v_{a,i}$ ) et de sa vitesse de rotation autour de l'axe  $i$  (notée  $\dot{\theta}_i$ ) au cycle de calcul précédent (au temps  $t - \Delta t$ ).

$$(F_{Gi})_t = (F'_{Gi})_t - \alpha' |(F'_{Gi})_t| \cdot \text{signe}((v_{a,i})_{t-\Delta t}) \quad (2.10)$$

$$(M_{Gi})_t = (M'_{Gi})_t - \alpha' |(M'_{Gi})_t| \cdot \text{signe}((\dot{\theta}_i)_{t-\Delta t}) \quad (2.11)$$

#### 2.2.2.5 Intégration du principe fondamental de la dynamique (phases c et d)

Le calcul des déplacements de chaque élément à partir des forces et des moments résultants amortis se fait par double intégration du principe fondamental de la dynamique. Pour cela, on suppose que les accélérations et les vitesses des éléments sont constantes à chaque cycle de calcul (sur une période  $\Delta T$ ). La valeur du pas de temps (ou pas de discrétisation) doit être suffisamment faible afin d'assurer la convergence du calcul vers une solution stable. Le pas de temps adopté  $\Delta T$  est une fraction  $Q$  de la plus petite période propre déterminée sur l'ensemble des éléments et notée  $t_{crit}$  (Equ. 2.12). Pour un élément donné  $i$ ,  $(t_{crit})_i$  est la plus petite période propre pour chacun de ses degrés de liberté  $j$  et est définie par l'équation 2.13 (où  $m_{ij}$  est la masse - ou l'inertie - et  $k_{ij}$  est la raideur affectée à l'élément  $i$ ). Dans la pratique, on choisit  $Q \leq 0,7$ .

$$\Delta T = Q \cdot \min_i [(t_{crit})_i] \quad (2.12)$$

$$(t_{crit})_i = \min_j \left[ \sqrt{\frac{m_{ij}}{k_{ij}}} \right] \quad (2.13)$$

Un schéma d'intégration en différences finies centrées et du premier ordre est utilisé pour l'intégration du principe fondamental de la dynamique. On se place dans un repère galiléen de centre  $O$ . Pour des éléments non sphériques, la matrice d'inertie  $\overline{I}$  et la masse des éléments  $m$  sont initialement déterminées par intégration numérique. On note  $\overline{I}_-$  la matrice d'inertie inverse.

La vitesse de rotation  $\dot{\theta}$  à l'instant  $t$  puis la rotation  $\overline{\theta}$  de l'élément durant  $\Delta T$  sont respectivement déterminées par les équations 2.14 et 2.15.

$$\begin{pmatrix} \vec{\theta} \end{pmatrix}_t = \begin{bmatrix} \dot{\theta}_0 \\ \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \end{bmatrix} = \begin{pmatrix} \vec{\theta} \end{pmatrix}_{t-\Delta T} + \Delta T \cdot \overline{\overline{\mathbf{I}}}_{t-\Delta T} \cdot \overline{\overline{\mathbf{M}}}_G \quad (2.14)$$

$$\begin{pmatrix} \theta \end{pmatrix}_t = \begin{bmatrix} \theta_0 \\ \theta_1 \\ \theta_2 \end{bmatrix} = \begin{pmatrix} \theta \end{pmatrix}_{t-\Delta T} + \Delta T \cdot \begin{pmatrix} \vec{\theta} \end{pmatrix}_t \quad (2.15)$$

La matrice d'inertie inverse est actualisée à partir de la rotation de l'élément (Equ. 2.17). Pour cela on calcule la matrice de rotation  $\overline{\overline{\Omega}}$  selon les angles d'Euler (Equ. 2.16).

$$\overline{\overline{\Omega}} = \begin{bmatrix} \cos(\theta_1) \cdot \cos(\theta_2) & -\cos(\theta_1) \cdot \sin(\theta_2) & \sin(\theta_1) \\ \cos(\theta_0) \cdot \sin(\theta_2) + \sin(\theta_0) \cdot \sin(\theta_1) \cdot \cos(\theta_2) & \cos(\theta_0) \cdot \cos(\theta_2) - \sin(\theta_0) \cdot \sin(\theta_1) \cdot \sin(\theta_2) & -\sin(\theta_0) \cdot \cos(\theta_1) \\ \sin(\theta_0) \cdot \sin(\theta_2) - \cos(\theta_0) \cdot \sin(\theta_1) \cdot \cos(\theta_2) & \sin(\theta_0) \cdot \cos(\theta_2) + \cos(\theta_0) \cdot \sin(\theta_1) \cdot \sin(\theta_2) & \cos(\theta_0) \cdot \cos(\theta_1) \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

$$\overline{\overline{\mathbf{I}}}_t = \overline{\overline{\Omega}}^{-1} \cdot \overline{\overline{\mathbf{I}}}_{t-\Delta T} \cdot \overline{\overline{\Omega}} = \overline{\overline{\Omega}}^T \cdot \overline{\overline{\mathbf{I}}}_{t-\Delta T} \cdot \overline{\overline{\Omega}} \quad (2.17)$$

La vitesse de l'élément  $\overrightarrow{v}_a$ , la position de son centre de gravité  $\overrightarrow{x}_G$  et celle des sphères  $\overrightarrow{x}_S$  qui le compose sont évaluées à l'instant  $t$  par les équations 2.18 à 2.20.

$$\begin{pmatrix} \overrightarrow{v}_a \end{pmatrix}_t = \begin{bmatrix} v_{a,0} \\ v_{a,1} \\ v_{a,2} \end{bmatrix} = \begin{pmatrix} \overrightarrow{v}_a \end{pmatrix}_{t-\Delta T} + \frac{\Delta T}{m} \cdot \begin{pmatrix} \overrightarrow{F}_G \end{pmatrix}_t \quad (2.18)$$

$$\begin{pmatrix} \overrightarrow{x}_G \end{pmatrix}_t = \begin{pmatrix} \overrightarrow{x}_G \end{pmatrix}_{t-\Delta T} + \Delta T \cdot \begin{pmatrix} \overrightarrow{v}_a \end{pmatrix}_t \quad (2.19)$$

$$\begin{pmatrix} \overrightarrow{x}_S \end{pmatrix}_t = \begin{pmatrix} \overrightarrow{x}_G \end{pmatrix}_t + \overline{\overline{\Omega}} \cdot \left( \begin{pmatrix} \overrightarrow{x}_S \end{pmatrix}_{t-\Delta T} - \begin{pmatrix} \overrightarrow{x}_G \end{pmatrix}_{t-\Delta T} \right) \quad (2.20)$$

On obtient ainsi les nouvelles coordonnées des éléments (phase d). Un nouveau cycle de calcul peut alors commencer.

## 2.3 Représentation d'un milieu granulaire virtuel

Le modèle numérique proposé a la particularité d'être composé d'éléments discrets que l'on peut représenter virtuellement. Cette représentation est appelée échantillon numérique et sera assimilée à un milieu granulaire.

De la même manière qu'un échantillon réel peut être composé de divers matériaux, les échantillons numériques sont composés de familles d'éléments. Chaque famille est définie par des paramètres fixes :

- les paramètres micromécaniques ( $E_c$ ,  $\alpha$  et  $\varphi_\mu$ ) ;
- les paramètres géométriques qui caractérisent la forme des éléments.

Dans cette partie, la création des échantillons numériques est abordée. Les paramètres géométriques sont définis et une procédure est créée afin de mettre en place les éléments dans un volume (virtuel) quelconque. Cette procédure introduit la notion de densité relative pour l'échantillon numérique. A terme, la densité relative sera fixée sur la densité relative des matériaux dont on souhaite modéliser le comportement mécanique.

---

### 2.3.1 Présentation et caractérisation de la forme des éléments discrets générés

Les éléments sont composés de sphères indissociables juxtaposées ou non. Au sein d'une famille, la forme d'un élément est définie par trois paramètres :

- une dimension issue d'une répartition granulométrique ;
- un nombre de sphères composant un élément ;
- une valeur d'angularité.

#### 2.3.1.1 Dimensions des éléments

Le diamètre équivalent d'un élément est défini comme le plus petit diamètre d'une maille circulaire dans laquelle l'élément peut passer. Dans le modèle, l'utilisateur doit entrer différentes classes de la granulométrie, chacune de ces classes étant définie par un diamètre minimal, un diamètre maximal et un pourcentage de passant. Au sein d'une classe, les diamètres équivalents des éléments sont tirés aléatoirement entre le diamètre minimal et le diamètre maximal jusqu'à atteindre le pourcentage de passant désiré.

L'utilisateur est donc libre de discrétiser une courbe granulométrique en autant de classes qu'il le souhaite. Les valeurs des diamètres équivalents issues de ce tirage aléatoire sont finalement multipliées par un coefficient qui permet d'atteindre le nombre d'éléments désirés pour le modèle.

#### 2.3.1.2 Nombre de sphères composant un élément

Les temps de calculs du modèle sont fortement dépendants du nombre de sphères qui composent les éléments. Ainsi, ce nombre est volontairement limité. Pour cette étude, quatre types d'éléments sont initialement développés selon le nombre de sphères qui les composent :

- des sphères simples et indépendantes ;
- des éléments de deux sphères ;
- des éléments de trois sphères ;
- des éléments de quatre sphères.

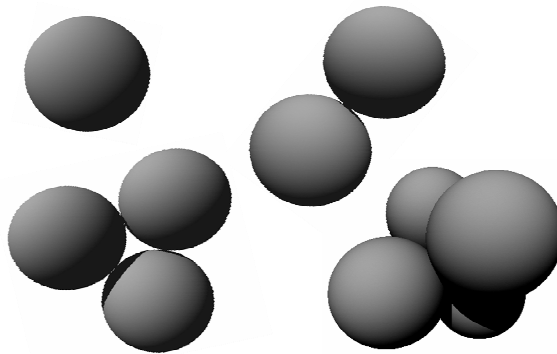
### 2.3.1.3 Définition de l'angularité

L'imbrication de deux éléments en contact est possible dès lors qu'au moins un des éléments présente une surface extérieure non convexe. Par abus de langage, on caractérisera cet élément par sa surface extérieure en le qualifiant de non convexe.

La convexité d'un élément composé par association de sphères indissociables est fonction du rayon de ses sphères et de leur distance relative. Connaître l'influence de la forme des éléments sur la réponse d'un modèle s'avère complexe si on veut rigoureusement tenir compte de ces paramètres. De manière à simplifier la forme d'un élément, on utilise dans la suite :

- un rayon identique pour chacune des sphères qui le composent ;
- une distance égale entre chacun des centres des sphères qui le composent.

La figure 2.3 illustre les formes d'éléments obtenues lorsqu'on place les sphères d'un élément côte à côte (elles sont tangentes). Les éléments sphériques ont une symétrie parfaite. Les éléments composés de deux sphères possèdent un axe de symétrie (de révolution) passant par le centre des sphères et un plan de symétrie orthogonal à cet axe. Dans le cas d'éléments composés de trois sphères, on note que les centres des sphères forment les extrémités d'un triangle équilatéral. Le plan contenant ce triangle et les plans trois orthogonaux à ce triangle et passant par les centres des sphères forment des plans de symétrie. Pour les éléments composés de quatre sphères, les centres forment les extrémités d'un tétraèdre régulier (dont toutes les faces sont des triangles équilatéraux) et aucun des plans de symétrie ne sont orthogonaux deux à deux.



**Figure 2.3 : Forme d'éléments discrets composés de 1, 2, 3 et 4 sphères. Représentation pour des sphères tangentes.**

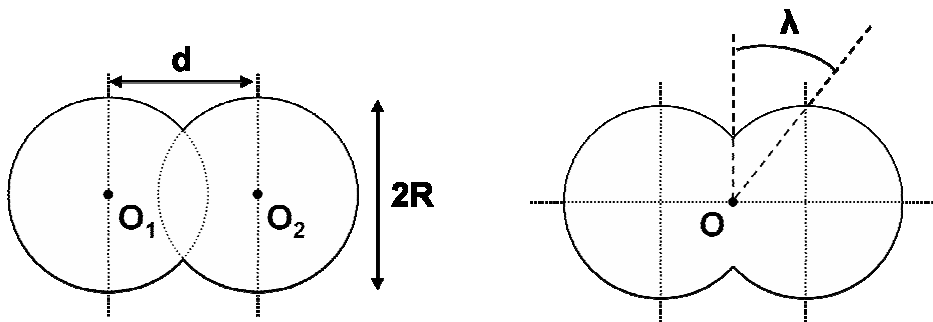
Dans un plan composé du centre de deux sphères constituant un même élément, la figure 2.4 définit :

- la distance  $d$  entre les centres des sphères ;
- le rayon  $R$  des sphères ;

- l'angle  $\lambda$ , lié aux paramètres précédents par l'équation 2.21, et compris entre 0 et 45°.

Une augmentation de l'angle  $\lambda$ , créée par une augmentation de  $d$  ou une diminution de  $R$ , engendre une prédisposition à l'imbrication plus importante.

$$\tan(\lambda) = \frac{d}{2.R} \quad (2.21)$$



**Figure 2.4 : Définition des paramètres  $R$ ,  $d$  (à gauche) et de l'angle  $\lambda$  (à droite).**

La littérature fournit de nombreux paramètres adimensionnels qui permettent de quantifier la forme d'un élément. Leur définition est d'autant plus simple qu'elle limite généralement notre perception de cette forme et focalise l'attention sur une de ses particularités.

Les paramètres les plus fréquemment rencontrés sont la rondeur (Wadell, 1932), la circularité (Ferrendier, 2001) et la sphéricité définie de diverses manières (au moins trois définitions proposées par Wadell 1932, Krumbein 1941, Ferrendier 2001). D'autres paramètres sont étudiés par Cho et *al.* (2006). Cependant ces paramètres ne permettent pas de caractériser l'aspect concave des éléments ou ne s'appliquent pas correctement pour des éléments composés de sphères non jointives (cas de la sphéricité).

Plus récemment, des méthodes basées sur une analyse de Fourier (Bowman et *al.*, 2001) ou les harmoniques sphériques (Garboczi, 2002) ont été développées pour caractériser la forme de particules. Ces méthodes, synthétisées par Masad et *al.* (2005), s'avèrent complexes et leur utilisation ne se justifie pas pour les formes d'éléments simples présentées précédemment.

En anglais, le terme *angularity* définit la « forme angulaire ». Celui-ci est utilisé par Ashmawy et *al.* (2003) et Nouguiet-Lehon et *al.* (2003) pour caractériser la forme d'éléments discrets. La définition numérique d'un paramètre associé à ce terme est donnée par Sukumaran et Ashmawy (2001) mais s'avère peut adaptée pour des formes d'éléments simples.

De la même manière que la circularité et la sphéricité définissent le caractère de ce qui est circulaire et sphérique, aucun terme français ne permet de définir le caractère de ce qui est anguleux. Cependant, le terme angularité est largement répandu dans la langue française et plus particulièrement en mécanique des sols (Rahma 1998, Norme NF EN 933-6). Dans la suite, le terme angularité sera donc utilisé.

L'angularité, notée *ang*, est définie par l'équation 2.22 et permet de quantifier l'aspect concave d'un élément. La figure 2.5 représente la forme d'éléments composés de deux sphères pour diverses valeurs d'angularités. Pour une valeur de 0%, l'élément est semblable à une sphère. Les sphères d'un élément sont tangentes lorsque l'angularité vaut 100%. Au-delà d'une angularité de 141%, deux éléments identiques ont la possibilité de se traverser sans générer de contact entre eux.

$$ang = \tan(\lambda) \tag{2.22}$$

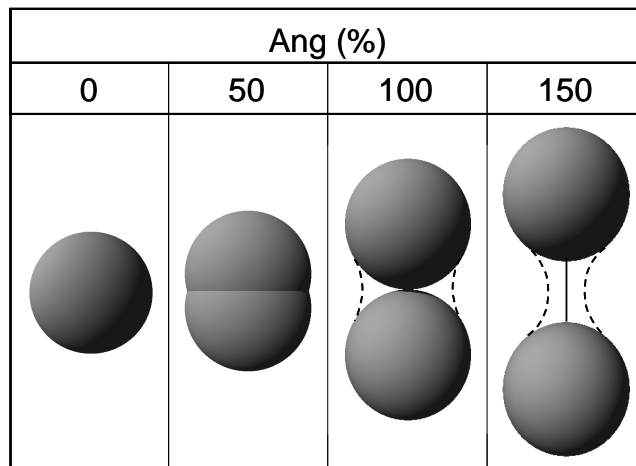


Figure 2.5 : Éléments de deux sphères pour des angularités de 0, 50, 100 et 150%.

### 2.3.2 Mise en place des éléments et caractérisation de la densité du milieu

Pour obtenir divers états de densité, les utilisateurs des méthodes numériques discrètes cherchent généralement à reproduire numériquement les porosités expérimentales (Calvetti et *al.* 2002 et 2004, Richefeu et *al.* 2005, O'Sullivan et *al.* 2004a). Cette démarche est facile à mettre en œuvre mais nécessite des éléments de formes quasi sphériques pour que l'analogie soit possible. L'utilisation des paramètres classiques, tels que la masse volumique ou la porosité, est donc exclue si on désire adopter une méthode valable pour des formes d'éléments quelconques. La densité relative, qui quantifie la densité d'un milieu par rapport à des densités minimale et maximale, apparaît appropriée. Il s'agit donc d'établir une procédure de mise en place des éléments permettant de définir des densités minimale et maximale.



### 2.3.2.1 Les méthodes de mise en place des éléments

De la même manière que dans l'expérience, la préparation d'un échantillon numérique isotrope et homogène n'est pas triviale. De nombreuses méthodes existent et sont résumées par Bagi (2005a, 2005b).

Les méthodes dites constructives permettent de créer un échantillon à partir d'algorithmes exclusivement basés sur la géométrie des éléments. Elles sont généralement utilisées pour des assemblées de disques (en 2D) et deviennent difficile à développer pour des formes 3D quelconques. D'autre part, la définition de densités minimales et maximales pour de tels échantillons nécessite l'utilisation d'une méthode dynamique.

Les méthodes dynamiques sont basées sur le réarrangement du milieu granulaire par déplacement et/ou grossissement des éléments. La méthode la plus simple, consiste à positionner les éléments par dépôt gravitaire, ce qui tend à générer des assemblées anisotropes (par exemple on pourra se reporter à Chen et al. 1988 et à Nouguier-Lehon et al. 2003 pour des polygones allongés en 2D). Pour empêcher cette anisotropie, Combe (2002) propose de réaliser un brassage aléatoire suivi d'un grossissement des éléments ou sédimentation sous gravité. De nombreux auteurs (Achmus et Abdel-Rahman 2003, Emeriault et Claquin 2004, Matsushima 2005, Cundall 1988) proposent de positionner les éléments dans un volume donné puis de densifier le milieu par réduction du volume ou grossissement des éléments. Ces méthodes sont particulièrement adaptées à des volumes et des éléments de formes quelconques et permettent la génération d'échantillons isotropes et homogènes. Chareyre et Villard (2003) ont développé une méthode appelée ERDF (Expansion de Rayon et Diminution de Frottement) qui engendre une gestion précise de la porosité finale pour un échantillon 2D. Les éléments sont générés à taille réduite dans un volume donné avec des propriétés micromécaniques quelconques, puis grossis jusqu'à atteindre une contrainte sur les parois de 1kPa. Le frottement est ensuite diminué et le diamètre des éléments augmenté pour maintenir la contrainte sur les parois, jusqu'à atteindre la porosité désirée. Les propriétés micromécaniques du milieu à tester sont alors affectées.

### 2.3.2.2 Procédure de mise en place et notion de densité relative

La densité relative est rarement abordée en simulation numérique discrète. De nombreux auteurs ont cependant menés des simulations à partir d'échantillons pour des états lâches et denses (Mahboubi et al. 1996, Krut et Rothenburg 2005).

Powrie et al. (2005) utilisent des densités relatives dans leur modèle mais aucune procédure ne leur permet d'obtenir précisément des porosités minimale et maximale. En 2D, Deluzarche et al. (2003b) proposent une procédure permettant de définir ces porosités pour une assemblée granulaire. Sous  $PFC^{2D}$ , ils créent des assemblages (ou *clusters* définis dans Itasca 2003) d'éléments sphériques mis en place par grossissement. Les porosités maximales sont obtenues à partir d'échantillons mis en place par gravité pour un frottement microscopique non nul. Les porosités minimales sont atteintes en faisant intervenir successivement une modification de l'angle de frottement microscopique des éléments, une compression isotrope et des cycles de compactage par

mouvement des parois. L'intervention de la gravité et de la procédure de compactage peut cependant engendrer une anisotropie de l'échantillon.

La procédure adoptée dans cette étude pour mettre en œuvre un échantillon à porosité minimale, maximale ou fixée, s'inspire de la méthode de Deluzarche et de la procédure ERDF décrites ci-dessus. Pour chaque matériau, la procédure de calcul adoptée consiste à réaliser une première mise en place afin de déterminer les porosités maximale et minimale de l'échantillon numérique. Elle se compose de trois étapes :

- a) les éléments sont mis en place de manière aléatoire et à taille réduite dans un volume donné de sorte qu'il n'y a aucun contact entre deux éléments. Les paramètres micromécaniques du matériau sont fixés dès le début des calculs ( $E_c$ ,  $\alpha$  et  $\varphi_\mu$ ) ;
- b) les dimensions des éléments sont augmentées jusqu'à ce qu'une contrainte moyenne donnée  $\sigma_0$  soit atteinte sur les parois du volume. On appelle porosité maximale (notée  $n_{max}$ ) la porosité du matériau ainsi obtenue ;
- c) le frottement microscopique est progressivement diminué et simultanément le rayon des éléments est augmenté afin de maintenir la contrainte moyenne sur les parois à la valeur  $\sigma_0$ . Lorsque le frottement microscopique atteint une valeur nulle, la porosité obtenue après stabilisation de l'échantillon est appelée porosité minimale et notée  $n_{min}$ .

Il est ensuite possible de choisir la porosité correspondant à la densité relative désirée (signalons que la densité relative concerne l'échantillon dans son état initial). Pour atteindre cette porosité, il suffit de restaurer la configuration géométrique la plus proche par excès de la porosité recherchée. La porosité  $n_0$  des échantillons est déterminée à partir d'une densité relative  $DR$  par l'équation 2.23.

$$n_0 = \frac{DR.(n_{max} - n_{min}) - n_{max}.(1 - n_{min})}{DR.(n_{max} - n_{min}) - (1 - n_{min})} \quad (2.23)$$

### 2.3.2.3 Mise en place d'une assemblée de sphères monodisperse

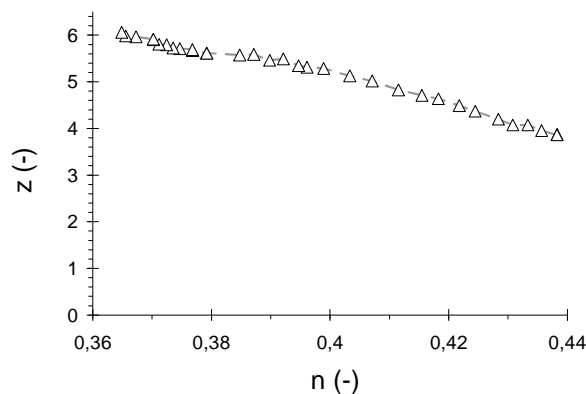
En règle général, les résultats de la mise en place des éléments sont difficilement comparables à des résultats expérimentaux ou numériques existants du fait de la particularité des formes créées. Cependant, des points de comparaison peuvent être établis avec des études menées sur des assemblées de sphères monodisperses (dont les rayons des sphères sont égaux).

Les structures cristallines, composées d'un assemblage de sphères monodisperse atteignent une porosité de 0,26 qui correspond à une organisation ordonnée des sphères (cubique faces centrées). Cette porosité correspond à la porosité minimale qu'il est possible d'atteindre pour cette assemblée. Une assemblée de sphères monodisperse quelconque doit cependant être soumise à d'importantes sollicitations (en intensité comme en durée) pour atteindre cet état. Pour des sollicitations plus faibles, la valeur de la porosité minimale obtenue sera donc plus forte. On en déduit que le désordre au sein d'une assemblée de sphères monodisperses conditionne sa valeur. Pour ces sollicitations plus faibles, la porosité minimale obtenue dans les travaux de Torquato et

*al.* (2000) et de Weitz (2004) pour une assemblée non ordonnée est de l'ordre de 0,36 (ou une compacité de 0,64).

Parallèlement, Donev *et al.* (2004) rappellent qu'une assemblée de sphères monodisperse peut supporter une contrainte dès lors que le nombre de coordination (nombre moyen de contacts par élément noté  $z$ ) est de six si les sphères sont non frottantes et qu'il est de quatre si les sphères sont frottantes.

La procédure de mise en place adoptée pour notre étude et décrite précédemment est testée sur une assemblée de 8000 sphères. Les porosités minimale et maximale sont recherchées. La figure 2.6 présente l'évolution du nombre de coordination  $z$  en fonction de la porosité  $n$  durant la phase de grossissement. Pour cet essai, ces valeurs sont mesurées au centre de l'échantillon afin d'éviter les effets de bords (plus exactement dans un espace défini par une sphère dont le diamètre est égal à la moitié de la plus petite taille de l'échantillon). L'angle de frottement microscopique initial vaut  $45^\circ$ . On constate que la porosité maximale est obtenue pour  $z = 3,8$  et la porosité minimale pour  $z = 6,0$ . Ces valeurs sont en accord avec les observations relevées précédemment, sachant que le nombre de coordination mesuré à porosité maximale est fonction du frottement microscopique qui est difficilement comparable au frottement obtenu expérimentalement entre deux sphères. D'autre part, la porosité minimale est de l'ordre de 0,363, valeur qui reste proche de la valeur minimale (0,360) obtenue expérimentalement sans ordre apparent des sphères.



**Figure 2.6 : Evolution du nombre de coordination en fonction de la porosité lors de la phase de grossissement pour une assemblée de sphères.**

## 2.4 Simulation d'essais triaxiaux

Dans un modèle basé sur la MED, les essais triaxiaux (ou essais Tritri) présentent la particularité d'être simples à mettre en œuvre, tant au niveau de la définition des conditions aux limites que de l'obtention de résultats macroscopiques. Ils permettent de rendre compte du comportement mécanique d'un échantillon numérique qui dépend à la fois :

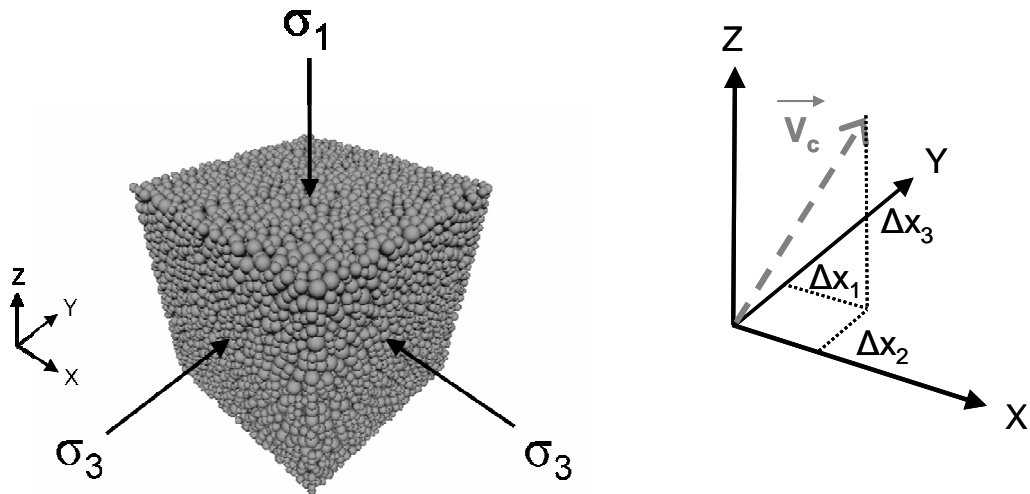
- des paramètres propres au matériau virtuel. Ce sont les paramètres micromécaniques ( $E_c$ ,  $\alpha$  et  $\varphi_\mu$ , définis dans la partie 2.2.2) et les paramètres géométriques (la granulométrie, l'angularité et le nombre de sphères par élément définis dans la partie 2.3.1) des familles d'éléments ;
- des paramètres d'environnement. Ce sont les autres paramètres qui peuvent, par exemple, être relatifs à la mise en place des éléments (la vitesse de grossissement des éléments et la contrainte moyenne  $\sigma_\theta$ ) ou à la réalisation de l'essai de compression triaxiale (la vitesse d'écrasement par exemple).

Cette partie présente l'essai triaxial tel qu'il est défini dans le modèle. Afin d'étudier l'influence des paramètres sur la réponse macroscopique de l'échantillon numérique, une étude préalable relative à la dispersion des résultats est présentée. Des résultats d'essais triaxiaux sont ensuite analysés pour déterminer l'influence des paramètres d'environnement. Dans le but de limiter le nombre d'éléments composant le modèle, un nombre d'élément minimal est recherché. Enfin, des essais sont simulés pour diverses densités relatives initiales et les résultats sont confrontés à l'expérience d'un point de vue qualitatif.

### 2.4.1 Principe de l'essai

Les échantillons numériques sont générés dans un volume cubique défini par six parois et confinés de manière isotrope sous une contrainte  $\sigma_1 = \sigma_3$  (Fig. 2.7). Lors de la compression triaxiale, la vitesse de compression (suivant l'axe  $Z$ ) et la contrainte de confinement  $\sigma_3$  sont maintenues constantes. La contrainte de confinement  $\sigma_3$  est régulée par déplacements simultanés des parois latérales pendant les simulations. La contrainte  $\sigma_1$  est mesurée sur les parois horizontales.

Au terme de la phase de confinement, on s'assure que l'échantillon est isotrope. Pour cela, on définit pour chaque contact entre éléments un vecteur normal  $\vec{V}_C$  (la normale d'un contact étant définie dans la partie 2.2.2.2) dont les composantes sont respectivement  $\Delta X_1$ ,  $\Delta X_2$  et  $\Delta X_3$  (présentées sur la figure 2.7, à droite) dans le repère orthonormé ( $X, Y, Z$ ). La distribution des contacts autour des axes  $X, Y$  et  $Z$  est effectuée par l'intermédiaire des paramètres adimensionnels  $\beta_1, \beta_2$  et  $\beta_3$  définis pour chaque contact par l'équation 2.24.



**Figure 2.7 : Représentation d'un échantillon quelconque (à gauche). Projection du vecteur contact suivant X, Y et Z (à droite).**

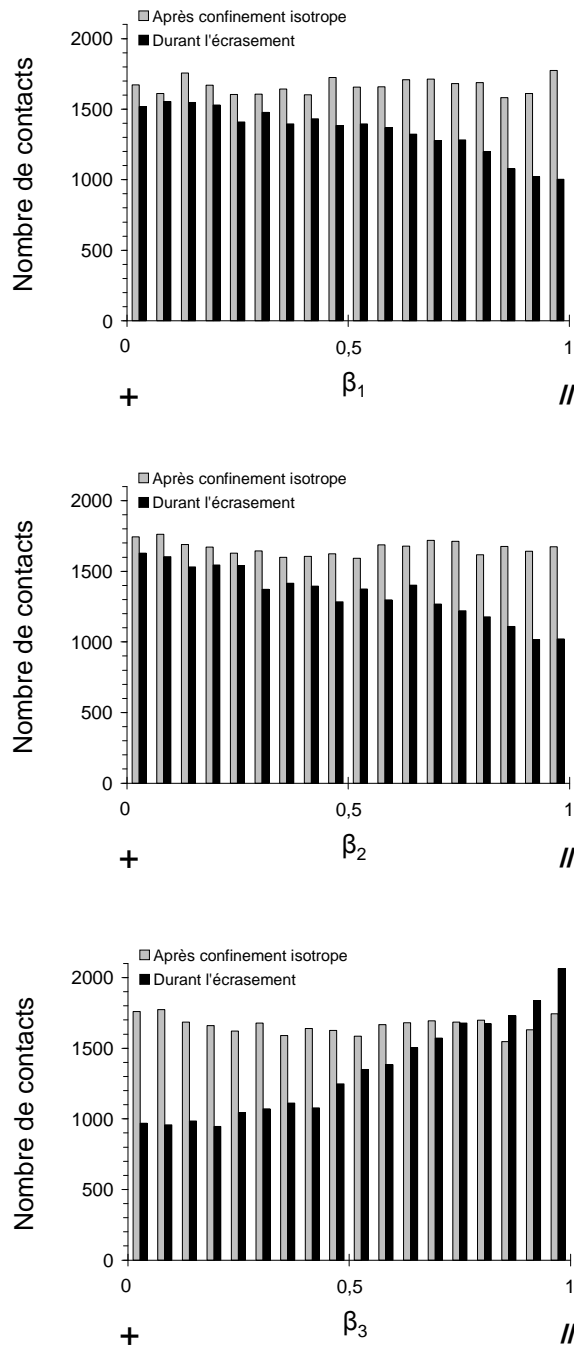
$$\beta_i = \cos \left( \sqrt{\frac{\Delta X_i^2}{\sum_{j=1}^3 [\Delta X_j^2]}} \right) \quad (2.24)$$

La figure 2.8 présente la distribution des contacts autour des axes  $X$ ,  $Y$  et  $Z$  au terme de la phase de confinement puis au pic des contraintes durant la phase d'écrasement (à titre indicatif, pour une déformation axiale de 5,1%). Les ordonnées correspondent au nombre de contacts. Des valeurs de  $\beta_i$  proches de 1 caractérisent des contacts orientés suivant l'axe d'observation (le symbole « // » signifie que les contacts sont parallèles à l'axe) et des valeurs proches de 0 caractérisent des contacts orientés suivant le plan perpendiculaire à l'axe d'observation (le symbole « + » signifie que les contacts sont orthogonaux à l'axe).

A la fin de la phase de confinement, on constate une répartition globalement uniforme des contacts. Les fluctuations des valeurs sont dues au faible nombre d'éléments (8000). Au pic des contraintes, outre une diminution du nombre total de contacts, on observe que :

- les contacts sont plus fréquemment orientés suivant le plan  $Y-Z$  que par rapport à l'axe  $X$  ;
- les contacts sont plus fréquemment orientés suivant le plan  $Z-X$  que par rapport à l'axe  $Y$  ;
- les contacts sont plus fréquemment orientés suivant l'axe  $Z$  que dans le plan  $X-Y$ .

L'ensemble de ces observations montrent une orientation privilégiée des contacts suivant l'axe  $Z$ , ce qui correspond assez logiquement à la direction d'écrasement.



**Figure 2.8 : Distribution des orientations de contacts après confinement isotrope et au pic du déviateur autour des axes X (en haut), Y (au milieu) et Z (en bas).**

Durant l'essai, les paramètres suivants sont déterminés :

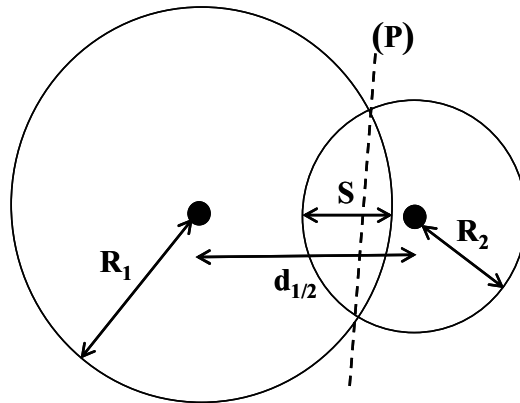
- le déviateur  $q$  ;
- la déformation « axiale » verticale absolue  $\varepsilon_I$  ;
- la déformation volumique  $\varepsilon_V$  ;

- le nombre de coordination  $z$  qui correspond au nombre moyen de contacts par sphère. Dans le cas d'éléments composés de plusieurs sphères, seuls les contacts entre deux sphères d'éléments différents et les contacts sphères – parois sont comptabilisés. Les sphères des éléments possédant zéro ou un contact (éléments dits flottants qui ne transmettent pas de forces au sein de l'échantillon) sont prises en compte dans le calcul de  $z$ . On notera  $z_0$  le nombre de coordination obtenu au terme de la phase de grossissement pour  $DR$  quelconque et tel que  $0\% < DR < 100\%$  ;
- le nombre moyen de voisins par éléments  $z_{cl}$ . Contrairement au nombre de coordination  $z$ , ce paramètre ne prend pas en compte le fait que des éléments non convexes engendrent un nombre de contacts entre deux éléments qui peut être supérieur à 1 ;
- la porosité  $n$ . Elle est mesurée à l'échelle de l'échantillon. Les vides, plus importants au niveau des parois sont donc pris en compte. Sa valeur est donc directement liée à la déformation volumique. Le calcul du volume des intersections de sphères (ou des intersections sphères – parois) est nécessaire et correspond au volume de deux calottes (représentées sur la figure 2.9). Dans le cas de deux sphères enchevêtrées, de rayons  $R_1$  et  $R_2$  et dont les centres se situent à une distance  $d_{1/2}$ , le volume  $V$  de leur intersection est donné par l'équation 2.25, faisant intervenir les paramètres  $a_i$  et  $S$  définis par les équations 2.26 et 2.27. La porosité obtenue au terme de la phase de grossissement pour  $DR$  quelconque et tel que  $0\% < DR < 100\%$  est notée  $n_0$ .

$$V = \pi \left[ a_1^2 \cdot \left( R_1 - \frac{a_1}{3} \right) + a_2^2 \cdot \left( R_2 - \frac{a_2}{3} \right) \right] \quad (2.25)$$

$$a_i = \frac{S}{2} \cdot \frac{2 \cdot d_{1/2} - 2 \cdot R_i + S}{d_{1/2}} \quad (2.26)$$

$$S = R_1 + R_2 - d_{1/2} \quad (2.27)$$



**Figure 2.9 : Coupe illustrant l'intersection de deux sphères formant deux calottes de part et d'autre du plan (P).**

Précisons que deux assemblées composées d'éléments identiques peuvent présenter les mêmes porosités mais des nombres de coordination différents (voir par exemple Agnolin et Roux, 2005). Il est donc illusoire de vouloir faire une corrélation entre ces deux paramètres.

### 2.4.2 Dispersion des résultats

Cinq échantillons sont générés suivant la procédure exposée dans la partie 2.3.2. L'échantillon se compose de 8000 éléments de deux sphères ayant une angularité de 140% et un rapport de taille entre le plus gros et le petit élément de 2. L'agencement initial aléatoire des éléments est le seul paramètre qui les distingue.

Pour chaque échantillon, on détermine :

- les porosités maximale et minimale ;
- la porosité et le nombre de coordination pour une densité relative donnée de 60% ;
- l'angle de frottement au pic  $\varphi_{pic}$  et le déviateur au pic  $q_{pic}$  ;
- le coefficient de Poisson et le module initial mesurés entre 0,04 et 0,1% de déformation axiale (les valeurs étant moins fiables pour des déformations plus faibles).

Pour ces paramètres, on détermine une moyenne empirique  $m'$  et un écart type  $\sigma$  (ou précision sur la moyenne) en supposant que la densité de probabilité correspond à une loi normale. Alors les valeurs de ces paramètres ont une probabilité de 95% d'être comprises dans l'intervalle  $m' \pm (2\sigma/m')$ . Les résultats sont présentés dans le tableau 2.1. Pour la valeur de porosité maximale, on notera par exemple :

$$n_{max} = 0,503 \pm 0,14\%$$

Les paramètres qui caractérisent la mise en place du matériau ( $n_{max}$ ,  $n_{min}$ ,  $n_0$ ,  $DR$ ,  $z_0$ ) ont une variation très faible puisque le rapport  $2\sigma/m'$  est inférieur à 1%. Les rapports  $2\sigma/m'$  obtenus pour l'angle de frottement et le déviateur au pic sont inférieurs à 1%. Ce rapport est inférieur à 2% pour les mesures du coefficient de Poisson et du module d'élasticité initial.

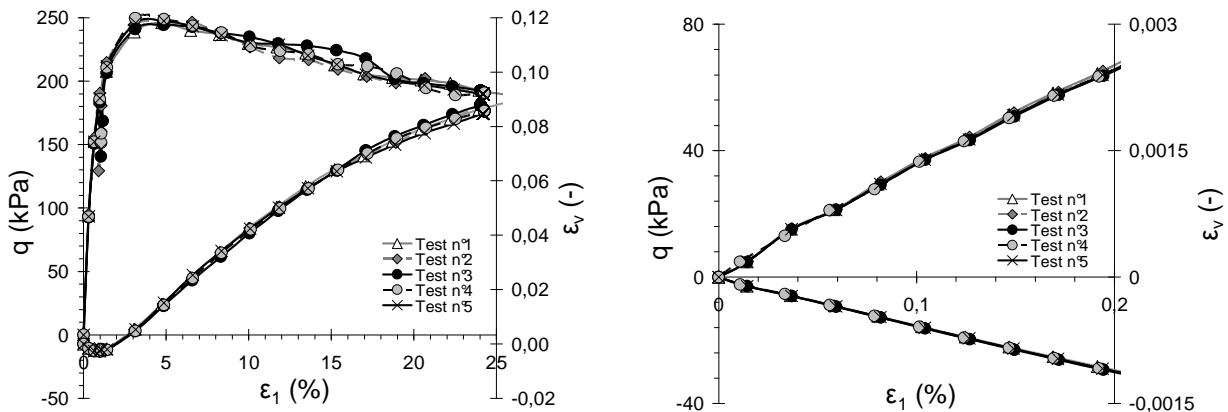
	$n_{max}$ (-)	$n_{min}$ (-)	$n_0$ (-)	$z_0$ (-)	DR (%)	$\varphi_{pic}$ (°)	$q_{pic}$ (kPa)	$\nu_0$ (-)	$E_0$ (MPa)
1	0,503	0,436	0,464	4,59	60,74	37,33	246	0,221	33,6
2	0,504	0,438	0,465	4,58	61,72	37,45	248	0,218	33,0
Test n° 3	0,502	0,437	0,465	4,56	61,13	37,29	246	0,215	32,6
4	0,504	0,438	0,465	4,55	61,83	37,65	251	0,213	34,5
5	0,505	0,438	0,466	4,55	61,12	37,45	248	0,219	32,7
Ecart type $\sigma$	0,0003	0,0003	0,0002	0,007	0,183	0,056	0,8	0,0012	0,31
Moyenne $m'$	0,503	0,437	0,465	4,56	61,31	37,43	248	0,217	33,3
$2\sigma/m'$ (%)	0,14	0,15	0,10	0,31	0,60	0,30	0,65	1,10	1,88

Tableau 2.1 : Synthèse de la dispersion des résultats réalisée sur cinq échantillons.

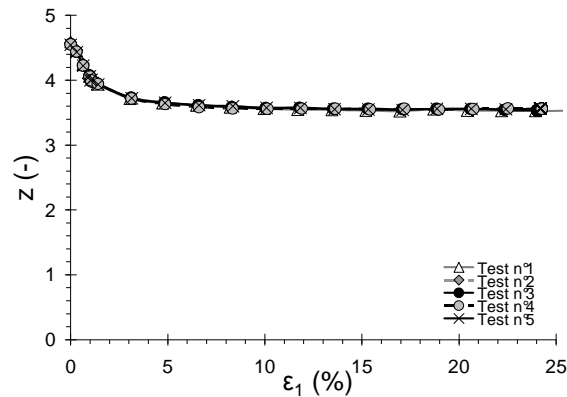


Les figures 2.10 et 2.11 représentent l'évolution du déviateur, de la déformation volumique et du nombre de coordination en fonction de la déformation axiale pour les cinq échantillons. Les courbes macroscopiques présentées sur la figure 2.10 confirment une dispersion très faible des résultats. Il en est de même pour le nombre de coordination sur la figure 2.11.

Finalement, la variabilité des résultats engendrée par la mise en place aléatoire de 8000 éléments est de l'ordre du pourcent pour les paramètres observés. Les courbes macroscopiques confirment une bonne reproductibilité des résultats. Une augmentation du nombre d'éléments au sein du modèle engendrerait une dispersion des résultats plus faibles. La dispersion des résultats obtenue numériquement est inférieure à la dispersion de résultats expérimentaux classiques issus d'essais biaxiaux de révolution sur des géomatériaux naturels (dispersion expérimentale liée à la mise en place du matériau et aux conditions d'essais non idéales). D'autre part, la faible dispersion engendrée par le modèle va permettre de mettre clairement en évidence l'influence de divers paramètres sur le comportement mécanique résultant.



**Figure 2.10 : Réponse macroscopique de cinq échantillons (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=80kPa$ ,  $DR=61\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=140\%$ ,  $E_c=300MPa$ ,  $\alpha=0.2$ ,  $\varphi_\mu=20^\circ$ .**



**Figure 2.11 : Evolution du nombre de coordination pour les cinq échantillons. Paramètres :  $\sigma_3=80kPa$ ,  $DR=61\%$ , Mod. 2R,  $ang=140\%$ ,  $E_c=300MPa$ ,  $\alpha=0.2$ ,  $\varphi_\mu=20^\circ$ .**

### 2.4.3 Influence des paramètres d'environnement

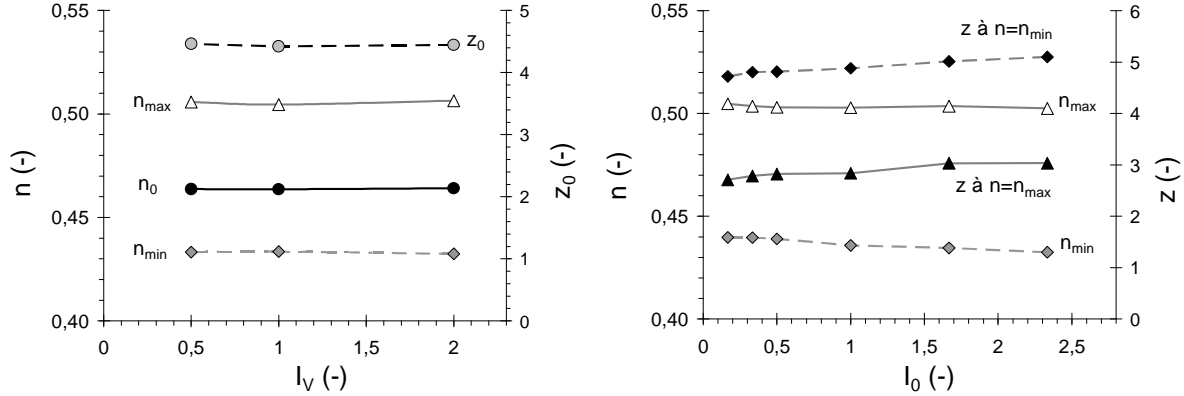
Les paramètres d'environnement ne caractérisent pas le « matériau numérique ». Ils permettent par exemple de définir une procédure de mise en place des éléments (comme la vitesse de grossissement des éléments et la contrainte moyenne  $\sigma_0$ ), d'attribuer des conditions aux limites propres à un essai (la vitesse d'écrasement dans le cas d'une compression triaxiale) ou constituent un artifice numérique favorisant la convergence du modèle (cas de l'amortissement).

Dans cette partie, les principaux paramètres d'environnement sont modifiés d'un essai à l'autre afin de déterminer leur influence sur les courbes macroscopiques du modèle. Ces paramètres, qui ne sont pas propres à l'assemblée granulaire, devront ensuite être déterminés de manière à limiter leur impact sur la réponse numérique. Les résultats présentés concernent des échantillons composés d'éléments de deux sphères et ont été étendus à l'ensemble des éléments utilisés dans le modèle numérique.

#### 2.4.3.1 Les paramètres liés à la mise en place des éléments

Lors de la phase de grossissement des éléments, la vitesse de grossissement est choisie proportionnelle à un coefficient adimensionnel  $I_v$ . Durant les simulations, une augmentation de  $I_v$  induit une vitesse de grossissement plus forte qui engendre un blocage précoce des éléments. Les échantillons obtenus sont alors plus poreux et ont un nombre de coordination plus faible. La figure 2.12 présente les porosités obtenues pour  $DR = 0, 60$  et  $100\%$ , et le nombre de coordination pour  $DR = 60\%$  en fonction de  $I_v$ . Par rapport à une valeur moyenne  $I_v = 1,00$ , on constate qu'une expansion deux fois plus rapide ( $I_v = 2,00$ ) ou deux fois moins rapide ( $I_v = 0,50$ ) n'a pas d'influence majeure sur les porosités obtenues lors de la phase de mise en place des éléments. De la même manière, le nombre de coordination varie peu pour ces valeurs de  $I_v$ . Dans la

suite, les simulations sont menées pour  $I_v = 1,00$ , valeur considérée comme suffisamment faible pour ne pas avoir d'influence sur la mise en place de l'échantillon.



**Figure 2.12 : Influence des coefficients  $I_v$  (à gauche) et  $I_0$  (à droite) sur l'état initial de l'échantillon.**

Le second paramètre sur lequel influe l'utilisateur du modèle lors de la mise en place des éléments est un coefficient adimensionnel  $I_0$ . Il permet de déterminer la contrainte moyenne  $\sigma_0$  par l'équation 2.28 à partir du module de contact moyen des familles d'éléments  $E_{c,m}$ .

$$\sigma_0 = I_0 \cdot \frac{E_{c,m}}{10^4} \quad (2.28)$$

Divers échantillons sont réalisés avec des coefficients  $I_0$  variant de 0,17 à 2,33 (soit  $E_{c,m} = 3 \cdot 10^5 \text{ kPa}$  et des contraintes moyennes variant de 5 à 70kPa). Les porosités minimales et maximales ainsi que les nombres de coordination associés sont présentés sur la figure 2.12. On constate que les porosités diminuent et que les nombres de coordination augmentent lorsque  $I_0$  augmente. Lorsque  $\sigma_0$  varie de 5 à 70kPa, la diminution de  $n_{max}$  vaut 0,0017 et la diminution de  $n_{min}$  vaut 0,067. Les variations des porosités et nombres de coordination ne sont pas négligeables et joueront un rôle sur la réponse du modèle. Afin d'engendrer des échantillons dont la porosité et le nombre de coordination sont indépendants de  $I_0$ , on adopte dans la suite une valeur constante de  $I_0$  pour l'ensemble des simulations. Elle est choisie arbitrairement :  $I_0 = 1,00$ .

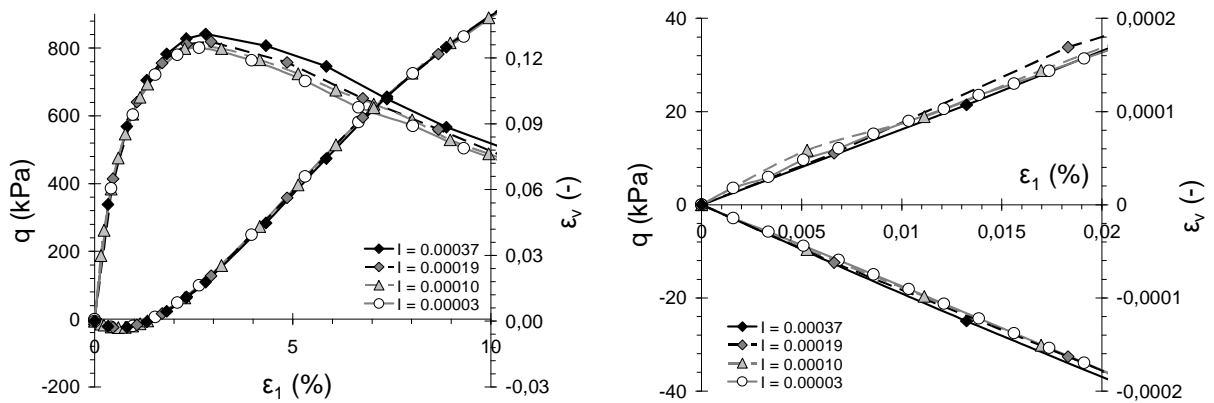
#### 2.4.3.2 Le taux de déformation réduit

Les vitesses imposées aux parois lors de la phase d'écrasement doivent être suffisamment faibles afin de ne pas engendrer d'effets dynamiques et de conserver un régime quasi-statique. Dans cette étude, on veillera simplement à ce que cette vitesse n'influence pas les résultats macroscopiques. La vitesse de déformation axiale est notée  $\dot{\epsilon}_1$ .

Roux (2005) définit le taux de déformation réduit, noté  $I$ , par l'équation 2.29. Ce paramètre s'exprime en fonction de la contrainte moyenne dans l'échantillon  $p$ , la masse moyenne d'un élément  $m$  et sa longueur moyenne  $a$ . Le taux de déformation réduit permet donc d'exprimer la vitesse de déformation par un coefficient adimensionnel. Comme  $I$  évolue durant l'essai, les valeurs utilisées dans la suite seront déterminées en début de phase d'écrasement en prenant  $p = \sigma_3$ .

La figure 2.13 montre l'évolution du déviateur et de la déformation volumique pour différentes valeurs de  $I$ . On constate qu'une augmentation de  $I$  implique une augmentation de la résistance de l'échantillon. Dans la suite, les simulations seront menées avec  $I$  de l'ordre de  $10^{-4}$ .

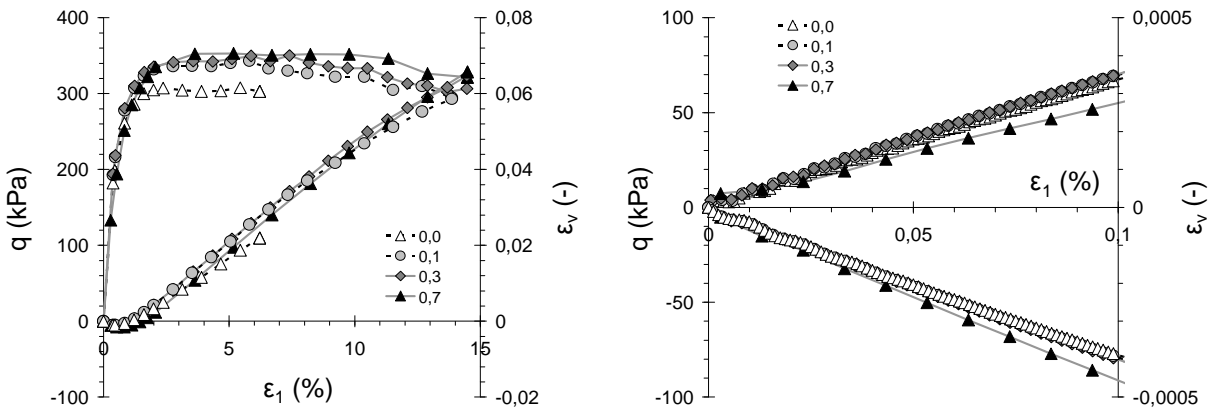
$$I = \dot{\epsilon}_1 \sqrt{\frac{m}{p \cdot a}} \quad (2.29)$$



**Figure 2.13 : Influence du taux de déformation réduit sur la réponse macroscopique d'un échantillon (à gauche) et zoom sur la partie initiale des courbes (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ ,  $DR=100\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=140\%$ ,  $E_c=600\text{MPa}$ ,  $\alpha=1,0$ ,  $\varphi_p=30^\circ$ .**

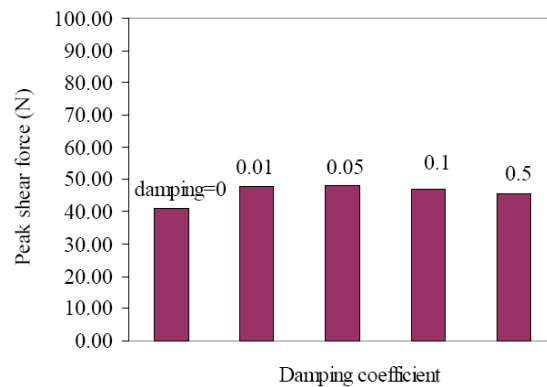
### 2.4.3.3 L'amortissement

Des échantillons composés d'éléments de deux sphères sont mis en place avec un coefficient d'amortissement  $\alpha' = 0,7$ . Des essais triaxiaux sont simulés en utilisant respectivement des valeurs d'amortissement de 0, 0,1, 0,3 et 0,7. Les résultats macroscopiques des essais sont présentés sur la figure 2.14. On constate qu'une valeur non nulle de l'amortissement engendre une augmentation de la résistance de l'échantillon bien que le régime puisse être considéré comme quasi statique.



**Figure 2.14 : Réponse macroscopique du modèle pour des valeurs d'amortissement de 0, 0.1, 0.3 et 0.7 (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ ,  $DR=47\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=140\%$ ,  $E_c=1100\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.5$ ,  $\varphi_\mu=25^\circ$ .**

Cette remarque a également été effectuée par Fu (2005) qui constate une valeur de résistance au pic plus faible lors d'un essai de cisaillement simulé avec une valeur d'amortissement nulle (résultat présenté sur la figure 2.15). En revanche, ces essais ne montrent pas un accroissement systématique de la résistance au cisaillement lors d'une augmentation de l'amortissement.



**Figure 2.15 : Force de cisaillement maximale en fonction de l'amortissement lors de la simulation d'essais de cisaillement direct (d'après Fu, 2005).**

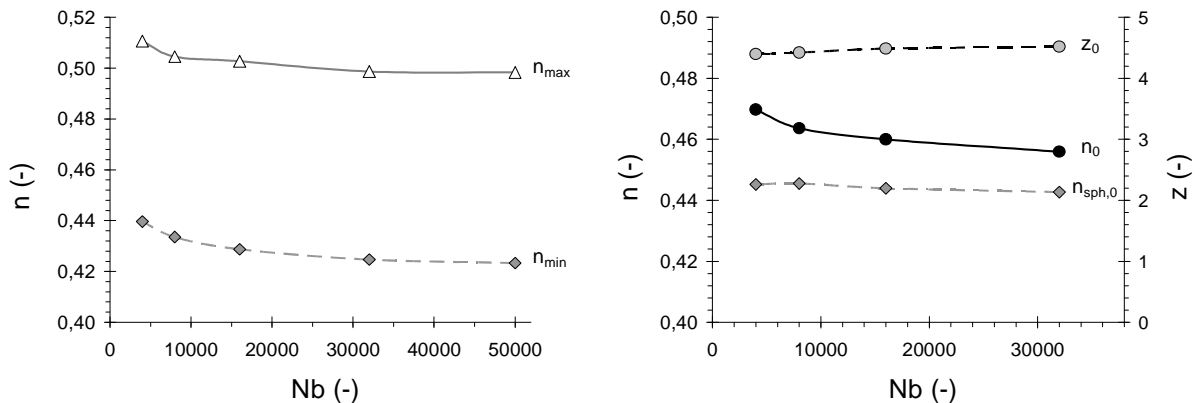
La valeur de l'amortissement ayant une influence non négligeable sur la courbe du déviateur, une valeur constante est maintenue durant l'ensemble des simulations. Elle est prise égale à 0,7.

#### 2.4.4 Nombre d'éléments nécessaires au modèle

Le nombre d'éléments, la forme de la courbe granulométrique et le ratio entre le plus gros et le plus petit élément sont initialement fixés et déterminent la taille des éléments dans le modèle. Le nombre d'éléments composant un échantillon numérique conditionne le temps de calculs du modèle. Cependant, l'utilisation d'un nombre réduit d'éléments tend à modifier la réponse des simulations. Il s'agit donc de déterminer l'influence du nombre d'éléments sur cette réponse. Des essais sont menés pour des échantillons constitués de 4000, 8000, 16000 et 32000 éléments de deux sphères.

La figure 2.16 (à gauche) présente les porosités obtenues pour  $DR = 0\%$  et  $DR = 100\%$ . On constate qu'une augmentation du nombre d'éléments, noté  $Nb$ , engendre une diminution des porosités minimale et maximale. Pour  $DR = 60\%$ , la porosité est mesurée de manière globale ( $n_0$ ) et au cœur de l'échantillon ( $n_{sph,0}$ ). Alors que la première diminue lorsque  $Nb$  augmente, on constate que  $n_{sph,0}$  reste constante sur la figure 2.16 (à droite). En effet, lorsque la mesure de la porosité est effectuée sur l'ensemble de l'échantillon, un nombre réduit d'éléments engendre un volume des vides relativement plus important au niveau des parois.

De ce fait, on constate également une influence de  $Nb$  sur le nombre de coordination (à droite sur la figure 2.16) : lors d'une augmentation de  $Nb$ , le nombre de contacts entre éléments augmentant plus rapidement que le nombre de contacts éléments – parois, la coordinance totale augmente avec le nombre d'éléments.

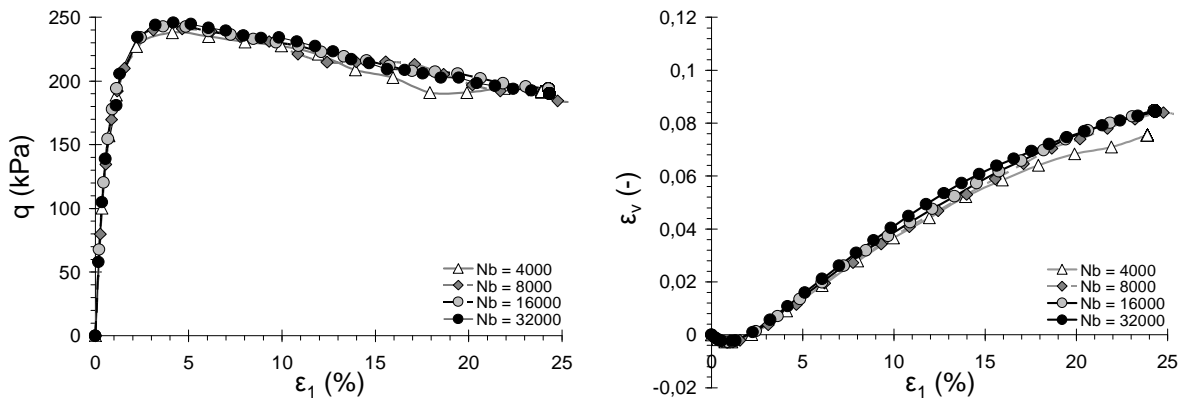


**Figure 2.16 : Influence du nombre d'éléments sur la porosité pour  $DR = 0\%$  et  $100\%$  (à gauche) et sur la porosité et le nombre de coordination initiaux pour  $DR = 60\%$  (à droite). Paramètres : Mod. 2R,  $ang=140\%$ ,  $E_c=300MPa$ ,  $\alpha=0,2$ ,  $\varphi_\mu=20^\circ$ .**

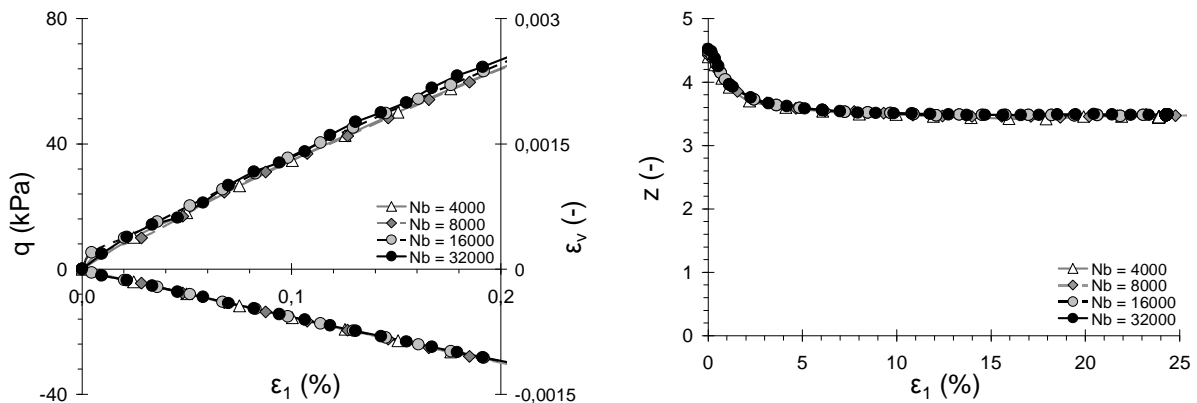
On réalise un essai triaxial pour chacun des échantillons à une densité relative de 60%. Sur la figure 2.17, les résultats macroscopiques montrent une bonne reproduction des résultats au-delà de 8000 éléments. On constate sur la figure 2.18 que le nom-

bre d'éléments influence peu la partie initiale des courbes et l'évolution du nombre de coordination.

Dans la suite, on adoptera un nombre d'éléments valant 8000. Compte tenu des effets de bords, les porosités obtenues pour cet échantillon seront alors plus fortes que pour des échantillons composés d'un nombre élevé d'éléments. Cependant, la différence entre les réponses macroscopiques obtenues pour ces assemblées est suffisamment faible pour être acceptable.



**Figure 2.17 : Evolution du déviateur (à gauche) et de la déformation volumique (à droite) pour des échantillons de 4000, 8000, 16000 et 32000 éléments. Paramètres :  $\sigma_3=80\text{kPa}$ ,  $DR=61\%$ , Mod. 2R,  $\text{ang}=140\%$ ,  $E_c=300\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.2$ ,  $\varphi_\mu=20^\circ$ .**

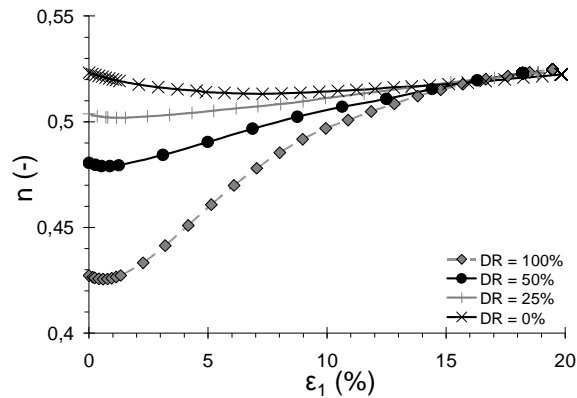


**Figure 2.18 : Evolution du déviateur et de la déformation volumique pour de faibles déformations (à gauche) et du nombre de coordination (à droite) pour des échantillons de 4000, 8000, 16000 et 32000 éléments. Paramètres :  $\sigma_3=80\text{kPa}$ ,  $DR=61\%$ , Mod. 2R,  $\text{ang}=140\%$ ,  $E_c=300\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.2$ ,  $\varphi_\mu=20^\circ$ .**

### 2.4.5 Essais à diverses densités relatives initiales

Quatre essais triaxiaux sont menés pour une contrainte de confinement de 110kPa et des densités relatives respectives de 0, 25, 50 et 100%. Les échantillons sont issus d'une même disposition initiale (avant grossissement) des éléments de deux sphères et d'angularité 140%.

La figure 2.19 présente l'évolution des porosités durant l'essai de compression triaxiale. On constate que les porosités maximale et minimale obtenues sont ici de l'ordre de 0,526 et 0,427. En fin d'essai, la porosité des différents échantillons tend vers une même valeur égale à la porosité maximale pour ces essais. D'autres essais ont permis de conclure que la porosité finale d'un échantillon est en effet indépendante de sa porosité initiale. Cependant, la valeur finale obtenue ne correspond pas toujours à la porosité maximale (un exemple sera donné dans la partie 3.2.4).

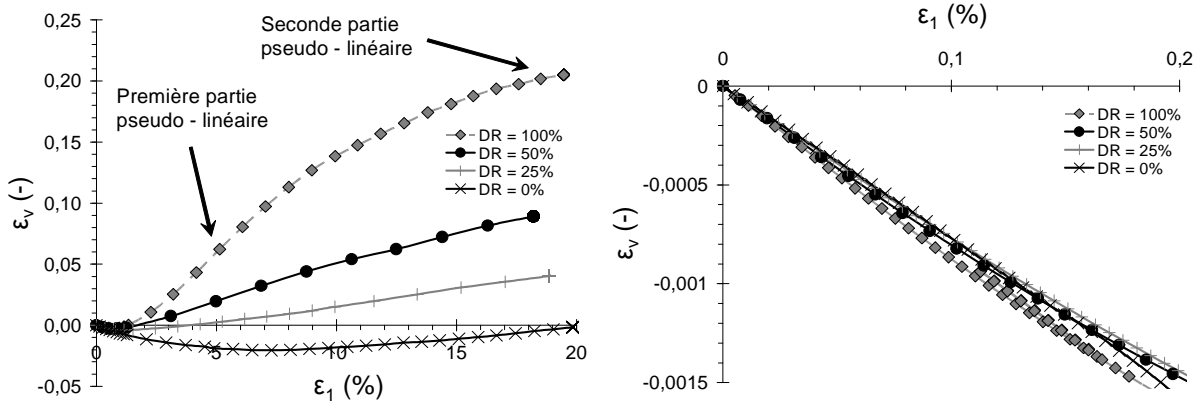


**Figure 2.19 : Evolution de la porosité pour diverses densités relatives initiales. Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ , Mod. 2R, ang=140%,  $E_c=300MPa$ ,  $\alpha=1.0$ ,  $\varphi_\mu=30^\circ$ .**

Les porosités des échantillons numériques n'étant pas toujours du même ordre de grandeur que celles de milieux granulaires naturels, il est préférable de caractériser l'évolution du volume de l'échantillon par la déformation volumique. Sur la figure 2.20 (à gauche), on constate que les échantillons denses engendrent une phase de contractance plus courte et une dilatance plus marquée. Sur la courbe des déformations volumiques, l'angle de dilatance (ou dilatance par abus) d'un échantillon est déterminé au niveau de la première partie pseudo – linéaire de la phase de dilatance. Sur l'exemple, la dilatance est observée entre 4 et 7% de déformation axiale pour  $DR = 100\%$ . On observe une augmentation de la dilatance avec la densité relative initiale.

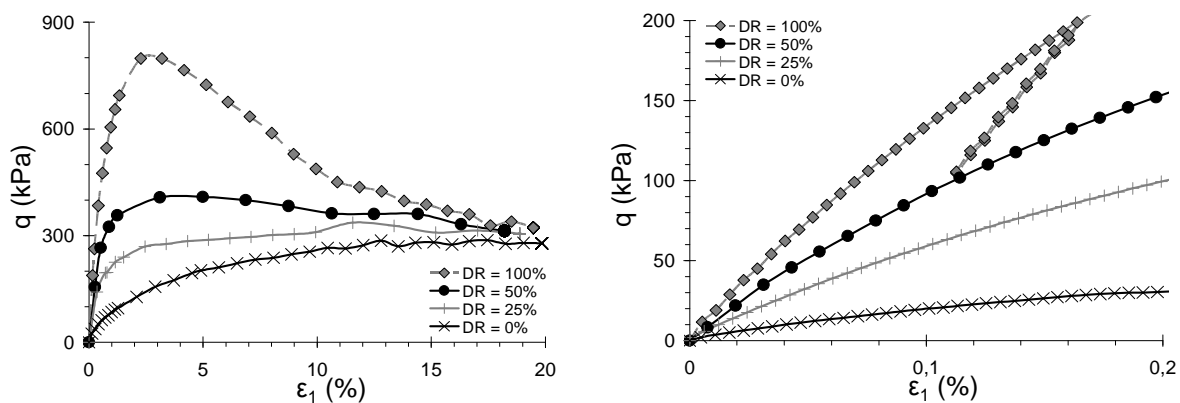
Sur la figure 2.20 (à droite), on observe que le coefficient de Poisson est peu affecté par la densité relative.





**Figure 2.20 : Evolution de la déformation volumique (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite) pour diverses densités relatives initiales. Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ , Mod. 2R, ang=140%,  $E_c=300\text{MPa}$ ,  $\alpha=1.0$ ,  $\varphi_\mu=30^\circ$ .**

L'évolution du déviateur en fonction de la déformation axiale est donnée sur la figure 2.21. Elle montre que la résistance de l'échantillon augmente avec la densité initiale du milieu. Pour une déformation axiale proche de 20%, le déviateur des différents échantillons tend, de la même manière que la porosité, vers une valeur commune. Cette observation rejoint celles d'Alonso-Marroquin (2004), de Kruyt et Rothenburg (2005) et de Powrie *et al.* (2005) pour des modèles d'essais biaxiaux. Les mêmes résultats sont obtenus par Sitharam *et al.* (2002) pour des essais triaxiaux sur des assemblées de sphères et par Ng (2005) pour 11 types de sollicitations différentes sur une assemblée d'ellipsoïdes. Ces auteurs n'ont définis que deux états : lâche et dense.

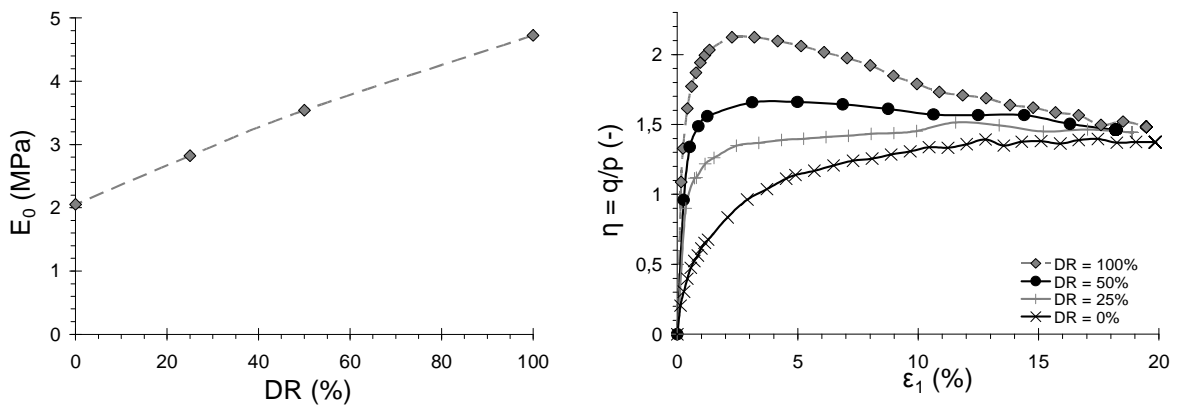


**Figure 2.21 : Evolution du déviateur (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite) pour diverses densités relatives initiales. Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ , Mod. 2R, ang=140%,  $E_c=300\text{MPa}$ ,  $\alpha=1.0$ ,  $\varphi_\mu=30^\circ$ .**

Le zoom sur la partie initiale permet de voir le résultat d'un cycle charge – décharge effectué sur l'échantillon dense. On constate, pour l'ensemble des simulations, que le module caractérisant la pente de ce cycle est sensiblement égal au module initial  $E_0$ . Sur la figure 2.22 (à gauche), on constate que  $E_0$  augmente avec la densité initiale.

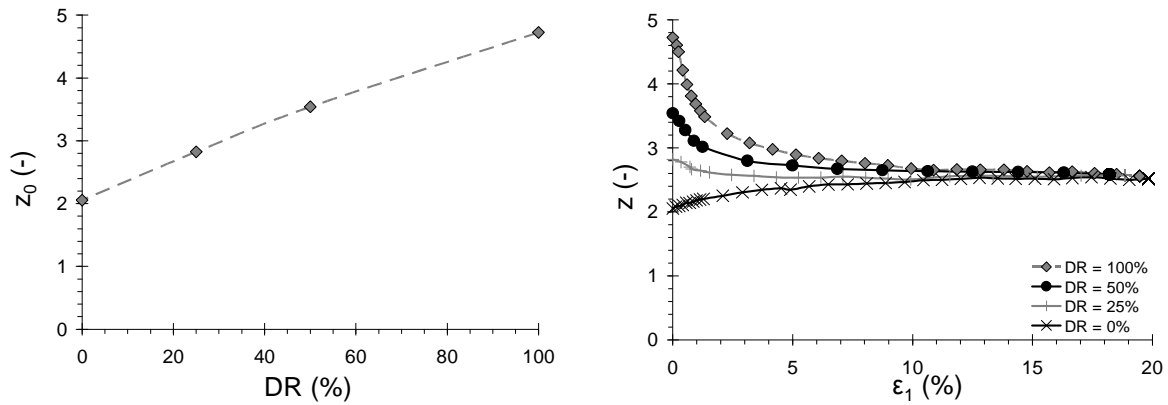
On définit  $\eta$  comme le rapport du déviateur  $q$  par la contrainte moyenne  $p$  (Equ. 2.30). Ce paramètre permet de rendre compte de l'évolution de la résistance axiale de l'échantillon sans dépendance vis-à-vis de la contrainte de confinement (Bia-rez et Hicher, 1994). La figure 2.22 (à droite) donne l'évolution de ce paramètre en vue d'une utilisation ultérieure.

$$\eta = \frac{q}{p} = \frac{q}{\sigma_3 + \frac{q}{3}} \quad (2.30)$$



**Figure 2.22 : Evolution du module initial (à gauche) et du paramètre  $\eta$  (à droite) pour diverses densités relatives initiales. Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ , Mod. 2R,  $ang=140^\circ$ ,  $E_c=300MPa$ ,  $\alpha=1.0$ ,  $\varphi_\mu=30^\circ$ .**

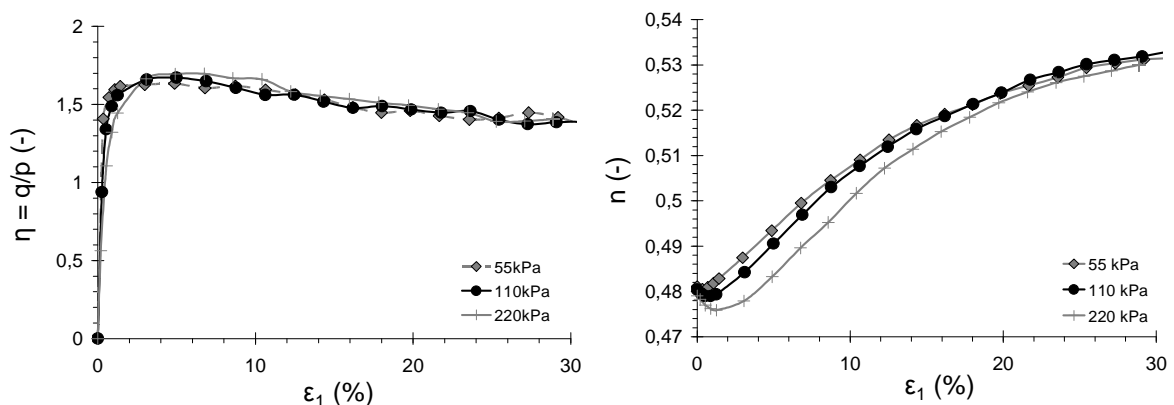
La figure 2.23 présente l'évolution du nombre de coordination en fonction de la densité relative. A l'état initial, les échantillons denses se caractérisent par un nombre de coordination plus élevé. Durant l'essai, le nombre de coordination augmente ou diminue à partir de l'état initial et tend, à l'état résiduel, vers une valeur commune aux différents échantillons.



**Figure 2.23 : Evolution du nombre de coordination  $z$  (à droite) et de sa valeur initiale (à gauche) pour diverses densités relatives initiales. Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ , Mod. 2R,  $\text{ang}=140\%$ ,  $E_c=300\text{MPa}$ ,  $\alpha=1.0$ ,  $\varphi_\mu=30^\circ$ .**

Trois essais triaxiaux sont menés avec des pressions de confinement de 55, 110 et 220kPa. Les figures 2.24 et 2.25 présentent les évolutions de  $\eta$ , de  $n$  et de  $z$  en fonction de la déformation axiale. On constate que l'état résiduel est indépendant de la pression de confinement en ce qui concerne l'état de contrainte et la porosité. Cependant les nombres de coordination obtenus pour une déformation axiale élevée ne convergent pas vers une valeur commune.

Finalement, le déviateur, la porosité et le nombre de coordination des échantillons sont indépendants de la densité relative pour une déformation axiale élevée. La notion d'état critique est satisfaite par le modèle puisque l'état final d'un échantillon est indépendant de sa densité initiale. Cependant, on constate que le nombre de coordination mesuré à l'état résiduel est fonction de la pression de confinement.



**Figure 2.24 : Evolution du paramètre  $\eta$  (à gauche) et de la porosité  $n$  (à droite) pour diverses pressions de confinement. Paramètres :  $DR=50\%$ , Mod. 2R,  $\text{ang}=140\%$ ,  $E_c=600\text{MPa}$ ,  $\alpha=1.0$ ,  $\varphi_\mu=30^\circ$ .**

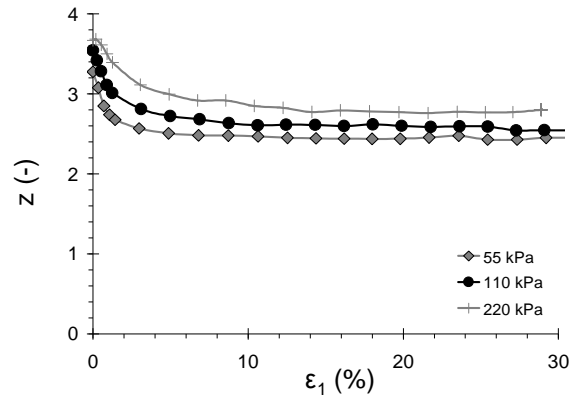


Figure 2.25 : Evolution du nombre de coordination pour diverses pressions de confinement. Paramètres :  $DR=50\%$ , Mod. 2R,  $ang=140\%$ ,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=1.0$ ,  $\varphi_\mu=30^\circ$ .

## 2.5 Essais biaxiaux de révolution et essais triaxiaux

Le modèle développé a pour objectif la prédiction de résultats expérimentaux. Cependant, les essais triaxiaux menés en laboratoire sont en réalité des essais biaxiaux de révolution, c'est-à-dire ayant une géométrie et des conditions aux limites axisymétriques. La comparaison de résultats expérimentaux obtenus pour chaque type d'essai a été menée et résumée dans la partie 1.2.2.2. Des observations concernant l'influence de l'éclatement de l'échantillon et du frottement au niveau des extrémités des échantillons ont également été présentées pour des essais biaxiaux de révolution sur sable.

Cette partie propose de comparer ces observations expérimentales à des observations réalisées à partir du modèle. Pour cela, il s'agit d'abord de simuler les conditions aux limites axisymétriques dans le modèle puis d'introduire la notion de frottement.

### 2.5.1 Modélisation d'essais biaxiaux de révolution

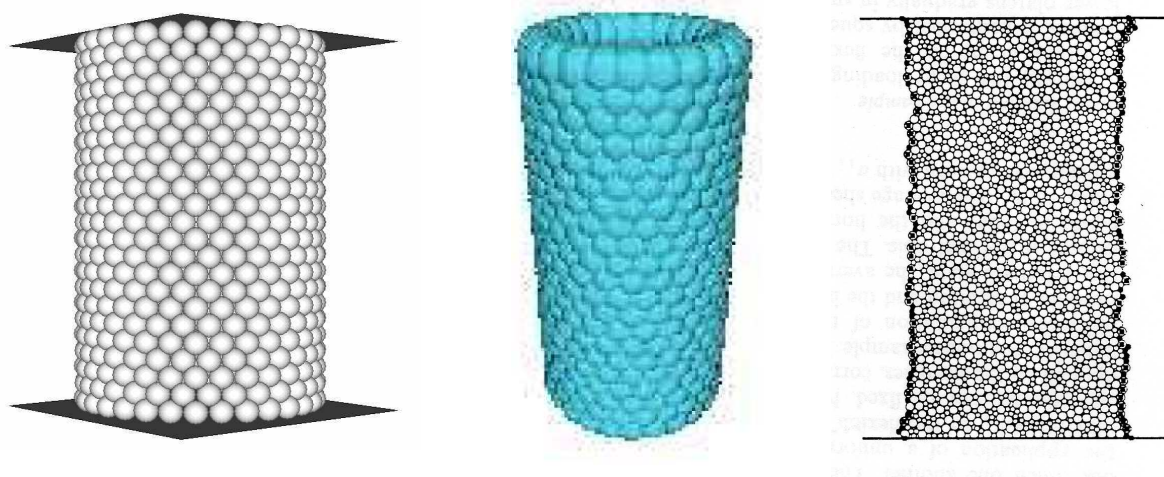
#### 2.5.1.1 Modélisation de la membrane

Lors d'essais biaxiaux de révolution expérimentaux, les contraintes latérales sont appliquées à l'échantillon via une membrane. En modélisation numérique discrète, l'application de ces conditions aux limites s'effectue soit par l'intermédiaire d'éléments spécifiques (qui définissent une membrane), soit directement sur les éléments modélisant le matériau.

Lorsque des éléments spécifiques sont définis pour modéliser la membrane, l'utilisation d'éléments sphériques jointifs est la plus répandue (illustrations sur la figure 2.26). Les essais réalisés par Salot (2004) en 3D ont montré que la compression

axiale associée à une extension orthoradiale de la membrane lors de la phase d'écrasement engendre une rupture de la membrane lorsque des lois de contacts classiques sont conservées entre ces éléments. Fazekas et *al.* (2005) proposent une membrane en 3D composée de sphères se chevauchant et ayant des lois de contacts spécifiques.

L'application des conditions aux limites directement sur les éléments modélisant le matériau (et composant la surface extérieure de l'échantillon) donne des résultats satisfaisants en 2D (voir par exemple les simulations de Bardet et Proubet, 1991). Cui et O'Sullivan (2005) utilisent cette méthode en 3D et proposent également de modéliser seulement un quart de l'échantillon en définissant deux frontières périodiques verticales.



**Figure 2.26 : Modélisation de la membrane par des éléments spécifiques (à droite et au milieu, respectivement extrait de Salot 2004 et Fazekas et *al.* 2005) et des éléments de l'échantillon (à gauche, d'après Bardet et Proubet, 1991).**

L'approche retenue dans cette partie est différente et s'appuie sur les travaux de Le Hello (2007) qui introduit des éléments finis déformables de type « nappe » au sein du code de calcul SDEC. La figure 2.27 représente une interaction entre des éléments discrets (« particules de sol ») et des éléments nappe. Les éléments nappe sont assimilés à des éléments discrets déformables et définis par trois nœuds. Leur comportement est régi par le principe fondamental de la dynamique qui est appliqué à chaque nœud.

Ces éléments nappe sont utilisés afin de modéliser la membrane. La figure 2.28 représente les éléments nappe formant la membrane ainsi que les éléments discrets modélisant le matériau granulaire à différentes étapes de la simulation. Lors de la mise en place des éléments, la membrane est fixe. Elle est libre au cours des phases de confinement et d'écrasement et la contrainte de confinement est appliquée au niveau des nœuds de la membrane.

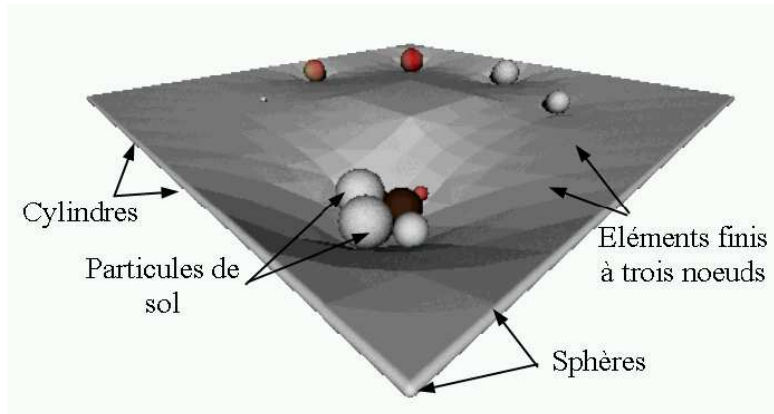


Figure 2.27 : Interaction entre des éléments modélisant le sol et des éléments nappe (d'après Le Hello, 2007).

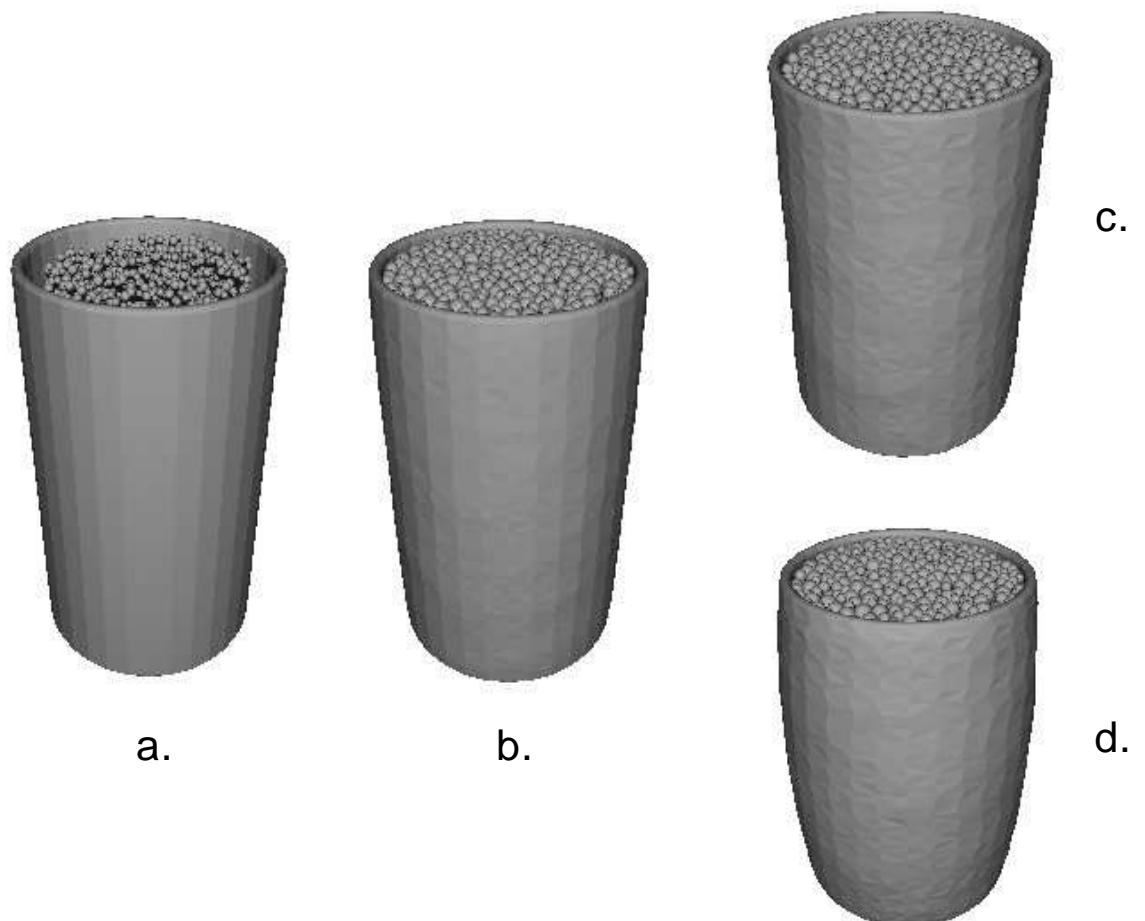


Figure 2.28 : Représentation du modèle avant la phase de mise en place (a), après la phase de confinement (b) et durant l'écrasement pour les cas sans frettage (c) et avec frettage (d).

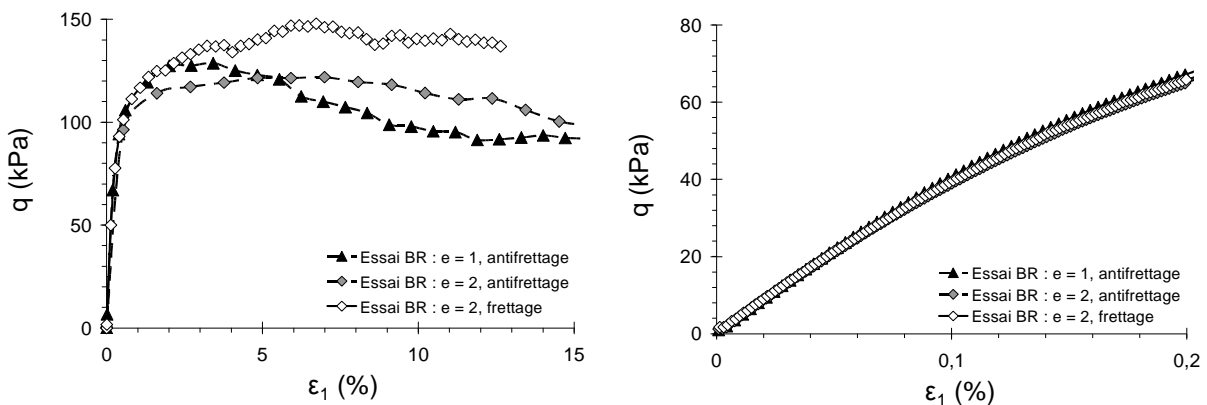
### 2.5.1.2 Influence de l'élancement et du frottage

Afin d'appréhender l'influence de l'élancement et du frottage sur le comportement macroscopique d'une assemblée granulaire, des simulations de l'essai biaxial de révolution ont été mises en œuvre. Les plateaux sont non frottants et lorsque tous les éléments de la membrane sont libres de se déplacer dans le plan horizontal, on suppose que le modèle simule un cas sans frottage. Le frottage qui correspond expérimentalement au frottement des plateaux sur le sol à son contact, a été simulé en bloquant les déplacements latéraux des nœuds des éléments nappe situés aux extrémités de la membrane.

Des essais sont réalisés avec un élancement (rapport de la hauteur de l'échantillon par son diamètre)  $e = 1$  puis  $e = 2$  sans frottage (antifrottage). Un autre essai est réalisé avec  $e = 2$  et avec frottage. Ces essais sont menés sur des assemblées de 8000 sphères dont les paramètres sont similaires.

Les figures 2.29 et 2.30 présentent l'évolution des déviateurs et des déformations volumiques pour chaque essai. On constate que l'élancement et le frottage ne modifient pas le module d'élasticité initial et le coefficient de Poisson. L'allure des courbes de déformations volumiques est globalement proche. En revanche, le frottage et l'élancement influent sur la réponse du déviateur.

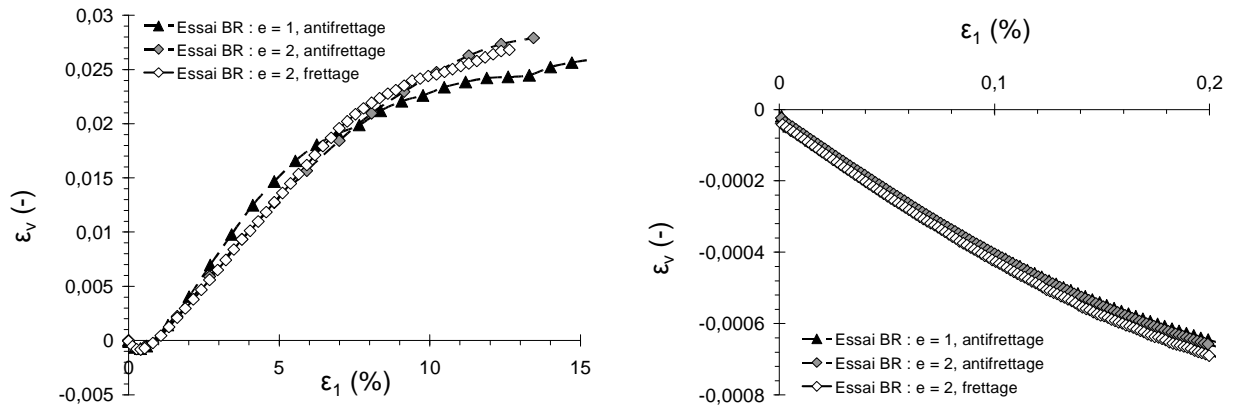
Le frottage engendre une augmentation de la résistance (au pic et à l'état résiduel) qui s'explique par des efforts supplémentaires créés aux extrémités de l'échantillon par le frottement (dans l'expérience) ou le serrage (dans le modèle) des éléments. Les résultats précédents correspondent partiellement aux observations expérimentales effectuées par Colliat-Dangus (se reporter à la partie 1.2.2.2) puisqu'il constate une augmentation de la résistance au pic avec le frottage.



**Figure 2.29 : Influence de l'élancement et du frottage sur l'évolution du déviateur (à gauche) et zoom sur la partie initiale des courbes (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=100\text{kPa}$ , Mod. 1R,  $E_c=600\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**

L'élancement de l'échantillon au sein du modèle influe principalement sur la résistance au pic et sa diminution est à l'origine d'un pic plus marqué. Cette tendance

observée sur les roches et les bétons est cependant en opposition avec les travaux de Colliat-Dangus cités précédemment. Des études complémentaires portant sur la rupture et les phénomènes de localisation au sein du modèle pourraient apporter un éclairage nouveau à cette problématique.



**Figure 2.30 : Influence de l'élancement et du frettage sur l'évolution de la déformation volumique (à gauche) et zoom sur la partie initiale des courbes (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=100kPa$ , Mod. 1R,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**

### 2.5.2 Résultats comparés des simulations d'essais biaxiaux de révolution et d'essais triaxiaux

Des essais triaxiaux (ou essais Tritri) et des essais biaxiaux de révolution (notés BR et réalisés sans frettage pour  $e = 1$ ) sont réalisés sur des assemblées granulaires similaires. Les figures 2.31 et 2.32 présentent l'évolution des déviateurs et des déformations volumiques obtenues. On constate que les essais biaxiaux de révolution engendrent :

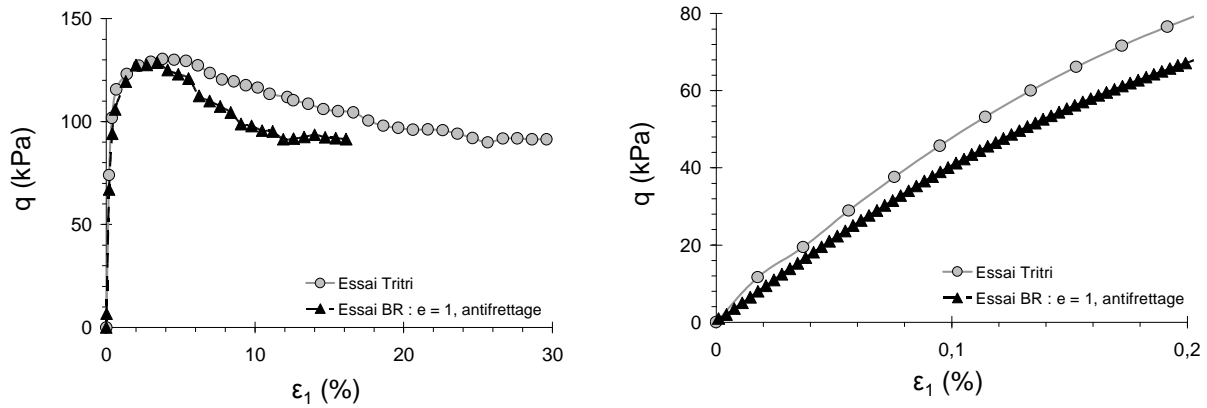
- une légère diminution du module d'élasticité initial ;
- un état résiduel précoce.

La première observation est conforme aux essais expérimentaux de Degny (partie 1.2.2.2) tandis que la seconde propose une tendance inverse. Cependant il est évident que la présence de la membrane favorise une rupture fragile qui implique un état résiduel précoce. On peut supposer que les parois rigides pour les essais Tritri engendrent une déformation volumique plus marquée pour de fortes déformations axiales en limitant les phénomènes de localisation et en contribuant à la diffusion de la rupture.

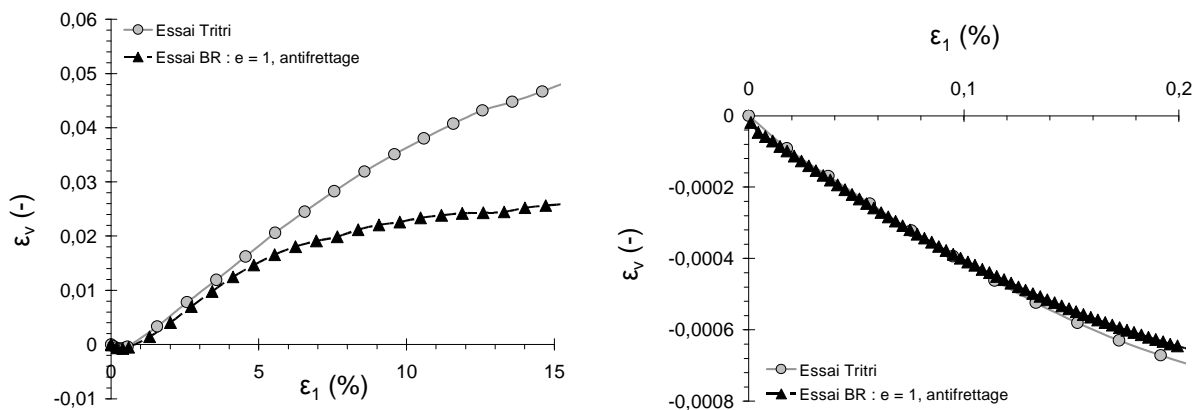
Les éléments nappes engendrent des temps de calculs élevés (plus de 50% d'augmentation avec un nombre réduit d'éléments nappes) puisqu'ils nécessitent une recherche de contacts nappe / sphères, le calcul des surfaces des nappes lors de



l'application de la contrainte de confinement et la réactualisation des matrices de comportement pour la prise en considération du comportement élastique des éléments nappes. C'est pourquoi il est préférable de réaliser des essais triaxiaux vrais.



**Figure 2.31 : Comparaison des déviateurs pour un essai triaxial et un essai biaxial de révolution (à gauche) et zoom sur la partie initiale des courbes (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=100kPa$ , Mod. 1R,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**



**Figure 2.32 : Comparaison des déformations volumiques pour un essai triaxial et un essai biaxial de révolution (à gauche) et zoom sur la partie initiale des courbes (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=100kPa$ , Mod. 1R,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**

## 2.6 Conclusion

Ce chapitre décrit le modèle numérique et qui est utilisé pour l'ensemble des simulations. Il est basé sur la dynamique moléculaire. Des formes non sphériques simples ont été créées par assemblage de sphères dont l'aspect plus ou moins concave et l'élanement sont gérés par le paramètre angularité. Les sphères favorisent une détec-

tion rapide des contacts, facilitent la représentation des imbrications par l'utilisateur et influent sur la résistance des échantillons. Les formes des éléments étant très éloignées des formes réelles de grains de sols, les porosités des échantillons numériques et expérimentaux ne peuvent pas être directement comparées.

Pour caractériser la compacité des échantillons numériques nous avons introduit la notion de densité relative. Celle-ci a été établie à partir des porosités minimales et maximales obtenues suivant une procédure de calcul précise et reproductible. On a montré que la notion d'état critique est valable pour le modèle lors d'essais de compression triaxiale et que l'angle de frottement macroscopique, la porosité et le nombre de coordination obtenus à l'état résiduel sont indépendants de la densité relative initiale des échantillons.

Parmi les paramètres du modèle, on a distingué les paramètres géométriques et micromécaniques des éléments qui caractérisent le matériau virtuel des autres paramètres nommés paramètres d'environnement. Lors de la simulation d'essais triaxiaux, l'influence des paramètres sur la réponse macroscopique est testée. On constate ainsi que :

- la vitesse de grossissement, la vitesse d'écrasement et le nombre d'éléments, ont une influence très faible sur les résultats macroscopiques s'ils sont correctement choisis ;
- la contrainte moyenne adoptée lors de la phase de grossissement (ou indirectement le coefficient  $I_0$ ) et l'amortissement local non visqueux ont une influence non négligeable sur la réponse du modèle.

On s'assure également d'une bonne reproductibilité des essais en étudiant la dispersion des résultats et d'une homogénéité satisfaisante des échantillons en représentant l'orientation des contacts.

La modélisation d'un essai biaxial de révolution a permis de tester l'influence de l'élanement et du frottement puis de comparer les résultats avec ceux d'un essai triaxial. Au terme des essais, les réponses obtenues ont montré des différences, pas toujours en accord avec certains résultats expérimentaux, qui pourraient trouver des explications avec une analyse des phénomènes de localisation et de diffusion de la rupture.



## Chapitre 3

# Modélisation d'essais de compression triaxiale sur matériaux homogènes

### 3.1 Introduction

### 3.2 Influence des paramètres géométriques et micromécaniques sur la réponse des modèles à rotations libres

- 3.2.1 Influence de l'angularité sur la réponse du modèle
- 3.2.2 Influence du modèle d'éléments sur la réponse macroscopique
- 3.2.3 Influence de la distribution granulométrique au sein du modèle
  - 3.2.3.1 *Forme de la courbe granulométrique*
  - 3.2.3.2 *Etalement de la courbe granulométrique*
  - 3.2.3.3 *Essais à porosité initiale constante*
  - 3.2.3.4 *Essais complémentaires*
- 3.2.4 Influence de l'angle de frottement microscopique
- 3.2.5 Influence du module de contact
- 3.2.6 Influence du paramètre alpha
- 3.2.7 Procédure de calibration des paramètres micromécaniques et géométriques à partir de données expérimentales
  - 3.2.7.1 *Synthèse de l'étude paramétrique*
  - 3.2.7.2 *Procédure de calibration micro - macro*

### 3.3 Modèles à rotations bloquées

- 3.3.1 Notion d'état critique
- 3.3.2 Influence de l'angularité sur la réponse du modèle
- 3.3.3 Influence de l'angle de frottement microscopique sur la réponse macroscopique
- 3.3.4 Limites du blocage des rotations dans le processus de calibration
- 3.3.5 Comparaison avec les modèles à rotations libres
- 3.3.6 Synthèse

### 3.4 Application à la prédiction de résultats expérimentaux

- 3.4.1 Résultats expérimentaux
  - 3.4.1.1 *Caractérisation du sable de Ticino*
  - 3.4.1.2 *Résultats des essais biaxiaux de révolution*
- 3.4.2 Présentation des modèles numériques et résultats des simulations
  - 3.4.2.1 *Présentation des modèles et rappel de l'approche envisagée*
  - 3.4.2.2 *Modèle 2R*
  - 3.4.2.3 *Modèle 3R*
  - 3.4.2.4 *Modèle 2N*
  - 3.4.2.5 *Comparaison avec les résultats obtenus au Politecnico di Milano*
- 3.4.3 Observations sur le critère de rupture des matériaux granulaires
- 3.4.4 Conclusions sur l'aspect prédictif des modèles

### 3.5 Conclusion

---

### 3.1 Introduction

L'objectif du travail de modélisation est de reproduire des résultats expérimentaux d'essais biaxiaux de révolution à partir du modèle numérique basé sur la méthode des éléments discrets. Il s'agit dans un premier temps de déterminer les paramètres du modèle de manière à reproduire un essai expérimental dit « essai de référence » réalisé à une densité relative et une pression de confinement données. La densité relative et la pression de confinement sont ensuite modifiées et la réponse obtenue est comparée à celle de l'expérience.

La procédure qui permet le choix de paramètres optimaux est nommée procédure de calibration. Elle mène à la détermination des paramètres micromécaniques et géométriques du modèle qui permettent la meilleure corrélation entre les réponses numériques et expérimentales (en terme de courbes déviateur – déformation axiale et déformation volumique – déformation axiale) pour l'essai de référence. Cette procédure de calibration est établie sur la base d'une étude paramétrique présentée en début de chapitre et portant sur l'influence des paramètres géométriques (forme et angularité) et micromécaniques de contact sur la mise en place des éléments (porosité et densité relative) et sur la réponse macroscopique des simulations triaxiales.

L'une des conséquences de la modification des formes et de l'angularité des éléments est une limitation de la rotation des éléments lors des simulations triaxiales. Ceci a pour conséquence une augmentation conséquente de la résistance apparente des échantillons. Une étude sur un modèle interdisant la rotation des éléments est menée dans la deuxième partie du chapitre. Elle permet d'aborder un modèle alternatif à celui proposé, mais fournit aussi des informations sur l'importance des rotations au sein du modèle.

Enfin, après calibration des paramètres du modèle numérique sur l'essai de référence, des simulations numériques sont menées pour différentes densités relatives et pressions de confinement. La comparaison des résultats numériques et expérimentaux permet de conclure sur la capacité des modèles testés à prédire le comportement mécanique du matériau à divers états de densité. Cette partie du travail s'inscrit directement dans le projet GéoDis, financé par la région Rhône – Alpes et qui a réuni divers laboratoires de recherche (LTDS de l'école centrale de Lyon, LMGC de l'université Montpellier 2, Politecnico di Milano, l'équipe ETNA du CEMAGREF de Grenoble, LIRIGM et L3S de l'université Grenoble 1) afin d'étudier la capacité de divers modèles à simuler le comportement mécanique d'un matériau granulaire.

## 3.2 Influence des paramètres géométriques et micromécaniques sur la réponse des modèles à rotations libres

La forme des éléments et les paramètres de contacts ont un rôle dans l'imbrication et l'arrangement initial des éléments au sein de l'échantillon. Ils influent donc sur les différents états de porosité et les nombres de coordination. Les valeurs des porosités et du nombre de coordination initiaux permettent d'expliquer, indirectement, l'influence de la géométrie des éléments sur la réponse macroscopique des échantillons lorsqu'ils sont soumis à une compression triaxiale.

Trois paramètres caractérisent la géométrie des éléments : l'angularité, le modèle d'élément et la taille définie à partir d'une répartition granulométrique (partie 2.3.1). Les paramètres micromécaniques (ou paramètres de contacts) sont l'angle de frottement microscopique  $\varphi_\mu$ , le module de contact  $E_c$  et le paramètre  $\alpha$ . Les modèles à rotations libres composés d'éléments d'une, de deux, de trois ou de quatre sphères sont respectivement notés  $1R$ ,  $2R$ ,  $3R$  et  $4R$ .

L'influence de l'ensemble de ces paramètres est étudiée dans cette partie. Pour cela, les paramètres sont testés un à un sur des assemblées de densités relatives égales. On étudie l'influence de chacun de ces paramètres au terme de la phase de mise en place d'un échantillon puis lors de la compression triaxiale. Les observations sont le plus souvent effectuées sur un modèle  $2R$  mais sont transposables au modèle  $3R$ .

Une procédure de calibration est ensuite mise en place afin de déterminer les valeurs des paramètres micromécaniques et géométriques qui permettront une prédiction optimale des réponses expérimentales.

### 3.2.1 Influence de l'angularité sur la réponse du modèle

L'angularité caractérise l'aspect concave et l'allongement des éléments. Une importante concavité va limiter le roulement des éléments et engendrer une modification du comportement mécanique de l'échantillon. Des essais sont menés pour cinq valeurs d'angularité (0, 20, 60, 100 et 140%) et des éléments composés de deux sphères (modèle  $2R$ ).

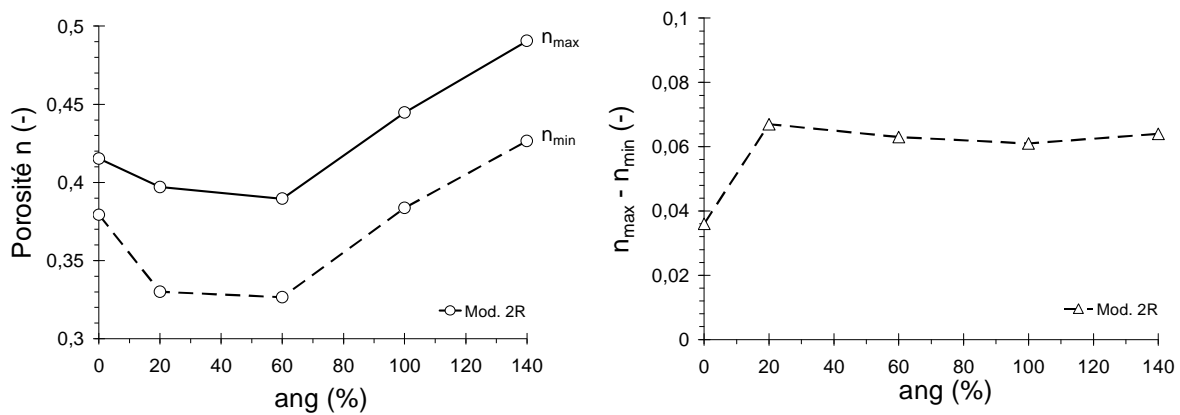
#### 3.2.1.1 Influence sur la mise en place des éléments et les porosités

Les porosités minimales et maximales obtenues sont reportées en fonction de l'angularité sur la figure 3.1 (à gauche). Pour de faibles valeurs ( $< 20\%$ ), une augmentation de l'angularité engendre une diminution des porosités. L'obtention d'éléments allongés mais à la forme suffisamment proche d'une sphère permet un meilleur remplissage des vides qu'une assemblée de sphères ( $ang = 0\%$ ).

Pour des angularités supérieures à 60%, l'effet de forme engendre une augmentation des porosités. Pour des angularités supérieures à 100%, le volume de vide

présent entre les deux sphères d'un même élément est à l'origine d'une augmentation de porosité.

La différence entre les porosités maximale et minimale apparaît quasi constante pour une angularité supérieure à 20% (figure 3.1, à droite). La différence de comportement obtenue entre une angularité nulle et de 20% peut-être liée à un roulement important des éléments sphériques qui favorise le réarrangement et génère ainsi une porosité maximale très faible. On a constaté par ailleurs, que ce mécanisme de roulement a un rôle prédominant lorsque le frottement microscopique est important et négligeable à frottement nul. Une angularité très faible (20%) suffirait donc à limiter le phénomène de roulement et permettrait d'obtenir un écart entre les porosités minimales et maximales quasi constant pour des angularités plus fortes.



**Figure 3.1 : Influence de l'angularité sur les porosités minimale et maximale (à gauche) et leur différence (à droite). Paramètres : Mod. 2R,  $E_c=600\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_p=15^\circ$ .**

Sur la figure 3.2 (à gauche), le nombre de coordination est présenté en fonction de l'angularité pour des porosités minimales et maximales.

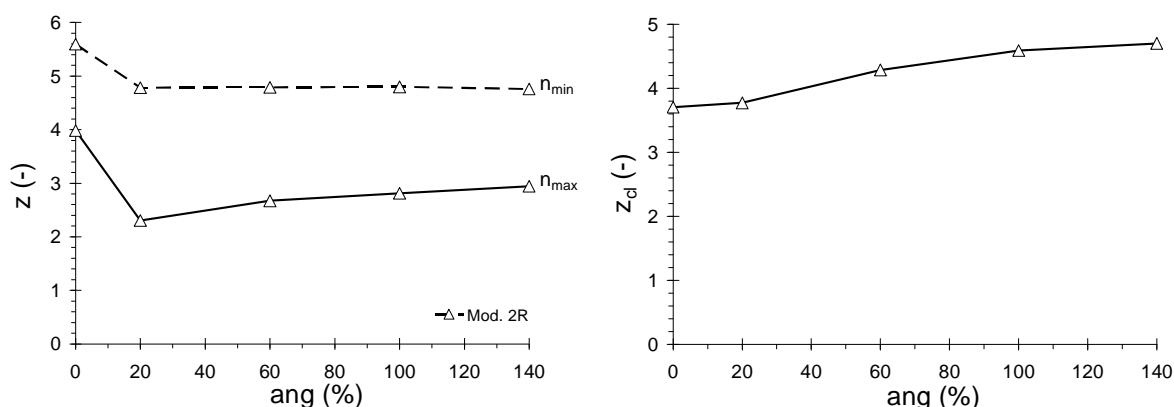
A porosité maximale, on constate une augmentation du nombre de coordination  $z$  à partir de 20% d'angularité, causée par l'augmentation du nombre de voisins par éléments  $z_{cl}$  (figure 3.2, à droite). Dans un état lâche, une assemblée composée d'éléments a donc besoin, pour atteindre un état de contrainte donné, de développer un réseau de contacts d'autant plus important que l'angularité est grande.

A porosité minimale, le nombre de coordination apparaît constant pour des angularités supérieures à 20%. Ce résultat surprend pour un échantillon dense, puisque la surface des sphères présentant une probabilité de contacts est faible pour une angularité de 20% et élevée pour une angularité de 140%.

Sherwood (1997) a étudié la compacité d'assemblées monodisperses composés de sphéroïdes (ou ellipsoïde de révolution) non ordonnés (voir la partie 2.3.2.3). La porosité minimale est recherchée pour ces assemblées et les résultats montrent qu'un étirement ou un aplatissement des sphères (devenant ainsi des sphéroïdes) engendre

d'abord une diminution puis une augmentation de la porosité minimale. Donev et *al.* (2004) confirment expérimentalement ces résultats et constatent parallèlement une augmentation du nombre de coordination au sein de l'assemblée puis une stabilisation de celui-ci.

Les résultats obtenus par le modèle à porosité minimale (diminution puis augmentation de la porosité avec l'angularité, augmentation de  $z_{cl}$ ) sont en accord avec les observation précédentes. Donev et *al.* (2004) expliquent qu'une augmentation du nombre de coordination est nécessaire pour éliminer les degrés de libertés supplémentaires que possèdent les sphéroïdes par rapport aux sphères (autrement dit pour assurer l'équilibre des moments) et que cette recherche de contacts passe inéluctablement par une densification de l'échantillon.



**Figure 3.2 : Influence de l'angularité sur le nombre de coordination  $z$  à porosités minimale et maximale (à droite) et sur le nombre de voisins par élément  $z_{cl}$  à porosité maximale (à gauche). Paramètres : Mod. 2R,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**

Les éléments d'angularité 100% sont composés de deux sphères tangentes. Si on compare les porosités minimales obtenues pour des angularités nulles et de 100% (figure 3.1 à gauche et tableau 3.1), on constate que ces valeurs sont très proches (même si leur différence n'est pas le résultat de la dispersion). Pour un frottement microscopique nul, le réarrangement des éléments composés de deux sphères tangentes est donc suffisant pour atteindre quasiment la même porosité qu'une assemblée de sphères seules. Ce réarrangement est lié à la géométrie des éléments qui ne limite pas les rotations autour de l'axe passant par les centres de ses sphères.

$ang$ (%)	Etat dense		Etat lâche	
	$n_{min}$	$z_{sph}$	$n_{max}$	$z_{sph}$
0	0,379	5,60	0,415	3,89
100	0,384	5,80	0,445	3,90

**Tableau 3.1 : Comparaison des porosités et nombres de coordination modifiés pour des géométries d'éléments proches à porosités minimale et maximale.**



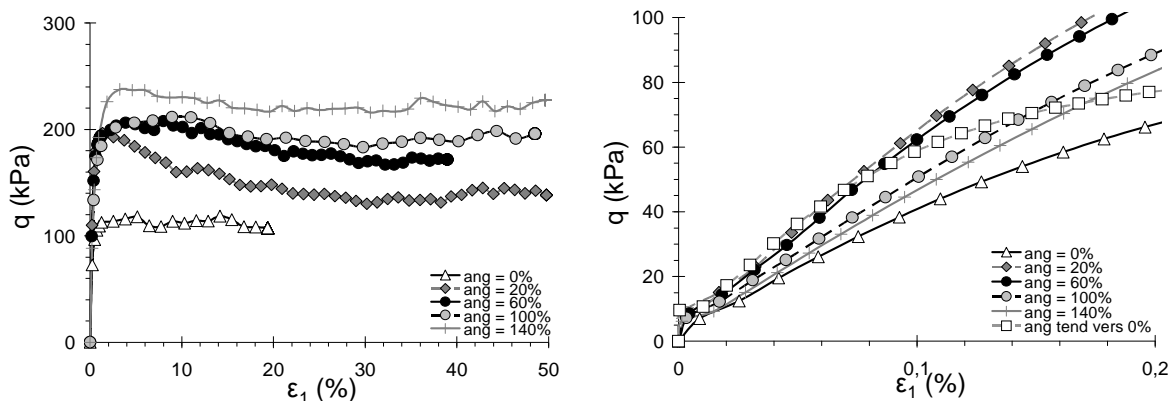
On peut également comparer le nombre de contacts par sphère en ajoutant les contacts entre les sphères d'un même élément. On note ce nombre de coordination « modifié »  $z_{sph}$ . Il est plus élevé pour une angularité de 100% (tableau 3.1). Les deux échantillons ne sont pas dans un état identique.

A porosité maximale, on constate que malgré une porosité plus forte, le réseau de contact « modifié » s'est développé de la même manière pour une angularité de 100% que pour l'assemblée de sphères. Des essais complémentaires sont nécessaires pour déterminer si le nombre de coordination est un paramètre indépendant de l'angularité à l'état lâche.

### 3.2.1.2 Influence sur la réponse macroscopique des essais triaxiaux

Pour déterminer l'influence de la forme des éléments sur le comportement macroscopique des assemblées granulaires, des simulations numériques de l'essai triaxial ont été menées sur les échantillons étudiés précédemment. Pour permettre une comparaison quantitative des résultats, les simulations numériques ont été réalisées sur des échantillons mis en place à des densités relatives de 50% (donc à des porosités initiales différentes). Pour toutes les simulations, les paramètres micromécaniques restent inchangés ( $E_c = 600MPa$ ,  $\alpha = 0.1$  et  $\phi_\mu = 15^\circ$ ) et la contrainte de confinement est de 110kPa. Les résultats obtenus avec le modèle 2R pour plusieurs valeurs de l'angularité sont comparés entre eux sur les figures 3.3 et 3.4 (déviateur  $q$  et variation de volume  $\varepsilon_v$  en fonction de  $\varepsilon_1$ ).

On constate une augmentation des déviateurs au pic et résiduel avec l'angularité sur la figure 3.3 (à gauche). Ceci est lié à une meilleure imbrication des éléments entre eux du fait de l'accroissement de la concavité des éléments en fonction de l'angularité. Avec le modèle 2R, les angles de frottement résiduels sont respectivement de  $20^\circ$  pour une angularité nulle (éléments parfaitement sphériques),  $28^\circ$  pour une angularité de 100% (sphères tangentes) et  $31^\circ$  pour une angularité de 140%.

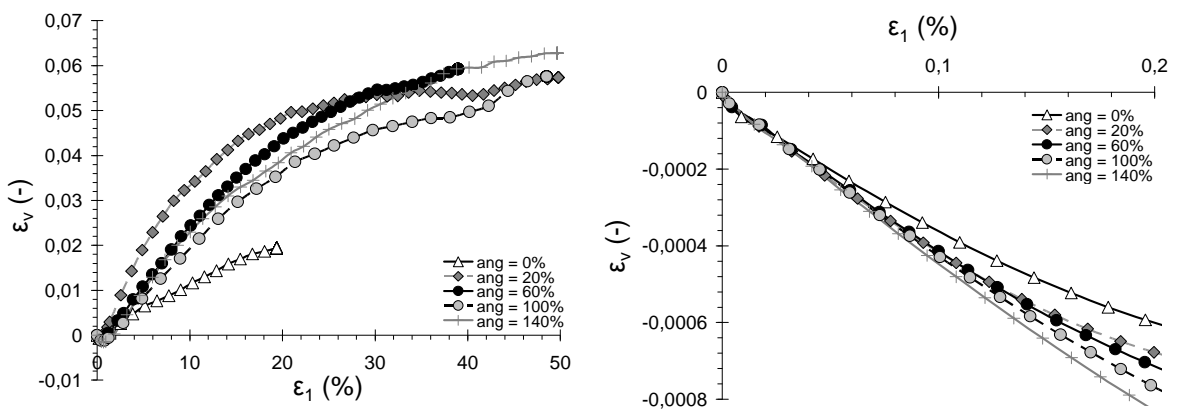


**Figure 3.3 : Réponse du déviateur pour diverses angularités (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ ,  $DR=50\%$ , Mod. 2R,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\phi_\mu=15^\circ$ .**

L'augmentation du déviateur au pic avec la distance séparant le centre des sphères composant un élément a également été mis en évidence par Asaf et *al.* (2006) lors de la simulation 2D d'essais biaxiaux. Cependant, le manque d'informations sur l'arrangement initial des éléments ne permet pas une comparaison quantitative des résultats.

La figure 3.3 (à droite) montre que le module initial diminue lorsque l'angularité augmente au-delà de 20%. Cette observation est contraire aux observations classiques qui montrent une augmentation du module initial avec le nombre de coordination. La forme des éléments joue donc un rôle prépondérant sur la valeur du module d'élasticité initial. D'autre part, on note une discontinuité des résultats entre le modèle de sphères simples et le modèle 2R lorsque l'angularité tend vers 0%. Dans ce dernier cas, malgré la forme quasi – sphérique des éléments, il se crée des contacts multiples entre voisins, ce qui contribue à raidir l'échantillon. Malgré cela, les porosités minimale, maximale et le nombre de contacts par éléments sont similaires pour les deux modèles (à titre indicatif, les comportements post pic le sont également car les paramètres de rigidité ne jouent aucun rôle sur ces phases).

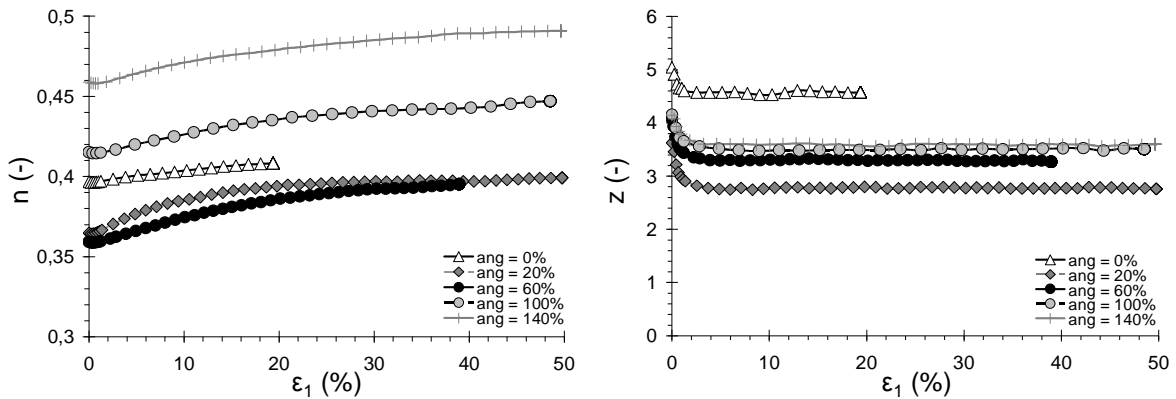
La figure 3.4 représente l'évolution des courbes de déformations volumiques pour les diverses angularités. La dilatance ne présente pas une dépendance clairement définie vis-à-vis de l'angularité. Ainsi, dans le cas précis de l'exemple de la figure 3.4, on note que la dilatance varie faiblement pour des angularités supérieures à 60%. Ceci peut être lié au fait que l'imbrication des éléments, qui engendre une tendance plus marquée à la dilatance, est compensée par une augmentation de la porosité initiale (présentée sur la figure 3.1). Cependant, un échantillon composé d'éléments d'angularité non nulle engendre dans tous les cas une dilatance plus importante qu'une assemblée de sphères ( $ang = 0\%$ ). Le coefficient de Poisson diminue avec l'angularité.



**Figure 3.4 : Réponse de la déformation volumique pour diverses angularités (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ ,  $DR=50\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**

Les porosités finales observées sur la figure 3.5 (à gauche) tendent vers les porosités maximales des échantillons (valeurs sur la figure 3.1). Cette observation peut être faite sur de nombreuses figures. Cependant, dans la partie 3.2.4.2, nous verrons qu'un jeu de paramètres micromécanique différent ne conduit pas à cette observation.

Le nombre de coordination final (figure 3.5, à droite) est supérieur à celui obtenu à porosité maximale et augmente avec l'angularité (pour  $ang > 20\%$ ). Pour l'ensemble des courbes, les nombres de coordination atteignent un palier entre 2 et 3% de déformation axiale. Cette tendance est indépendante des réponses des déviateurs et déformations volumiques qui atteignent un comportement post pic pour une déformation axiale plus faible ou plus forte. Il apparaît donc difficile de corrélérer les observations effectuées sur le nombre de coordination et la réponse macroscopique du modèle.



**Figure 3.5 : Réponse de la porosité (à gauche) et du nombre de coordination (à droite) pour diverses angularités. Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ ,  $DR=50\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**

### 3.2.1.3 Rotations des éléments lors des essais triaxiaux

Dans le cas d'assemblées composées de sphères indépendantes, les mécanismes de roulement sont à l'origine de la rotation des éléments. En revanche, les éléments d'angularités non nulles peuvent être amenés à tourner en ne subissant que des forces de contacts normales (sans roulement). Par l'introduction d'éléments non sphériques, le réarrangement des éléments ne dépend donc plus seulement des mécanismes de roulement et de glissement mais doit prendre en compte la géométrie des éléments.

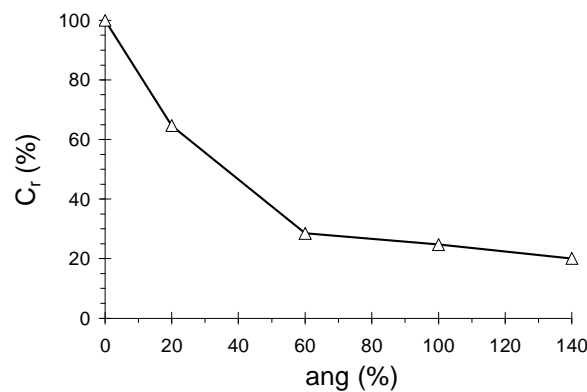
Pour quantifier l'influence de l'angularité sur la rotation des éléments lors de la compression triaxiale, on définit par l'équation 3.1 un coefficient  $C_r$ . Il caractérise le rapport entre la rotation moyenne  $|\Delta\theta|$  des éléments de l'échantillon étudié et la rotation moyenne  $|\Delta\theta|_{ang=0\%}$  d'un échantillon constitué d'éléments d'angularité nulle (autrement dit de sphères indépendantes).  $|\Delta\theta|$  est la valeur moyenne des rotations absolues des éléments d'un échantillon donné calculée entre 0 et 20% de déformation axiale.

$$C_r = \frac{|\Delta\theta|}{|\Delta\theta|_{ang=0\%}} \quad (3.1)$$

Le coefficient  $C_r$  est calculé pour l'ensemble des simulations numériques effectuées (angularité variant de 0 à 140%). La figure 3.6 représente l'évolution de  $C_r$  en fonction de l'angularité. On constate que l'angularité des éléments réduit significativement les rotations et que la diminution de  $C_r$  est plus importante pour les faibles angularités. Le passage d'éléments sphériques à des éléments de faibles angularités suffit donc à perturber les mécanismes de rotations, ce qui s'explique par une modification importante de la symétrie des éléments.

Kuhn et Bagi (2004) ont mené des essais de compression triaxiale sur des assemblées composées de sphéroïdes. L'influence de la forme des sphéroïdes (allongés, sphériques ou aplatis) sur la rotation moyenne des éléments est étudiée. Les résultats montrent que la forme des éléments n'a pas d'effet majeur sur la rotation moyenne des éléments mesurée dans l'échantillon sauf avant l'obtention du pic du déviateur.

La diminution de la rotation moyenne des éléments observée sur la figure 3.6 correspond à une valeur moyenne relevée entre 0 et 20% de déformation axiale. Cependant, ces ratios varient peu durant l'essai ( $\pm 8\%$ ) et ne remettent pas en cause la tendance générale de la courbe. Si on prend en compte les observations de Kuhn et Bagi, la diminution des rotations avec l'angularité semble donc davantage être engendrée par l'augmentation de la concavité que par l'allongement des éléments.



**Figure 3.6 : Evolution du coefficient de rotations  $C_r$  en fonction de l'angularité. Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ ,  $DR=50\%$ , Mod. 2R,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**

#### 3.2.1.4 Synthèse

Au terme de la phase de mise en place des échantillons, on a constaté pour une angularité non nulle :

- une différence entre les porosités maximale et minimale quasi constante et supérieure à celle obtenue pour une angularité nulle ;
- une porosité minimale traduite par un nombre de coordination constant ;

Lors des essais de compressions triaxiales, une augmentation de l'angularité engendre :

- une diminution du module initial et du coefficient de Poisson ;
- une augmentation de la résistance résiduelle des échantillons ;
- une réduction de la rotation des éléments durant les essais.

Pour le modèle  $2R$ , on constate que l'angle de frottement résiduel maximal obtenu lors des simulations est de l'ordre de  $31^\circ$ . Les angles de frottement critiques donnés dans la littérature pour les sols non cohésifs comme des sables valent :

- pour des sables moyen à fin du lagon de Venise de  $34^\circ$  à  $39^\circ$  (Cola et Simonini, 2002) ;
- pour un sable d'Athabasca de l'ordre de  $31^\circ$  (Samieh et Wong, 1998) ;
- pour un sable d'Hostun de  $30$  à  $34^\circ$  (Lancelot et *al.*, 2006).

Des éléments de 2 sphères ne sont donc pas toujours en mesure d'atteindre la résistance résiduelle d'un sol granulaire classique.

---

### 3.2.2 Influence du modèle d'éléments sur la réponse macroscopique

Des éléments composés de 3 et 4 sphères par éléments sont créés afin de déterminer comment une complexification de la géométrie des éléments peut influencer sur le comportement mécanique d'un échantillon, et plus particulièrement sur la résistance résiduelle.

#### 3.2.2.1 Influence sur la mise en place des éléments et les porosités

Pour mettre en évidence l'influence de la morphologie des éléments sur les porosités minimales et maximales, des essais sont menés pour cinq valeurs d'angularité (0, 20, 60, 100 et 140%) et pour différents modèles d'éléments (modèle  $2R$ ,  $3R$  et  $4R$ ).

Pour chaque cas, les porosités minimales et maximales puis leur différence obtenues dans chacun des cas sont reportées sur la figure 3.7. On constate que les tendances observées pour les éléments de 2 sphères sont reproduites pour les éléments de 3 ou 4 sphères (diminution puis augmentation des porosités avec l'angularité). En particulier, l'écart entre les porosités minimales et maximales varie faiblement dès lors que l'angularité est supérieure à 20%. Toutefois, une augmentation du nombre de sphères par élément engendre une diminution des porosités minimale et maximale pour une angularité inférieure à 60%. L'inverse est obtenu pour une angularité supérieure à 100% car les vides entre les éléments augmentent en même temps que le nombre de sphères par élément d'où des porosités minimales des modèles  $3R$  et  $4R$  supérieures à celle du modèle  $2R$ .

La porosité minimale, qui était proche pour les sphères simples et le modèle  $2R$  à angularité de 100%, est plus élevée pour les modèles  $3R$  et  $4R$ . Contrairement au modèle  $2R$ , ces modèles ne permettent pas d'atteindre une configuration des sphères comparable à celle d'un échantillon composé de sphères indépendantes.

Sur la figure 3.8 (à gauche), on constate que les modèles  $3R$  et  $4R$  engendrent des nombres de coordination  $z$  plus faibles que le modèle  $2R$  à porosité minimale et

maximale. Cependant, l'évolution globale de  $z$  pour chacun des trois modèles est similaire. A porosité minimale, le nombre de coordination  $z_{sph}$  est quasi – indépendant de l'angularité et du nombre de sphères par élément (figure 3.8, à droite).

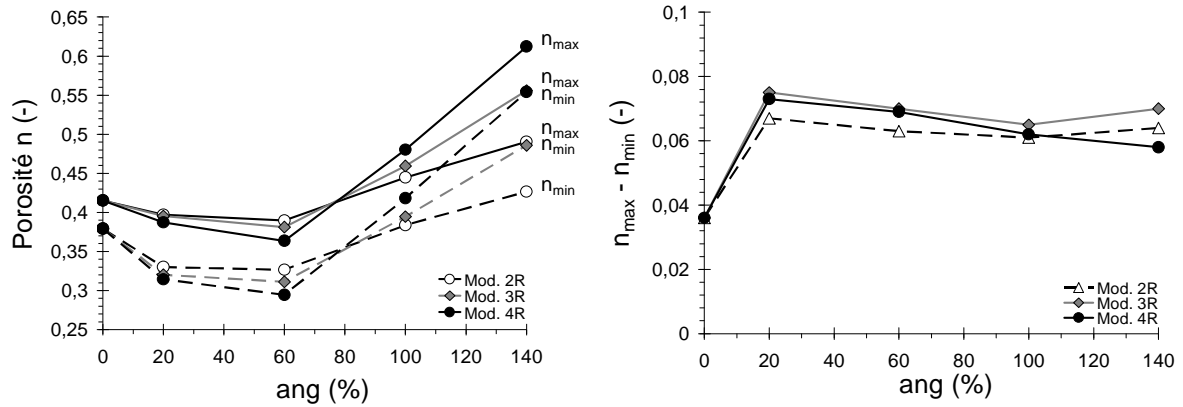


Figure 3.7 : Influence de l'angularité et du nombre de sphères par élément sur les porosités minimales et maximales (à gauche) et leur différence (à droite). Paramètres :  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .

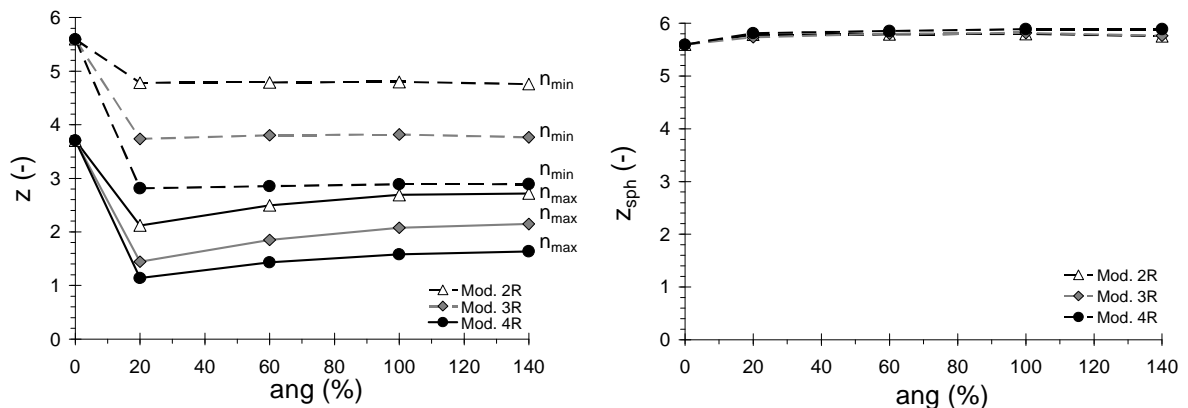


Figure 3.8 : Influence de l'angularité et du nombre de sphères par élément sur le nombre de coordination  $z$  (à gauche). A porosité minimale, évolution du nombre de coordination modifié  $z_{sph}$  (à droite). Paramètres :  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .

### 3.2.2.2 Influence sur la réponse macroscopique des essais triaxiaux

Pour déterminer l'influence des différents modèles d'éléments ( $1R$ ,  $2R$ ,  $3R$  et  $4R$ ) sur la réponse macroscopique de l'assemblée granulaire, plusieurs simulations triaxiales ont été menées sur des échantillons d'angularité 100%. Les résultats obtenus sont comparés entre eux sur les figures 3.9 et 3.10.

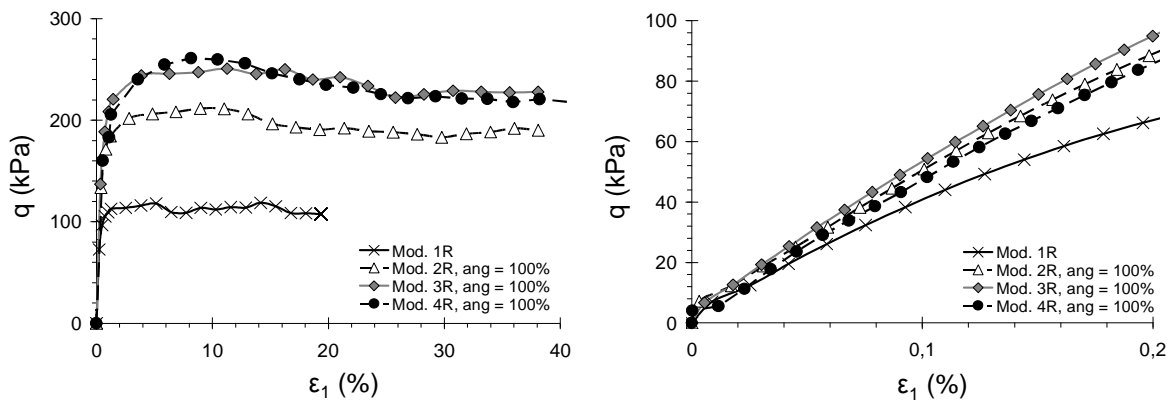
Sur la figure 3.9, on constate que le modèle  $2R$  engendre des résistances au pic et au palier bien supérieures à celles du modèle  $1R$  mais inférieures à celles des

modèles 3R et 4R dont les résultats en terme de déviateur et de variation volumique (figure 3.10) sont assez similaires.

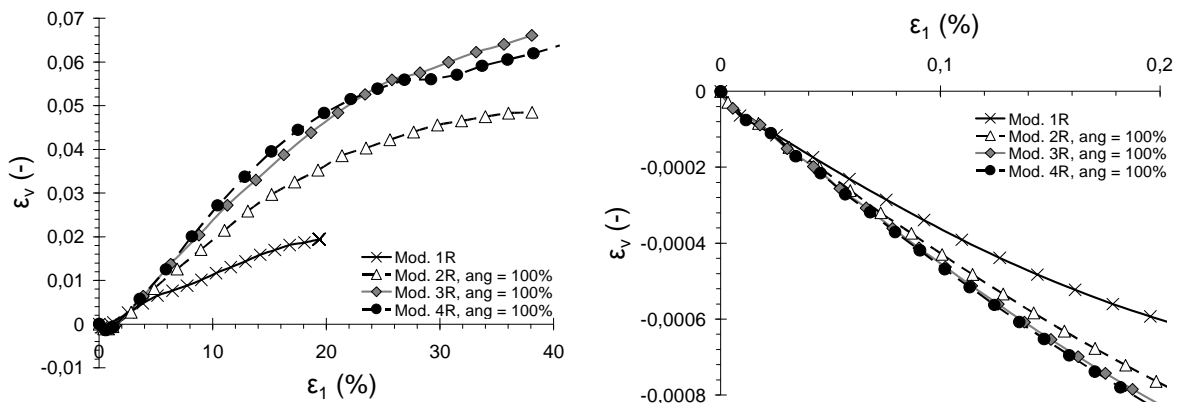
La symétrie des éléments (symétrie parfaite pour le modèle 1R, symétrie de révolution pour le modèle 2R et symétries planes pour les modèles 3R et 4R) qui favorise les roulements et les rotations des éléments semble, pour une angularité donnée, expliquer les différences de comportement observées entre les différents modèles.

On note un module d'élasticité initial proche pour les modèles 2R, 3R et 4R.

La figure 3.10 présente l'évolution des déformations volumiques pour ces modèles. Les modèles 3R et 4R montrent un comportement global très proche et un coefficient de Poisson identique. Ces modèles engendrent un coefficient de Poisson proche de celui du modèle 2R mais une dilatance plus marquée. Cependant, l'augmentation de porosité avec le nombre de sphères par élément tend à limiter la différence de comportement entre les différents modèles.



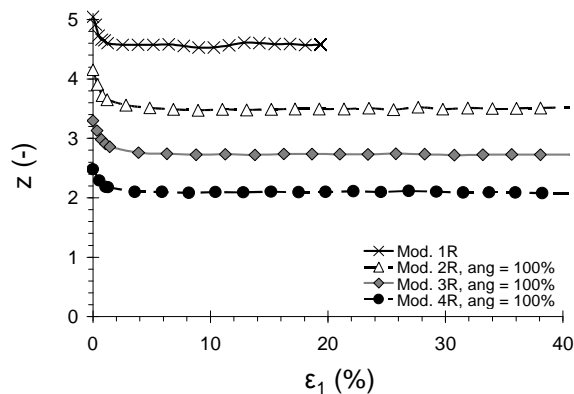
**Figure 3.9 : Réponse du déviateur pour divers modèle d'éléments (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ ,  $DR=50\%$ ,  $ang=100\%$ ,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**



**Figure 3.10 : Réponse de la déformation volumique pour divers modèle d'éléments (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ ,  $DR=50\%$ ,  $ang=100\%$ ,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**

Finalement, on en déduit que le comportement mécanique macroscopique des modèles 3R et 4R est identique. Complexifier davantage la forme des éléments pour augmenter la résistance des assemblées semble donc inutile.

L'évolution des nombres de coordination montre une tendance similaire durant les quatre essais sur la figure 3.11.

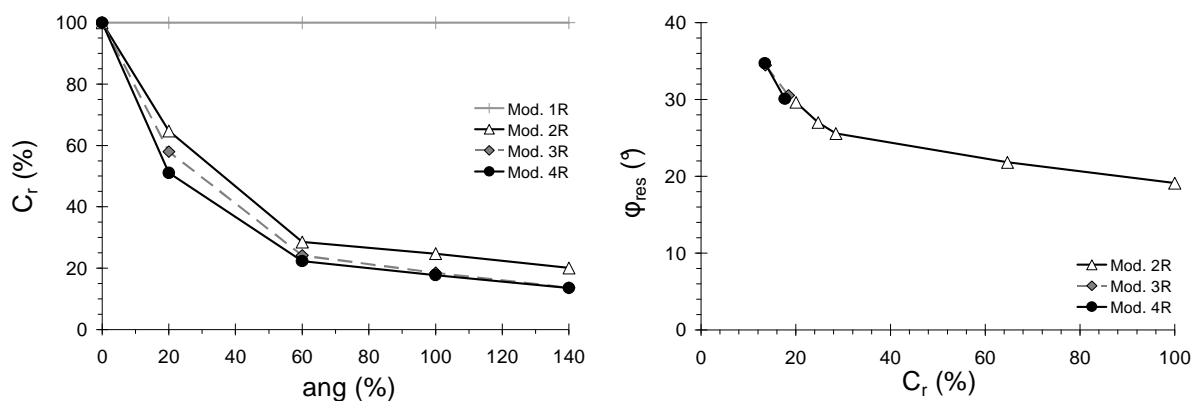


**Figure 3.11 : Réponse du nombre de coordination pour divers modèle d'éléments. Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ ,  $DR=50\%$ ,  $ang=100\%$ ,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**

### 3.2.2.3 Rotations des éléments lors des essais triaxiaux

La figure 3.12 (à gauche) présente l'évolution du coefficient de rotations  $C_r$ , en fonction de l'angularité pour chaque modèle d'éléments. Les modèles 3R et 4R dont les résultats sont proches, limitent davantage les rotations que le modèle 2R qui autorise les rotations autour de l'axe de symétrie.





**Figure 3.12 : Evolution du coefficient de rotations  $C_r$  en fonction de l'angularité et du modèle d'éléments (à gauche) et de l'angle de frottement résiduel en fonction de  $C_r$  (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ ,  $DR=50\%$ ,  $ang=100\%$ ,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**

L'angle de frottement résiduel est représenté en fonction de  $C_r$  sur la figure 3.12 (à droite). On en déduit que la résistance d'un échantillon montre une dépendance vis-à-vis de la rotation moyenne des éléments. Des résultats similaires obtenus pour les modèles  $3R$  et  $4R$  pour une angularité de 100% justifient l'obtention d'une résistance résiduelle identique.

#### 3.2.2.4 Synthèse

Lors de la phase de mise en place, le nombre moyen de contacts par sphères obtenu à porosité minimale est indépendant de l'angularité ( $ang > 20\%$ ) et du modèle d'éléments ( $2R$ ,  $3R$  ou  $4R$ ). Pour une angularité non nulle, la porosité minimale se caractérise donc par une constance du paramètre  $z_{sph}$ .

D'autre part, l'utilisation d'un modèle d'éléments  $2R$ ,  $3R$  ou  $4R$  ne modifie pas la réponse élastique des échantillons.

On peut également conclure que pour obtenir des angles de frottement résiduels réalistes du comportement des sols, il est nécessaire de prendre en considération des formes d'éléments ayant un nombre limité de symétries. Ces formes limitent la rotation des éléments et permettent d'accroître la résistance globale du matériau. Dès qu'une certaine dissymétrie est atteinte (modèle  $3R$  et  $4R$ ), les résultats varient peu que ce soit en terme de résistance ou de rotation moyenne des éléments. A titre indicatif, l'angle de frottement résiduel obtenu pour le modèle  $3R$  et une angularité de 140% vaut  $35^\circ$ . On préférera bien évidemment, pour minimiser le nombre de sphères et les temps de calcul, le modèle  $3R$  au modèle  $4R$ .

### 3.2.3 Influence de la distribution granulométrique

Une granulométrie étalée nécessite un nombre important d'éléments (du fait des éléments de petite taille) et accroît donc les temps de calcul du modèle. C'est la raison pour laquelle de nombreux auteurs utilisent une granulométrie étroite. Cependant, une granulométrie monodisperse (pour laquelle tous les éléments ont la même taille) peut générer un réseau régulier d'éléments au sein d'un échantillon. Pour un réseau régulier de sphères, Hentz (2003) a montré que la distribution des orientations de contacts n'est pas homogène et que par conséquent, l'échantillon est anisotrope.

Dans cette partie, l'étude de la granulométrie est effectuée à partir d'exemples précis. Les conclusions ne doivent pas être généralisées pour des courbes granulométriques ne figurant pas dans ce mémoire. L'analyse de l'influence de la granulométrie sur la réponse d'un modèle s'avère en effet complexe puisque de nombreux paramètres peuvent caractériser une courbe granulométrique (continuité,  $R_{max}/R_{min}$ , coefficient d'uniformité  $c_u$ , ...). Le modèle  $2R$  est utilisé dans cette partie.

#### 3.2.3.1 Forme de la courbe granulométrique

On a d'abord modélisé une répartition granulométrique réelle  $G0$  qui reprend exactement celle du sable d'Hostun S28 obtenue expérimentalement, puis une répartition granulométrique linéaire  $G4$  définies par la figure 3.13. Le rapport entre le plus gros et le plus petit élément pour les granulométries  $G0$  et  $G4$  est respectivement de 3,9 et 2,5. Le choix d'un rapport plus faible pour la granulométrie linéaire  $G4$  est dû au fait que 97% du passant de  $G0$  correspond à une granulométrie comprise entre 0,2 et 0,5 mm soit un rapport de rayons de 2,5.

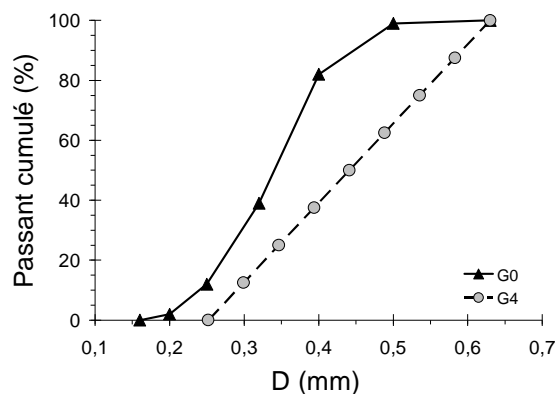


Figure 3.13 : Courbes granulométriques référencées  $G0$  et  $G4$ .

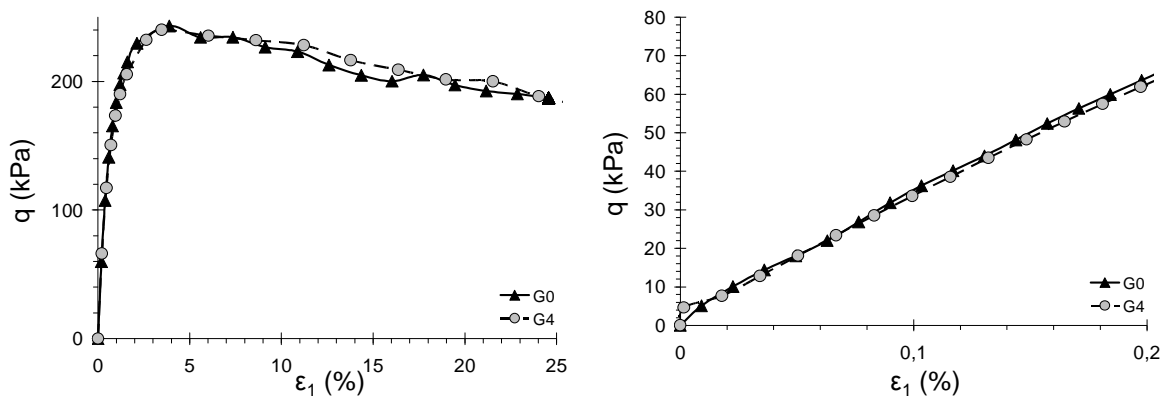
Les porosités minimale et maximale obtenues pour chacune des répartitions granulométriques sont données dans le tableau 3.2. Avec la répartition  $G4$ , ces porosités sont plus faibles. Lors de la phase de grossissement des éléments, la substitution des gros et des petits éléments tend donc à retarder la stabilisation de l'assemblée granulaire à une contrainte donnée. Le tableau 3.2 fournit la porosité  $n_0$  et le nombre de

coordination correspondant  $z_0$ , pour une densité relative de 61%. Ces valeurs sont également plus faibles pour  $G4$ .

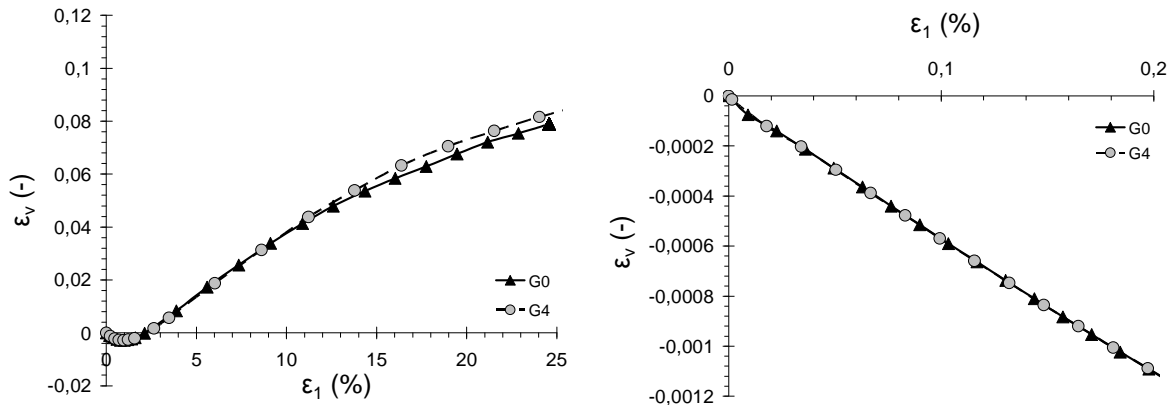
Répartition granulométrique	$n_{\max}$	$n_{\min}$	$n_0$	$z_0$
G0	0,505	0,420	0,456	4,02
G4	0,496	0,416	0,450	3,96

**Tableau 3.2 : Influence de la répartition granulométrique sur les porosités pour DR = 0%, 100% et 61% et le nombre de coordination initial pour DR = 61%.**

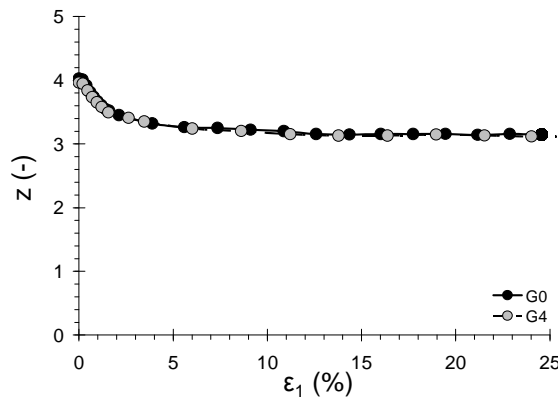
Des essais triaxiaux sont menés pour chacune des répartitions granulométriques. Les figures 3.14 à 3.16 représentent l'évolution du déviateur, de la déformation volumique et du nombre de coordination durant l'écrasement pour une densité relative initiale des échantillons de 61%. On constate que les résultats macroscopiques sont en tous points identiques. Une approche simplifiée de la courbe granulométrique n'engendre donc pas de modification de la réponse du modèle pour cet exemple.



**Figure 3.14 : Réponse du déviateur pour les granulométries G0 et G4 (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=80kPa$ ,  $DR=61\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=140\%$ ,  $E_c=300MPa$ ,  $\alpha=0.2$ ,  $\varphi_\mu=20^\circ$ .**



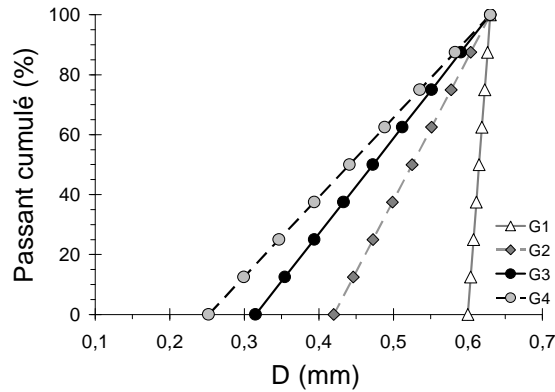
**Figure 3.15 : Réponse de la déformation volumique pour les granulométries G0 et G4 (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=80kPa$ ,  $DR=61\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=140\%$ ,  $E_c=300MPa$ ,  $\alpha=0.2$ ,  $\varphi_\mu=20^\circ$ .**



**Figure 3.16 : Réponse du nombre de coordination pour les granulométries G0 et G4. Paramètres :  $\sigma_3=80kPa$ ,  $DR=61\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=140\%$ ,  $E_c=300MPa$ ,  $\alpha=0.2$ ,  $\varphi_\mu=20^\circ$ .**

### 3.2.3.2 Etalement de la courbe granulométrique

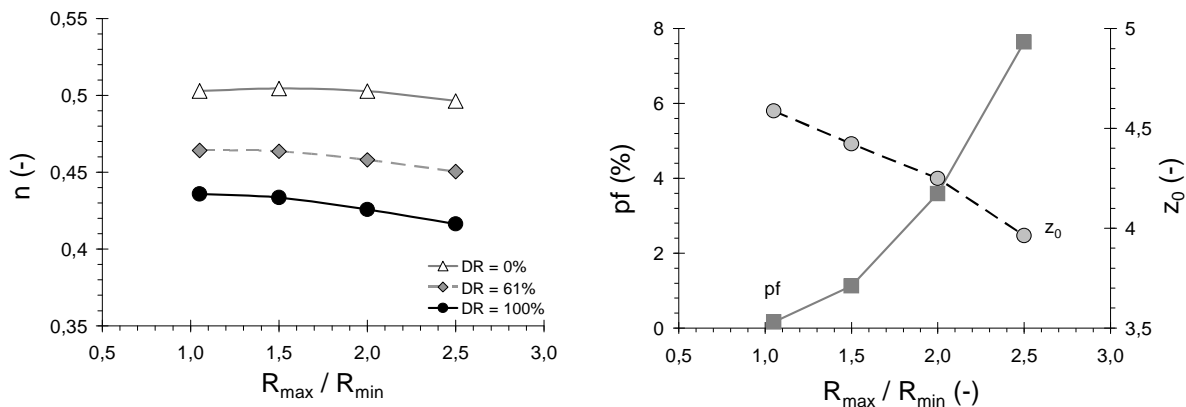
L'approximation de la répartition granulométrique du sable d'Hostun S28 par une granulométrie linéaire n'a pas engendré de modification de la réponse du modèle. Afin de limiter le nombre d'éléments du modèle, il est judicieux d'utiliser une granulométrie plus étroite. La figure 3.17 représente quatre répartitions granulométriques linéaires, référencées  $G1$ ,  $G2$ ,  $G3$  et  $G4$  dont les rapports de tailles  $R_{max}/R_{min}$  valent respectivement 1,05, 1,5, 2,0 et 2,5.



**Figure 3.17 : Courbes granulométriques référencées G1, G2, G3 et G4.**

La figure 3.18 (à gauche) représente l'évolution des porosités en fonction de  $R_{max}/R_{min}$  pour ces granulométries et diverses densités relatives. On constate que la porosité tend à diminuer pour une granulométrie étalée.

A densité relative donnée (ici 61%), la figure 3.18 (à droite) présente les évolutions du pourcentage d'éléments ayant strictement moins de 2 contacts (éléments communément dits flottants), noté  $pf$ , et du nombre de coordination au sein de l'échantillon. Une augmentation de  $pf$  et une diminution de  $z_0$  sont observées lorsque  $R_{max}/R_{min}$  augmente. En d'autres termes, une granulométrie étalée engendre un réseau de contacts moins dense et un réseau de forces qui, à un instant donné, ne prend pas en compte l'ensemble des éléments (les éléments flottants ne participant pas à la propagation des forces au sein de l'échantillon).



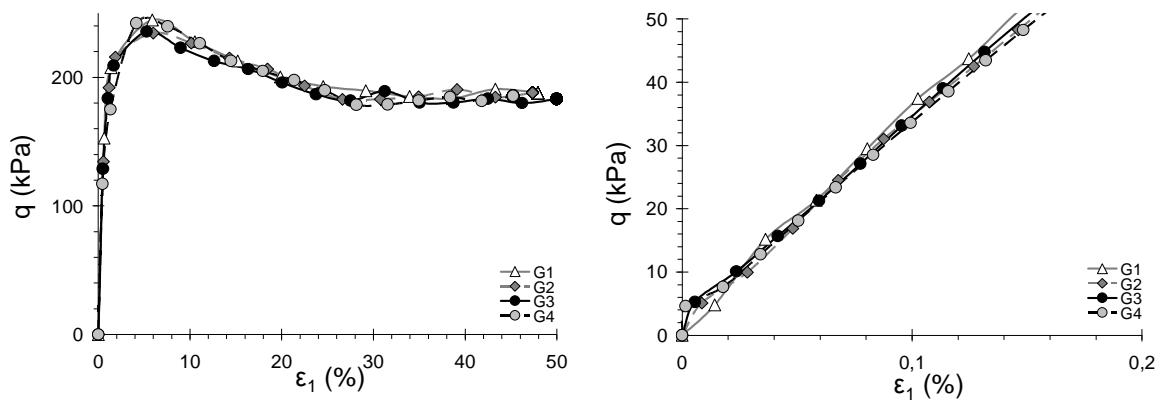
**Figure 3.18 : Influence du ratio  $R_{max}/R_{min}$  sur la porosité à DR=0%, 61% et 100% (à gauche) et sur le nombre de coordination et le pourcentage d'éléments flottants à DR=61% (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=80kPa$ , Mod. 2R,  $ang=140^\circ$ ,  $E_c=300MPa$ ,  $\alpha=0.2$ ,  $\varphi_\mu=20^\circ$ .**

Le tableau 3.3 donne le nombre de coordination  $z_{sph}$  (définie dans la partie 3.2.1.1) obtenu pour chacune des répartitions granulométriques à porosité minimale. Pour les quatre répartitions linéaires, on constate que  $z_{sph}$  augmente lorsque l'étalement diminue. Ce paramètre est donc dépendant de la granulométrie à porosité minimale.

Des essais triaxiaux sont menés sur les échantillons précédents pour  $DR = 61\%$ . La figure 3.19 représente les déviateurs en fonction de la déformation axiale. Elle montre que l'étalement granulométrique n'a pas d'influence majeure sur l'évolution du déviateur, pour de faibles comme pour de fortes déformations.

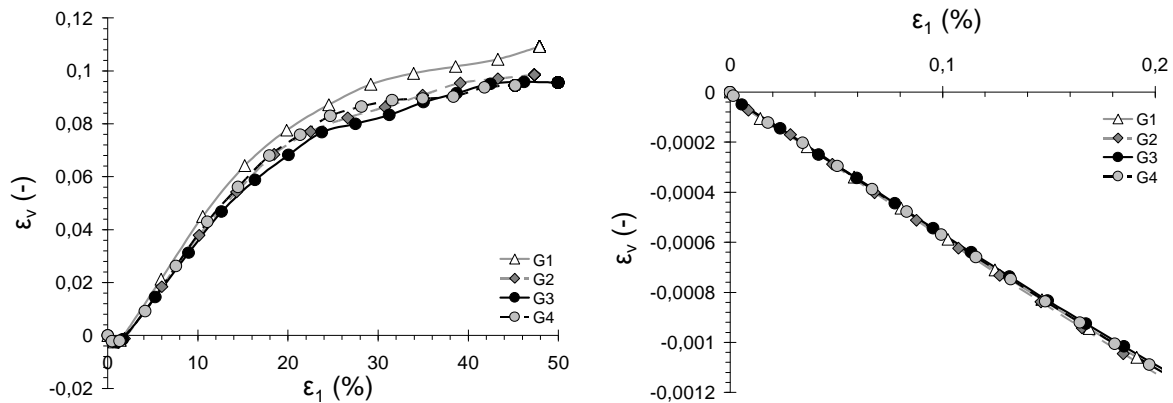
Répartition granulométrique	$z_{sph}$
G0	5,58
G4	5,25
G3	5,39
G2	5,53
G1	5,55

**Tableau 3.3 : Influence de la répartition granulométrique sur le nombre de coordination  $z_{sph}$  à porosité minimale.**



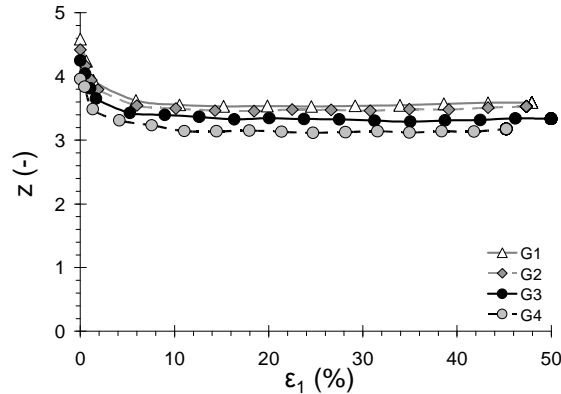
**Figure 3.19 : Réponse du déviateur pour les granulométries G1 à G4 (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=80kPa$ ,  $DR=61\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=140\%$ ,  $E_c=300MPa$ ,  $\alpha=0.2$ ,  $\varphi_\mu=20^\circ$ .**

La figure 3.20 montre que la déformation volumique obtenue est proche pour les quatre granulométries considérées. Elles n'influent pas sur le coefficient de Poisson résultant. Une dilatance plus marquée est constatée pour *G1* mais cette différence reste faible pour une déformation axiale moyenne (<20%).



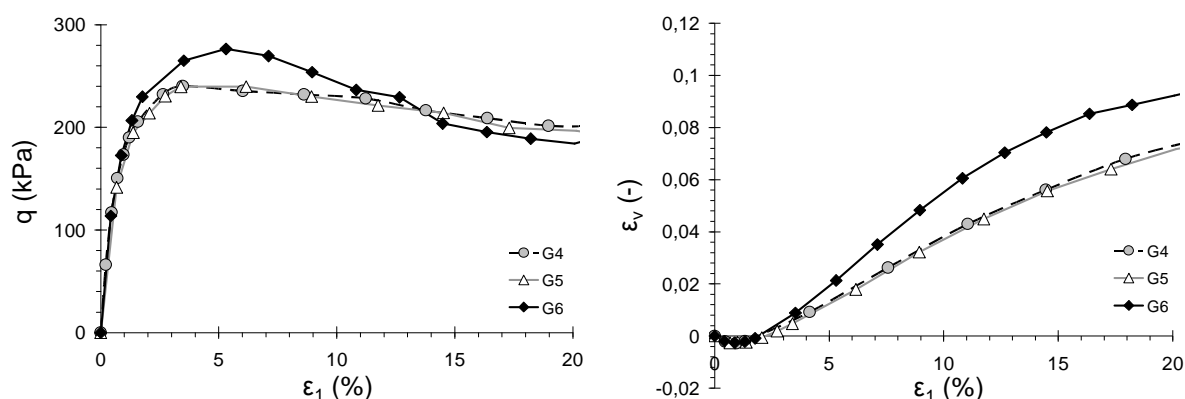
**Figure 3.20 : Réponse de la déformation volumique pour les granulométries G1 à G4 (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=80kPa$ ,  $DR=61\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=140\%$ ,  $E_c=300MPa$ ,  $\alpha=0.2$ ,  $\varphi_\mu=20^\circ$ .**

La figure 3.21, qui représente l'évolution du nombre de coordination en fonction de la déformation axiale, montre que le nombre de coordination diminue lorsque l'étalement augmente.



**Figure 3.21 : Réponse du nombre de coordination pour les granulométries G1 à G4. Paramètres :  $\sigma_3=80kPa$ ,  $DR=61\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=140\%$ ,  $E_c=300MPa$ ,  $\alpha=0.2$ ,  $\varphi_\mu=20^\circ$ .**

Deux essais supplémentaires sont menés pour  $R_{max}/R_{min}$  valant 4 et 8. Les granulométries correspondantes sont notées  $G5$  et  $G6$ . Cette augmentation de  $R_{max}/R_{min}$  n'a pas engendré de modification de la phase pseudo-élastique. Sur la figure 3.22, on constate que pour  $R_{max}/R_{min} = 4$ , la réponse macroscopique reste semblable à celle de la granulométrie  $G4$ . En revanche, pour  $R_{max}/R_{min} = 8$ , le déviateur au pic et la dilatance se sont révélés plus importants.



**Figure 3.22 : Réponse du déviateur (à gauche) et de la déformation volumique (à droite) pour les granulométries G4, G5 et G6. Paramètres :  $\sigma_3=80\text{kPa}$ ,  $DR=61\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=140^\circ$ ,  $E_c=300\text{MPa}$ ,  $\alpha=0,2$ ,  $\varphi_\mu=20^\circ$ .**

Finalement, l'étalement d'une granulométrie linéaire n'engendre pas de modifications importantes de la réponse macroscopique à densité relative constante et pour un ratio  $R_{max}/R_{min}$  variant de 1,05 à 4,0. A densité relative constante, la granulométrie  $G0$  peut donc être remplacée par une granulométrie étroite sans modification de la réponse du modèle.

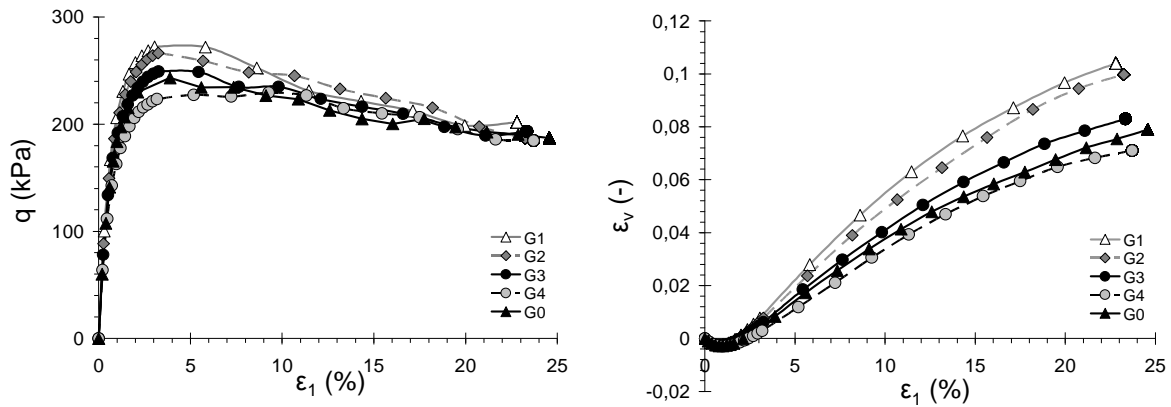
### 3.2.3.3 Essais à porosité initiale constante

L'indépendance des résultats vis-à-vis de l'étalement et de la forme de la courbe granulométrique semble liée au fait que les échantillons sont mis en œuvre à même densité relative (et non pas à porosité constante). Afin de tester la variabilité des résultats par rapport à des états de porosité donnés, des essais sont menés sur des échantillons de granulométries  $G1$ ,  $G2$ ,  $G3$  et  $G4$  et à porosité initiale constante. La porosité initiale est prise égale à celle relevée pour l'échantillon de granulométrie  $G0$  pour une densité relative de 61%, soit 0,456.

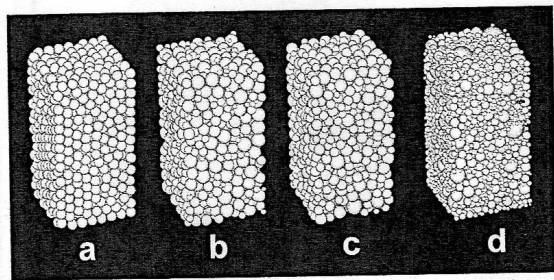
La figure 3.23 montre la réponse du déviateur et de la déformation volumique. On constate une influence plus marquée de la granulométrie sur ces réponses. Une granulométrie serrée engendre par exemple une augmentation du déviateur et de la dilatance. Katzenbach et Schmitt (2004) ont réalisés des essais à porosité constante en reproduisant la granulométrie d'un sable de Berlin puis en utilisant des granulométries diverses. Sur la figure 3.24, leurs résultats montrent une dilatance et un déviateur au pic d'autant plus importants que la granulométrie est serrée. Cette observation est en accord avec les résultats présentés ici.

La notion de densité relative, telle que définie pour les modèles, est donc bien à l'origine de l'indépendance des résultats vis-à-vis de la granulométrie. La densité relative apparaît donc comme un paramètre pertinent puisqu'elle permet une simplification de la granulométrie qui n'altère pas la réponse du modèle.

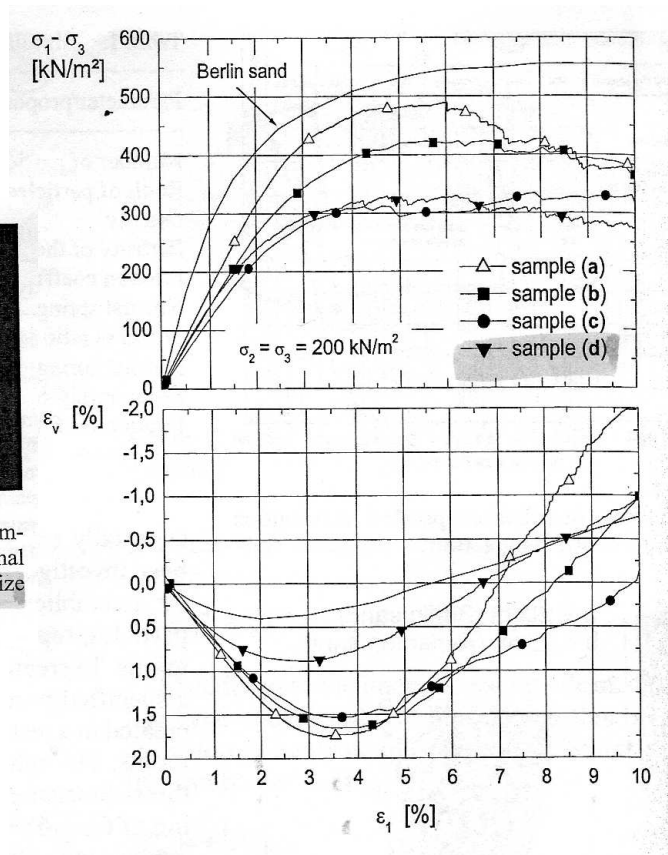




**Figure 3.23 : Réponse du déviateur (à gauche) et de la déformation volumique (à droite) pour les granulométries G0 à G4 et une porosité initiale de 0,456. Paramètres :  $\sigma_3=80\text{kPa}$ ,  $DR=61\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=140\%$ ,  $E_c=300\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.2$ ,  $\varphi_\mu=20^\circ$ .**



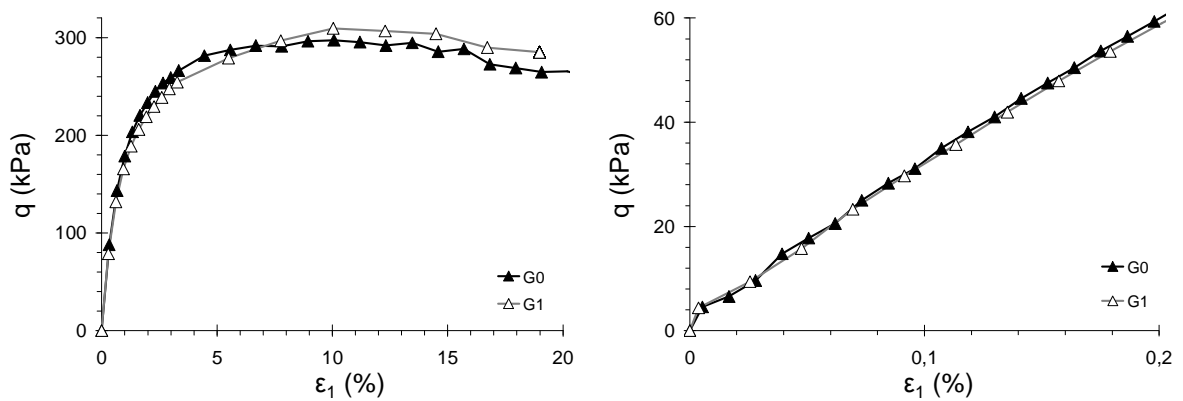
Different packing of spheres for numerical simulation of triaxial testing, (a) constant radius, (b) normal distribution, (c) Gauss distribution, (d) upscaled grain-size distribution of Berlin sand.



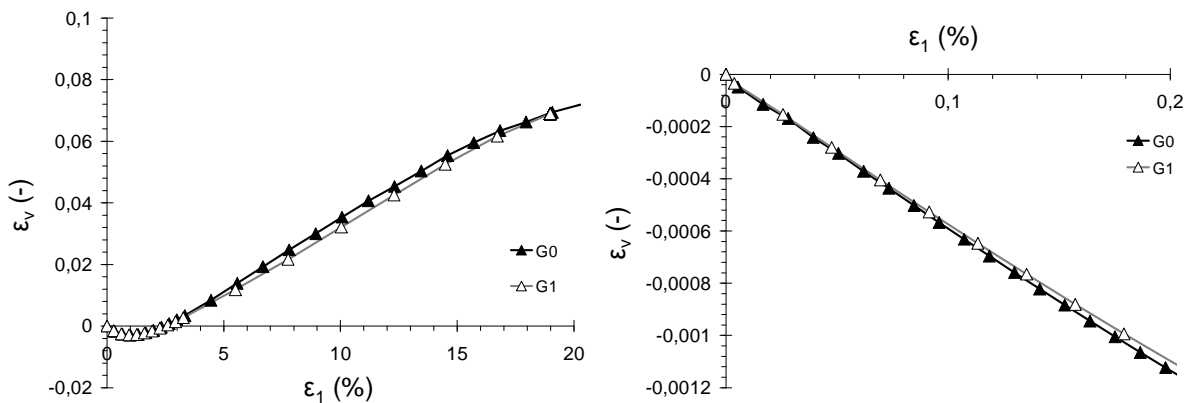
**Figure 3.24 : Assemblages de sphères testés (à gauche) et réponses macroscopiques (à droite) pour diverses granulométries. Extraits de Katzenbach et Schmitt (2004).**

### 3.2.3.4 Essais complémentaires

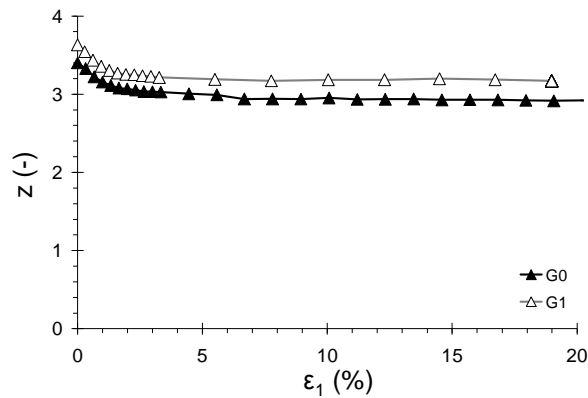
Les conclusions effectuées précédemment sont valables pour les granulométries étudiées et les paramètres choisis pour le modèle. Ces paramètres sont à présent modifiés : des formes d'éléments et des paramètres micromécaniques différents sont utilisés. Un modèle d'éléments 3R est utilisé et des échantillons sont testés pour une densité relative de 67%. Les figures 3.25 à 3.27 comparent les résultats obtenus pour des granulométries G0 et G1, qui engendrent respectivement des porosités initiales de 0,505 et 0,516.



**Figure 3.25 : Réponse du déviateur pour les granulométries G0 et G1 et un modèle d'éléments 3R (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=80\text{kPa}$ ,  $DR=67\%$ , Mod. 3R,  $ang=180\%$ ,  $E_c=380\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=14^\circ$ .**



**Figure 3.26 : Réponse de la déformation volumique pour les granulométries G0 et G1 et un modèle d'éléments 3R (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=80\text{kPa}$ ,  $DR=67\%$ , Mod. 3R,  $ang=180\%$ ,  $E_c=380\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=14^\circ$ .**



**Figure 3.27 : Réponse du nombre de coordination pour les granulométries G0 et G1 et un modèle d'éléments. Paramètres :  $\sigma_3=80kPa$ ,  $DR=67\%$ , Mod. 3R,  $ang=180\%$ ,  $E_c=380MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=14^\circ$ .**

On constate que les déviateurs obtenus présentent quelques différences au-delà de 2% de déformation axiale. Cependant, les déformations volumiques sont similaires. De la même manière que précédemment, le nombre de coordination qui résulte d'une granulométrie étroite est plus fort.

### 3.2.3.5 Bilan

La modélisation de la granulométrie d'un matériau par une granulométrie étroite et linéaire *G1* peut être sans effet sur la réponse macroscopique. La notion de densité relative est à l'origine de ces observations et évite, dans les cas illustrés ci-dessus, de s'interroger sur le choix d'une granulométrie étroite (pour la rapidité des calculs) ou d'une granulométrie reproduisant celle du matériau à modéliser (ici, un sable d'Hostun).

Une étude plus approfondie permettrait de généraliser les observations effectuées dans cette partie. Cependant, dans le cadre des travaux présentés dans ce mémoire, l'utilité d'une telle étude n'est pas fondée.

## 3.2.4 Influence de l'angle de frottement microscopique

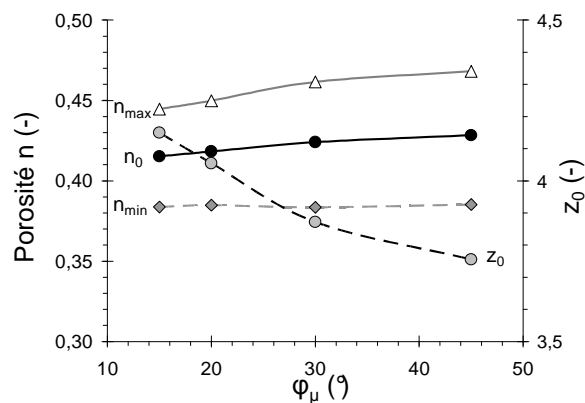
L'angle de frottement microscopique caractérise un critère de rupture local (partie 2.2.2). Sa diminution facilite les glissements au sein d'un échantillon et affecte donc à la fois la mise en place des éléments et la réponse du modèle lors d'une compression triaxiale. Cette partie a pour objectif d'apporter des précisions sur ces dépendances.

### 3.2.4.1 Influence sur la mise en place des éléments et les porosités

Les échantillons numériques sont mis en place à différentes densités relatives *DR* et pour différentes valeurs du frottement microscopique  $\varphi_\mu$ . Les porosités obtenues pour  $DR = 0\%$  (porosité maximale),  $DR = 50\%$  (porosité  $n_0$ ) et  $DR = 100\%$  (porosité minimale) ainsi que le nombre de coordination  $z_0$  obtenu pour  $DR = 50\%$  sont présen-

tés sur la figure 3.28 pour des valeurs de  $\varphi_\mu$  de 15, 20, 30 et 45°. On constate qu'une augmentation de  $\varphi_\mu$  engendre :

- une augmentation de la porosité maximale créée par une stabilisation précoce des contacts. En revanche, la porosité minimale n'est pas affectée puisqu'elle correspond à une mise en place à frottement nul. Ainsi, pour une densité relative donnée, on constate une augmentation de la porosité avec  $\varphi_\mu$  ;
- une diminution du nombre de coordination initial. En effet, augmenter  $\varphi_\mu$  génère des contacts plus résistants et permet à un nombre de contacts plus faible de stabiliser l'échantillon pour une contrainte donnée.



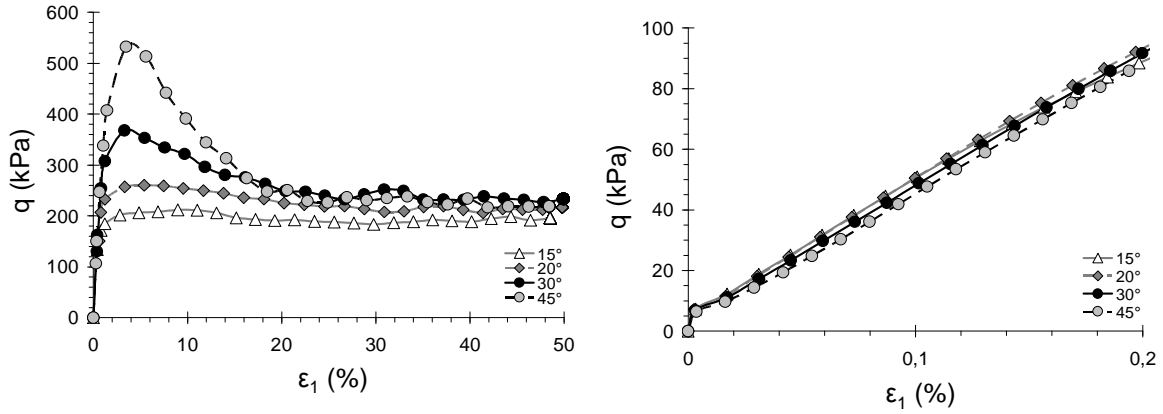
**Figure 3.28 : Influence de l'angle de frottement microscopique sur la porosité (DR=0%, 50% et 100%) et le nombre de coordination (DR=50%). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ , Mod. 2R, ang=100%,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ .**

### 3.2.4.2 Influence sur la réponse macroscopique des essais triaxiaux

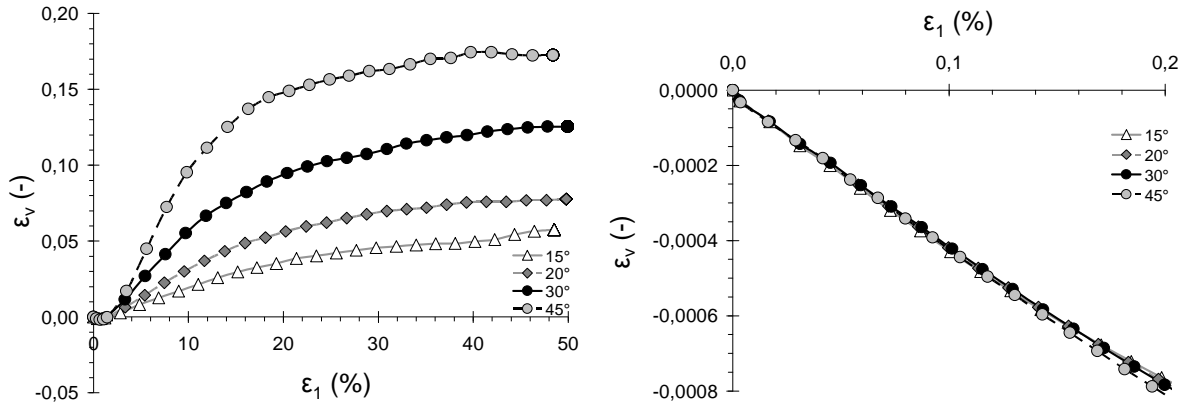
Des essais triaxiaux sont menés pour les quatre valeurs de  $\varphi_\mu$  et une densité relative de 50%. L'évolution des déviateurs est donnée par la figure 3.29 et montre une augmentation de la résistance de pic avec l'angle de frottement microscopique. La résistance résiduelle augmente faiblement avec un accroissement qui réduit avec  $\varphi_\mu$ . Cette observation est en accord avec celles faites sur des essais en 2D par Mahboubi (Mahboubi et al., 1996) et par Kruyt et Rothenburg (2005). D'autre part, le module d'élasticité initial n'est pas influencé par l'angle de frottement microscopique.

Sur la figure 3.30, l'évolution des déformations volumiques pour divers angles de frottement microscopique montre d'une part, que le coefficient de Poisson est indépendant de  $\varphi_\mu$ , et d'autre part que la dilatance augmente avec  $\varphi_\mu$ .

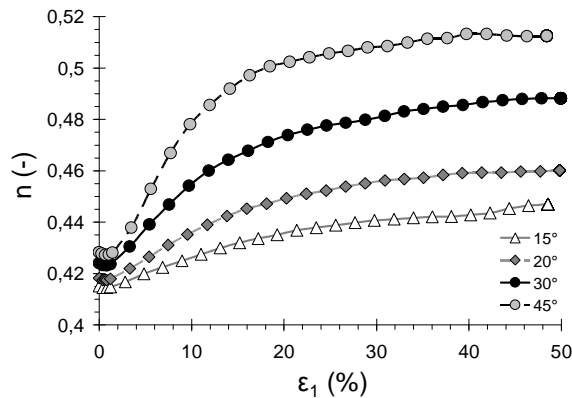
La figure 3.31 représente l'évolution de la porosité durant les essais de compression triaxiale pour une déformation axiale allant jusqu'à 50%. Pour des angles de frottement microscopiques supérieurs à 20°, on constate que les porosités finales obtenues sont différentes des porosités maximales des échantillons en début d'essais (valeurs données sur la figure 3.28).



**Figure 3.29 : Réponse du déviateur pour divers angles de frottement microscopique (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ ,  $DR=50\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=100\%$ ,  $E_c=600\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.1$ .**



**Figure 3.30 : Réponse de la déformation volumique pour divers angles de frottement microscopique (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ ,  $DR=50\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=100\%$ ,  $E_c=600\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.1$ .**



**Figure 3.31 : Réponse de la porosité pour divers angles de frottement microscopique. Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ ,  $DR=50\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=100\%$ ,  $E_c=600\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.1$ .**

### 3.2.4.3 Bilan

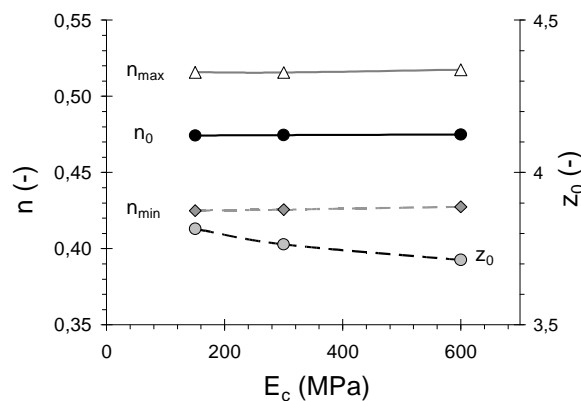
L'angle de frottement microscopique influe ni sur le module initial ni sur le coefficient de Poisson. En revanche, une augmentation de sa part engendre un angle de frottement au pic plus fort, une dilatance supérieure et une faible augmentation de l'angle de frottement résiduel (pour la gamme de valeurs étudiées).

## 3.2.5 Influence du module de contact

Le module de contact détermine les rigidités normales et tangentielles des contacts. Il doit donc influencer sur les paramètres caractérisant la phase élastique du comportement macroscopique.

### 3.2.5.1 Influence sur la mise en place des éléments et les porosités

Trois échantillons sont réalisés avec des modules de contacts respectifs de 150, 300 et 600MPa. Sur la figure 3.32, on constate qu'une augmentation du module de contact engendre de très faibles augmentations des porosités maximale et minimale. Elles sont liées à une diminution de l'interpénétration des éléments qui engendre davantage de vides autour des contacts et une diminution du nombre de coordination initial.



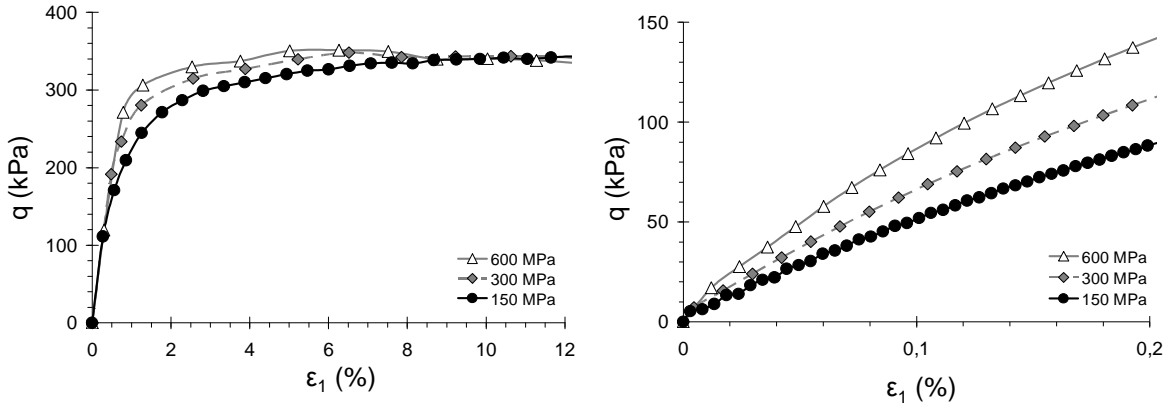
**Figure 3.32 : Influence du module de contact sur la porosité (pour DR=0%, 50% et 100%) et le nombre de coordination (pour DR=50%). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ , Mod. 2R, ang=140%.**

### 3.2.5.2 Influence sur la réponse macroscopique des essais triaxiaux

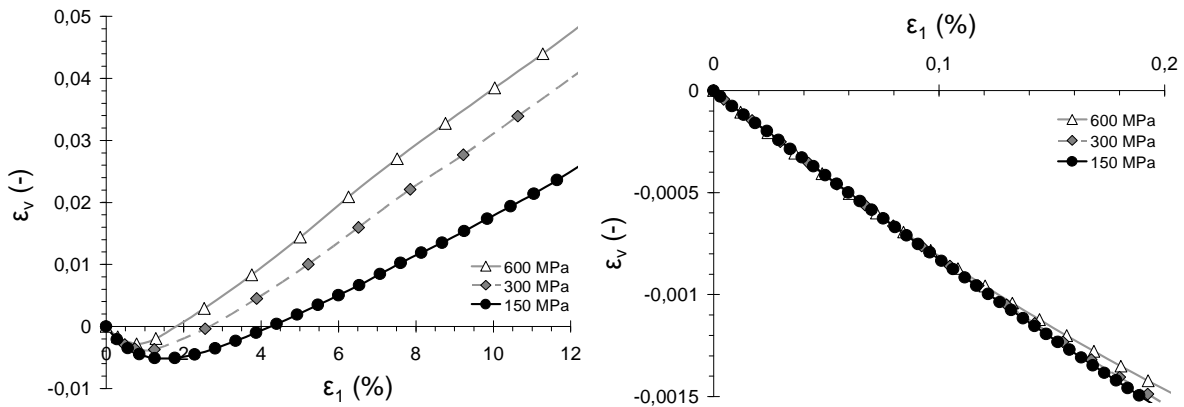
Trois essais de compression triaxiale sont menés à une pression de confinement de 110kPa et pour des modules de contact différents. L'évolution des déviateurs, présentée sur la figure 3.33, montre que le module d'élasticité initial est fortement affecté par  $E_c$ . Ce dernier influence également le déviateur au pic. En revanche, la résistance résiduelle varie peu.

Les courbes de déformations volumiques sont présentées sur la figure 3.34. Une augmentation de  $E_c$  ne modifie pas le coefficient de Poisson mais engendre une

phase de dilatance qui est initiée pour une déformation axiale plus faible. L'augmentation de  $E_c$  s'accompagne d'une faible augmentation de la dilatance.



**Figure 3.33 : Réponse du déviateur pour divers modules de contact (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ ,  $DR=50\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=140\%$ .**



**Figure 3.34 : Réponse de la déformation volumique pour divers modules de contact (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ ,  $DR=50\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=140\%$ .**

### 3.2.5.3 Bilan

Le module de contact influe donc principalement sur le module d'élasticité initial et l'angle de frottement au pic. Il n'engendre qu'une faible variation de la dilatance. Le coefficient de Poisson et l'angle de frottement résiduel sont indépendants de sa valeur.

### 3.2.6 Influence du paramètre alpha

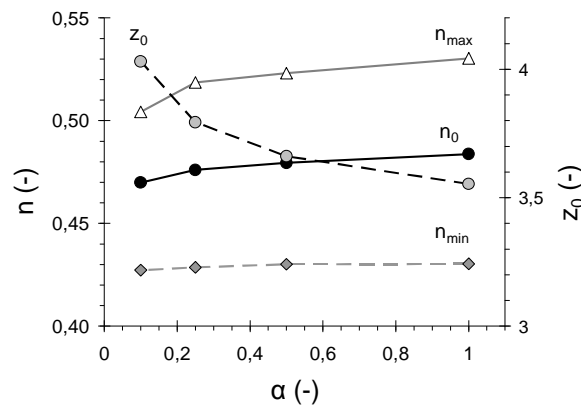
Le paramètre  $\alpha$  détermine le rapport entre la rigidité tangentielle et la rigidité normale d'un contact. La phase élastique de la réponse macroscopique sera donc dépendante de ce paramètre.

#### 3.2.6.1 Influence sur la mise en place des éléments et les porosités

Des essais sont menés pour quatre valeurs de  $\alpha$  : 0,1, 0,25, 0,5 et 1. Sur la figure 3.35, on constate qu'une augmentation de  $\alpha$  engendre une porosité maximale plus forte. Cette augmentation est liée à un accroissement des efforts tangentiels qui limitent le roulement des éléments.

La porosité minimale (mais aussi le nombre de coordination correspondant non présenté ici) est peu affectée par  $\alpha$  puisque aucune force tangentielle ne subsiste au niveau des contacts. En effet, toute force tangentielle générée engendre un glissement et une rupture de contact car  $\varphi_\mu = 0^\circ$ .

Pour une densité relative inférieure à 100%, on observe donc une augmentation de porosité et une diminution du nombre de coordination avec  $\alpha$ .



**Figure 3.35 : Influence du paramètre  $\alpha$  sur la porosité (DR=0%, 50% et 100%) et le nombre de coordination (DR=50%). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ , Mod. 2R,  $ang=140\%$ .**

#### 3.2.6.2 Influence sur la réponse macroscopique des essais triaxiaux

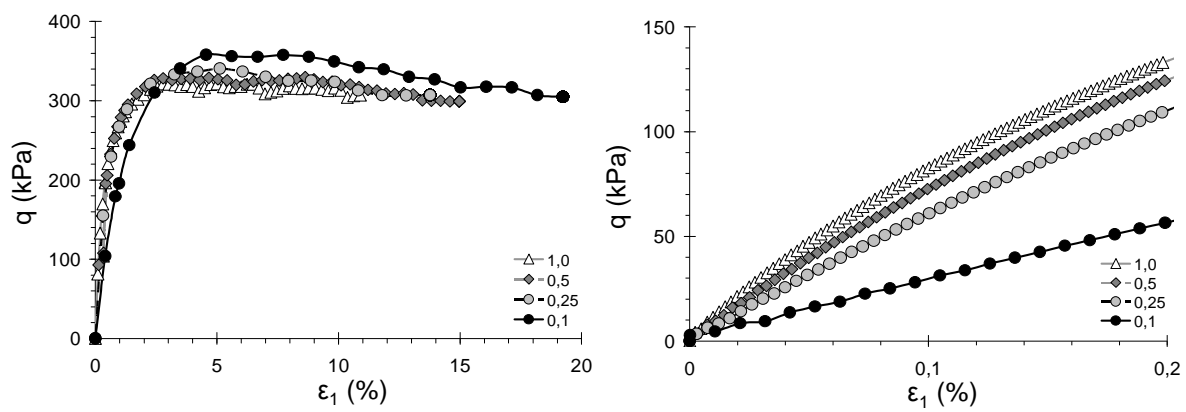
Des essais triaxiaux sont menés sur les échantillons de densité relative égale à 50% pour une contrainte de confinement de 110kPa. On constate globalement qu'une diminution de  $\alpha$  engendre une augmentation de la résistance au pic et une diminution du module initial (sur la figure 3.36). En effet, la diminution de  $\alpha$  minimise les efforts tangentiels et engendre un échantillon globalement moins rigide. Une diminution du module initial en résulte. D'autre part, les ruptures dues au glissement apparaissent lorsque le critère de rupture local est vérifié (Equ. 2.8), c'est-à-dire pour un effort tan-



gentiel suffisamment important. Pour atteindre celui-ci et contribuer à la rupture de l'échantillon, il faut donc une déformation axiale d'autant plus grande que  $\alpha$  est faible. Cela explique que le pic du déviateur soit atteint pour des valeurs de déformation axiale plus fortes lorsque  $\alpha$  est faible.

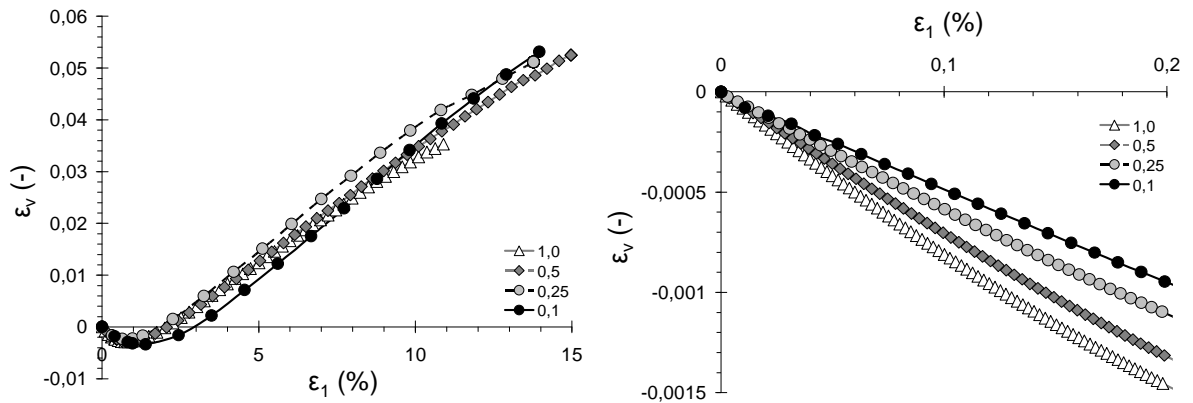
Pour des essais menés à porosité initiale constante en 2D, Chareyre (2003) a montré une augmentation du module initial et de la contrainte de pic avec  $\alpha$ . L'observation inverse effectuée ici sur la contrainte de pic peut être engendrée par une porosité initiale plus forte pour de faibles valeurs de  $\alpha$ .

Le frottement résiduel est peu dépendant de la valeur de  $\alpha$  (figure 3.36).



**Figure 3.36 : Réponse du déviateur pour diverses valeurs de  $\alpha$  (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ ,  $DR=50\%$ ,  $Mod. 2R$ ,  $ang=140\%$ .**

Les courbes de déformations volumiques données sur la figure 3.37 montrent clairement que le coefficient de Poisson diminue quand  $\alpha$  augmente. Cette observation rejoint celles de Chareyre (2003) et de Collop et *al.* (2006) pour une porosité initiale constante. On constate également que la dilatance augmente lorsque  $\alpha$  diminue, ce qui peut être dû à une porosité initiale plus faible. On remarque que pour  $\alpha > 0,25$ , la phase de contractance s'achève pour une déformation axiale constante.



**Figure 3.37 : Réponse de la déformation volumique pour diverses valeurs de  $\alpha$  (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ ,  $DR=50\%$ , Mod. 2R,  $ang=140\%$ .**

### 3.2.6.3 Bilan

Seule la résistance résiduelle n'est pas affectée par la valeur du paramètre  $\alpha$ . Tous les autres paramètres sont influencés.

## 3.2.7 Procédure de calibration des paramètres micromécaniques et géométriques à partir de données expérimentales

Les résultats de l'étude paramétrique menée précédemment ont montré l'influence des paramètres micromécaniques et géométriques sur la réponse macroscopique du modèle. Ils permettent d'établir une relation qualitative entre ces paramètres ( $ang$ ,  $N_s$ ,  $R_{max}/R_{min}$ ,  $E_c$ ,  $\alpha$  et  $\varphi_\mu$ ) et les paramètres macroscopiques restitués par le modèle ( $\varphi_c$ ,  $\varphi_{pic}$ ,  $E_0$  et  $\nu_0$ ). Ces relations vont permettre d'établir une procédure de calibration.

### 3.2.7.1 Synthèse de l'étude paramétrique

Le tableau 3.4 synthétise les tendances et on remarque notamment que :

- l'angle de frottement critique  $\varphi_c$  dépend essentiellement de l'angularité et du modèle d'éléments ;
- le coefficient de Poisson  $\nu_0$  diminue lorsque le rapport entre les raideurs tangentielle et normale  $\alpha$  augmente ;
- le module initial  $E_0$  est indépendant de l'angle de frottement microscopique  $\varphi_\mu$  ;
- l'angle de frottement au pic  $\varphi_{pic}$  et l'angle de dilatance  $\psi$  dépendent de l'ensemble des paramètres micromécaniques.

	$n_{max}$	$n_{min}$	à DR quelconque					
			$z_0$	$\varphi_c$	$\nu_0$	$E_0$	$\varphi_{pic}$	$\psi$
$R_{max} / R_{min}$	▼	▼	▼	-	-	-	-	▼ / -
$N_s$	▲ / ▼	▲ / ▼	▼	▲ / -	▼ / -	-	▲	▲
ang	▲ / ▼	▲ / ▼	▲ / ▼	▲	▼ / -	▲ / ▼	▲ / -	▲ / ▼
$\alpha$	▲	-	▼	-	▼	▲	▼	▼
$E_c$	-	-	▼	-	-	▲	▲ / -	▲ / -
$\varphi_\mu > 15^\circ$	▲	-	▼	- (/▲)	-	-	▲	▲

▲ : Fonction croissante du paramètre testé      - : Indépendance vis-à-vis du paramètre testé

▼ : Fonction décroissante du paramètre testé      / : Opérateur "ou"

**Tableau 3.4 : Synthèse de l'étude paramétrique.**

### 3.2.7.2 Procédure de calibration micro – macro

La procédure de calibration consiste à déterminer le jeu de paramètres micro-mécaniques et géométriques le mieux adapté pour reproduire le comportement expérimental d'un matériau à modéliser. Les différentes étapes de cette procédure sont synthétisées sur la figure 3.38.

L'étalement granulométrique et le modèle d'éléments (respectivement  $R_{max}/R_{min}$  et  $N_s$ ) sont initialement fixés de manière à limiter le nombre de sphères à une valeur raisonnable (éléments de tailles voisines, nombre de sphères par élément limité à 2 ou 3). La contrainte de confinement adoptée correspond à celle de l'essai expérimental à modéliser. Initialement, l'ensemble des paramètres du modèle à caler ( $ang$ ,  $\alpha$ ,  $E_c$ ,  $\varphi_\mu$ ) sont définis arbitrairement avec  $\varphi_\mu > 15^\circ$ . Pour cet ensemble de paramètres, on détermine les porosités minimales et maximales. Dès lors, on crée un échantillon numérique ayant une densité relative semblable à celle de l'échantillon expérimental. Un essai triaxial est mené sur cet échantillon et la réponse du modèle est confrontée aux courbes expérimentales afin d'initier la phase de calibration. Lorsqu'un paramètre du modèle est modifié, une nouvelle recherche des porosités minimale et maximale est effectuée, sauf lors de la modification de  $E_c$  qui ne l'influence pas (tableau 3.4). Quatre étapes successives sont nécessaires à la calibration du modèle (et résumées sur la figure 3.38) :

- si l'angle de frottement critique du modèle est supérieur à celui obtenu expérimentalement, l'angularité des éléments est diminuée. Dans le cas inverse, elle est augmentée. Si l'angle de frottement critique du matériau ne peut être reproduit par le modèle  $2R$ , on utilise le modèle  $3R$ . Lorsque l'angle de frottement critique est correctement restitué pour une valeur d'angularité donnée, on poursuit le processus de calibration par l'étape *b* en maintenant  $ang$  fixé ;
- de manière analogue, le paramètre  $\alpha$  est calibré pour approcher au mieux le coefficient de Poisson expérimental du matériau à modéliser. Le paramètre  $\alpha$

n'influe pas sur l'angle de frottement critique obtenu (tableau 3.4) et ne remet donc pas en cause la calibration de  $ang$  ;

- (c)  $E_c$  est déterminé afin que le modèle reproduise au mieux le module initial expérimental  $E_0$ . Cette modification ne remet pas en cause les calibrations précédentes comme on peut le remarquer dans le tableau 3.4 ;
- (d) l'angle de frottement microscopique  $\varphi_\mu$  est ajusté afin que le modèle numérique approche l'angle de frottement au pic  $\varphi_{pic}$  du matériau à modéliser. On a vu précédemment que  $\varphi_\mu$  influence très peu l'angle de frottement résiduel pour une valeur supérieure à  $15^\circ$ .

Enfin l'angle de dilatance obtenu par le modèle numérique est comparé à celui issu de l'expérience. Un changement du modèle d'éléments peut être envisagé si nécessaire pour une meilleure calibration du modèle (cas présenté dans la partie 3.5).

### 3.2.7.3 Synthèse

Les paramètres géométriques et micromécaniques ( $ang, \alpha, E_c, \varphi_\mu$ ) sont déterminés successivement par analogie avec les paramètres macromécaniques expérimentaux du matériau à simuler ( $\varphi_c, \nu_0, E_0, \varphi_{pic}$ ). L'angle de dilatance  $\psi$ , fonction du jeu de paramètres retenu, peut être approché en changeant le modèle d'éléments. On note que le modèle d'éléments  $3R$  (voire  $4R$ ) peut être envisagé soit pour augmenter l'angle de frottement critique de la réponse numérique, soit pour en modifier la dilatance. Dans ce dernier cas, une nouvelle calibration de l'ensemble des paramètres est nécessaire.

Paramètres initiaux:	
Fixés	Arbitraires
$DR = DR_{exp}$ $\sigma_3 = \sigma_{3 exp}$ $R_{max} / R_{min} = 2$ $N_s = 2 \text{ or } 3$	$Ang$ $\alpha$ $E_c$ $\varphi_\mu (>15^\circ)$
Calibration avec les courbes expérimentales	$\varphi_c = f_1(ang)$ <b>(a)</b> → calibration de $ang$
	$\nu_0 = f_2(ang, \alpha) = f_2(\alpha)$ <b>(b)</b> → calibration de $\alpha$
	$E_0 = f_3(ang, \alpha, E_c) = f_3(E_c)$ <b>(c)</b> → calibration de $E_c$
	$\varphi_{pic} = f_4(ang, \alpha, E_c, \varphi_\mu) = f_4(\varphi_\mu)$ <b>(d)</b> → calibration de $\varphi_\mu$
<b>Observation finale</b> : comparaison entre les dilatances expérimentale et numérique	

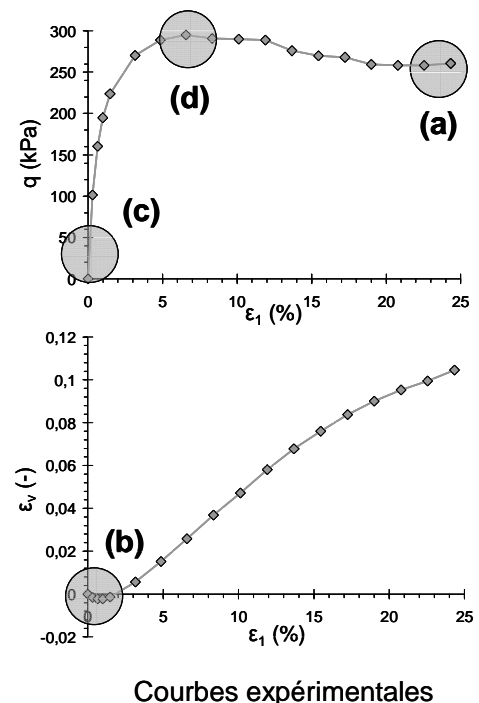


Figure 3.38 : Procédure de calibration des paramètres du modèle à partir de données et résultats de expérimentaux.

---

### 3.3 Modèles à rotations bloquées

La suppression des rotations au sein d'un échantillon empêche tout mécanisme de roulement et engendre un blocage précoce des éléments. Le comportement macroscopique est donc modifié puisque le réarrangement des éléments n'est lié qu'à des phénomènes de glissement. L'échantillon s'avère plus résistant et des états de contraintes comparables à ceux observés dans les sols peuvent être simulés avec des sphères indépendantes (voir les résultats de Calvetti dans la partie 1.3.3.4). L'intérêt d'un modèle à rotations bloquées est un gain de temps principalement lié à la géométrie simple des éléments pouvant être utilisés.

Les modèles à rotations bloquées et composés d'éléments d'une ou de deux sphères sont respectivement notés  $1N$  et  $2N$ . Seuls ces éléments sont testés dans cette partie.

Dans un premier temps, il est vérifié que la notion d'état critique reste valable lorsque les rotations des éléments sont empêchées. L'influence de l'angularité et de l'angle de frottement microscopique sur la réponse macroscopique du modèle est ensuite abordée. L'étude de ces paramètres suffit à prendre conscience qu'établir une procédure de calibration fiable n'est pas évident pour ce modèle. Enfin, les résultats sont confrontés à ceux obtenus pour des rotations libres afin de mettre en évidence l'effet de la rotation des éléments.

---

#### 3.3.1 Notion d'état critique

Les modèles à rotations libres présentent un état résiduel indépendant de la porosité initiale et évoluant peu avec l'angle de frottement microscopique qui caractérise le glissement. En revanche, il dépend de la forme des éléments (de l'angularité et du modèle d'éléments). Le roulement et la rotation des éléments apparaissent donc comme des phénomènes déterminants à l'état résiduel.

Il s'agit de vérifier que la notion d'état critique est encore valable pour un modèle quelconque sans rotations. Des essais triaxiaux sont menés pour un modèle d'éléments  $2N$ , une angularité de 60% et des densités relatives de 0, 50 et 100%. Les figures 3.39 et 3.40 présentent la réponse des simulations en terme de déviateur, porosité et nombre de coordination.

Pour des déformations axiales élevées ( $\varepsilon_l > 15\%$ ), on constate que le déviateur tend vers une valeur indépendante de la densité relative. Il en est de même de la porosité et du nombre de coordination. L'état résiduel apparaît donc indépendant de la densité relative pour le modèle  $2N$  et la notion d'état critique reste valable.

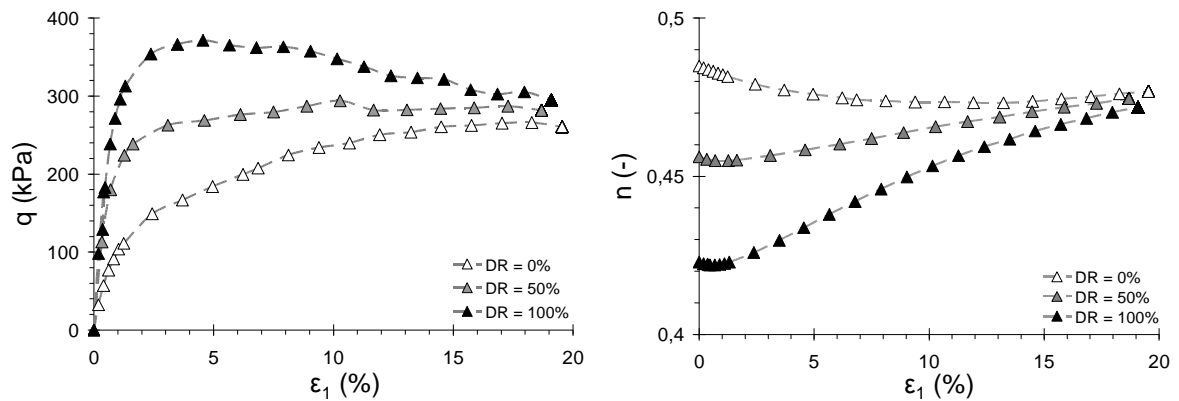


Figure 3.39 : Evolutions du déviateur (à gauche) et de la porosité (à droite) pour diverses densités relatives. Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ , Mod. 2N,  $\text{ang}=60^\circ$ ,  $E_c=600\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .

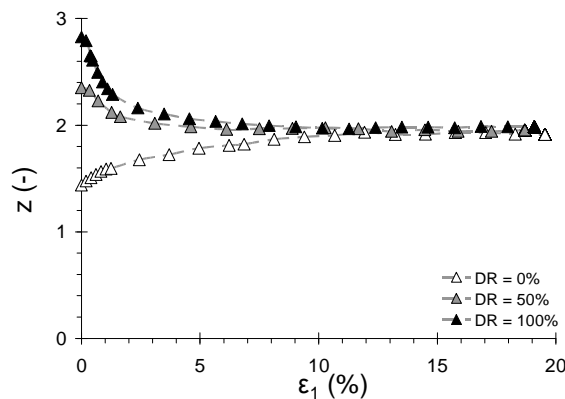


Figure 3.40 : Evolution du nombre de coordination  $z$  pour diverses densités relatives. Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ , Mod. 2N,  $\text{ang}=60^\circ$ ,  $E_c=600\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .

### 3.3.2 Influence de l'angularité sur la réponse du modèle

Des essais sont menés pour le modèle 2N et des angularités de 0, 20, 60, 100 et 140%. On s'intéresse dans un premier temps à la mise en place des éléments pour des densités relatives de 0% et de 100%. Des essais triaxiaux sont ensuite simulés pour une densité relative de 50% et une pression de confinement de 110kPa.

#### 3.3.2.1 Influence sur la mise en place des éléments et les porosités

La mise en place des éléments est réalisée en empêchant les rotations au sein de l'échantillon. L'évolution des gammes de porosités accessibles aux échantillons du modèle 2N est exprimée en fonction de l'angularité sur la figure 3.41 (à gauche).

Si on compare les modèles  $2N$  (sans rotations) et  $2R$  (avec rotations) pour  $ang = 0\%$ , on constate que la porosité minimale atteinte est la même puisqu'elle est obtenue à frottement nul, autrement dit pour des contacts parfaitement lubrifiés. A porosité maximale, les porosités sont différentes, ce qui signifie que des phénomènes de roulement (seuls à engendrer des rotations dans le cas d'éléments sphériques) interviennent dans le réarrangement des éléments.

Pour des angularités non nulles, les porosités minimales sont différentes pour les modèles  $2N$  et  $2R$ . A densité relative donnée, on constate que la porosité obtenue est plus forte lorsque les rotations sont bloquées. Cela traduit un réarrangement moins important causé par un blocage précoce des éléments.

La figure 3.41 montre également qu'une augmentation de l'angularité s'accompagne d'une augmentation systématique de la porosité dans le cas du modèle  $2N$ : des éléments plus allongés engendrent des vides plus importants dans l'échantillon.

Sur la figure 3.41 (à droite), on observe que le modèle  $2N$  engendre une différence entre les porosités maximale et minimale quasi indépendante de l'angularité. Cette valeur est proche de celle du modèle  $2R$  pour une angularité supérieure à 60%. La supposition faite dans la partie 3.2.1.1, selon laquelle le roulement des éléments sphériques était à l'origine d'une différence de porosité plus faible, est donc vérifiée.

Pour les modèles  $1R$  et  $1N$  (ou  $2R$  et  $2N$  avec  $ang = 0\%$ ), on constate sur la figure 3.42 (à gauche) que le nombre de coordination obtenu à porosité minimale sur des échantillons composés de sphères simples est le même. Ayant la même porosité et le même nombre de coordination, ils sont donc identiques. Les phénomènes de roulement n'interviennent donc pas dans la recherche de la porosité minimale. Cependant, on obtient des résultats différents pour des éléments non convexes (ou avec  $ang \neq 0\%$ ) puisque le réarrangement est limité dans le cas du modèle  $2N$ .

A porosité maximale, la comparaison entre les modèles avec et sans rotations montre que la rotation des éléments est à l'origine d'un nombre de coordination croissant avec l'angularité. D'autre part, les modèles  $2N$  ont des nombres de coordination plus faibles. Ils engendrent donc des contraintes aux limites semblables au modèle  $2R$  avec un nombre de contacts plus faible.

Pour le modèle  $2N$  et des angularités non nulles, on constate que le nombre de coordination est indépendant de l'angularité. La forme des éléments semble donc ne pas avoir d'influence majeure sur  $z$  lorsque les rotations sont empêchées.

Sur la figure 3.42 (à droite), on constate que le nombre moyen de voisins par élément, noté  $z_{cl}$ , est quasi – indépendant de l'angularité pour le modèle  $2N$ . Lorsque l'angularité est modifiée, il semble donc que le nombre de contacts commande la contrainte mesurée sur les parois.

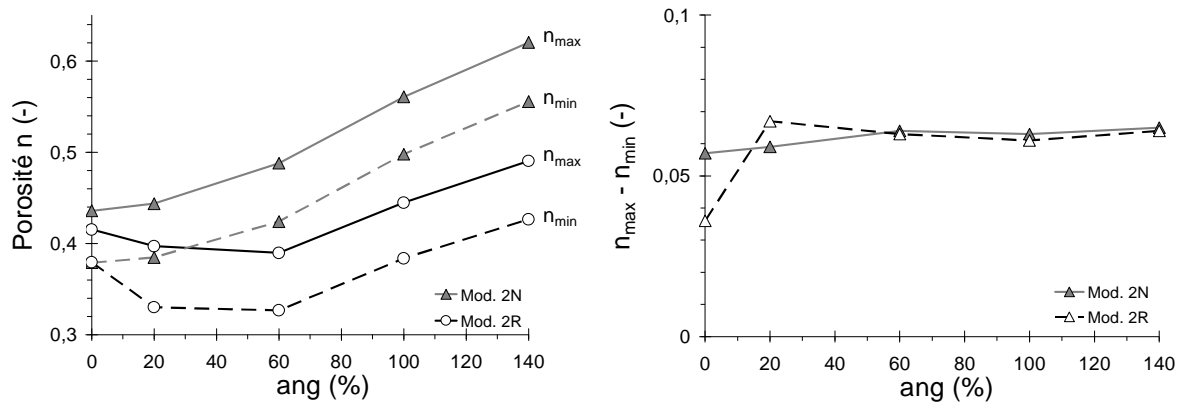


Figure 3.41 : Influence de l'angularité sur les porosités minimale et maximale (à gauche) et leur différence (à droite).

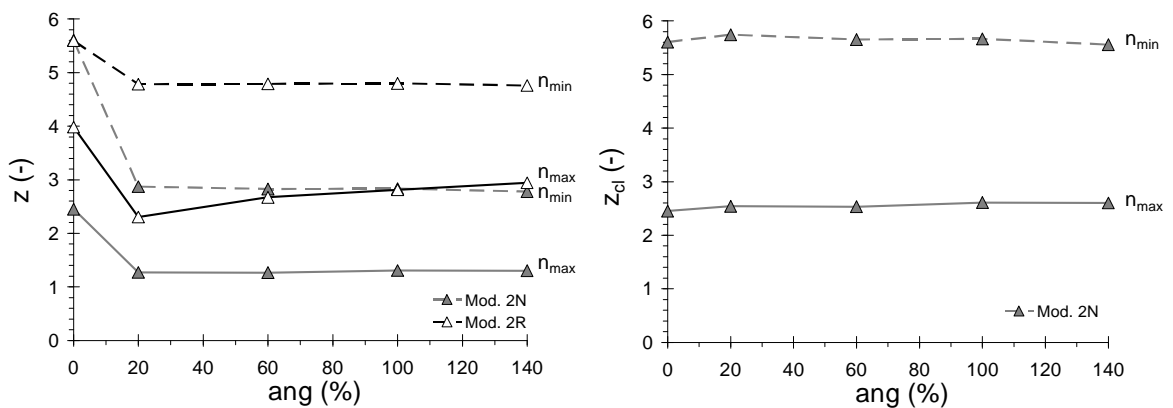


Figure 3.42 : Influence de l'angularité sur les nombres de coordination  $z$  (à gauche) et  $z_{cl}$  (à droite) à porosités minimale et maximale.

### 3.3.2.2 Influence sur la réponse macroscopique des essais triaxiaux

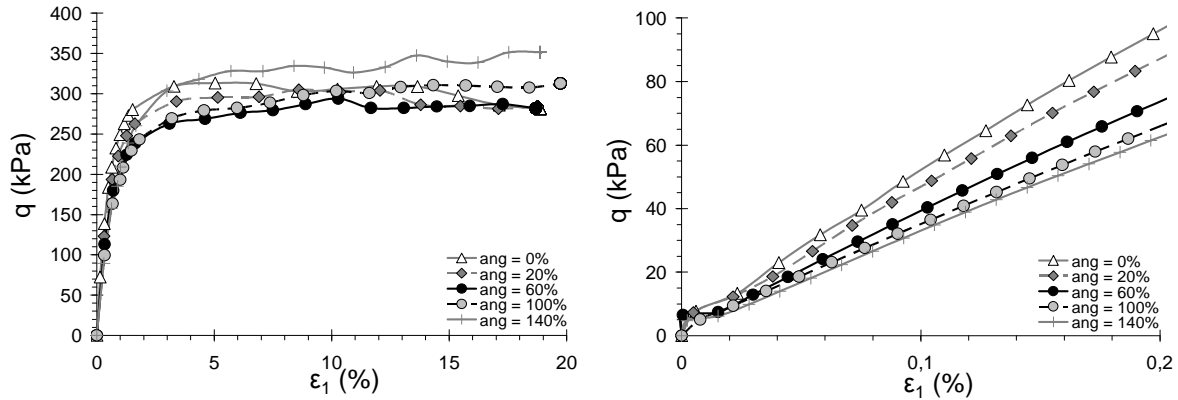
Des essais triaxiaux sont simulés pour les différentes angularités. La réponse du déviateur est présentée sur la figure 3.43 et montre une diminution du module initial lorsque l'angularité augmente. Cette observation a déjà été effectuée pour les modèles à rotations libres. On en déduit que l'augmentation constatée pour le modèle à rotations libres n'est pas liée au roulement des éléments.

Pour des déformations axiales plus importantes, on note une influence de l'angularité sur le déviateur au pic mais aucune tendance particulière ne semble se dégager. Une augmentation de l'angularité engendre un déviateur résiduel supérieur ou égal.

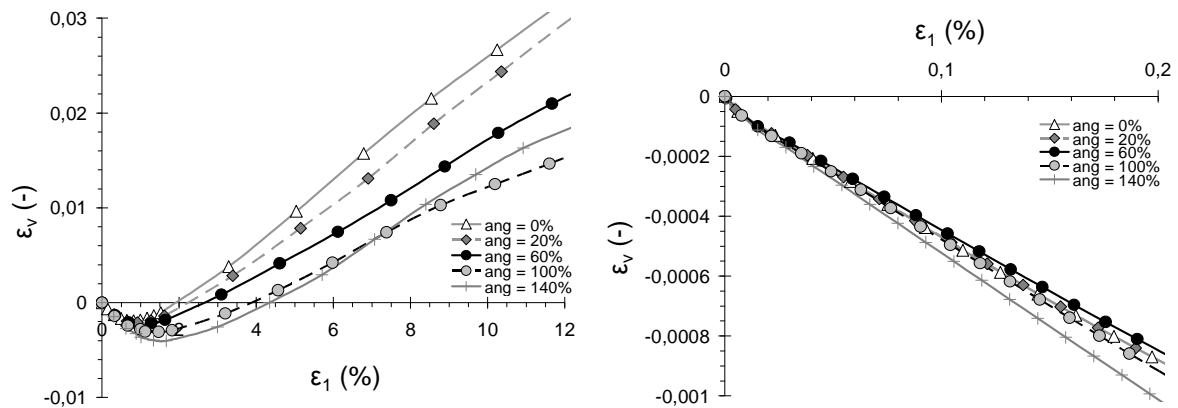
Les courbes de déformations volumiques de la figure 3.44 montrent que la phase de contractance s'achève pour une déformation axiale plus importante lorsque



l'angularité augmente. Les évolutions de la dilatance et du coefficient de Poisson ne répondent pas à une tendance particulière.

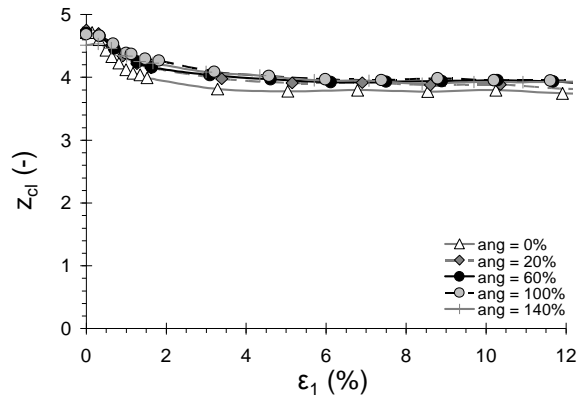


**Figure 3.43 : Influence de l'angularité sur le déviateur (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ ,  $DR=50\%$ , Mod. 2N,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**



**Figure 3.44 : Influence de l'angularité sur la déformation volumique (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ ,  $DR=50\%$ , Mod. 2N,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**

Les nombres de coordination  $z_{cl}$ , dont les valeurs sont initialement très proches pour les différentes angularités, évoluent de manière semblable durant les essais (voir la figure 3.45).



**Figure 3.45 : Réponse du nombre de coordination  $z_{cl}$  pour diverses angularités.**  
**Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ ,  $DR=50\%$ , Mod. 2N,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**

### 3.3.3 Influence du frottement microscopique sur la réponse macroscopique

Lorsque le roulement est empêché, seules les ruptures par glissement engendrent des pertes de contacts et un réarrangement des éléments. L'angle de frottement microscopique joue donc un rôle prépondérant sur le comportement du matériau. Des échantillons composés de sphères (modèle *IN*) sont testés pour des angles de frottement microscopiques de 10, 15 et 20°.

#### 3.3.3.1 Influence sur la mise en place des éléments et les porosités

Comme dans le cas des modèles à rotations libres, on constate qu'une augmentation de l'angle de frottement microscopique crée une augmentation de la porosité maximale, une diminution du nombre de coordination et n'influe pas sur la porosité minimale (figure 3.46). Cependant, les plages de variations de la porosité maximale et du nombre de coordination  $z_0$  sont plus importantes.

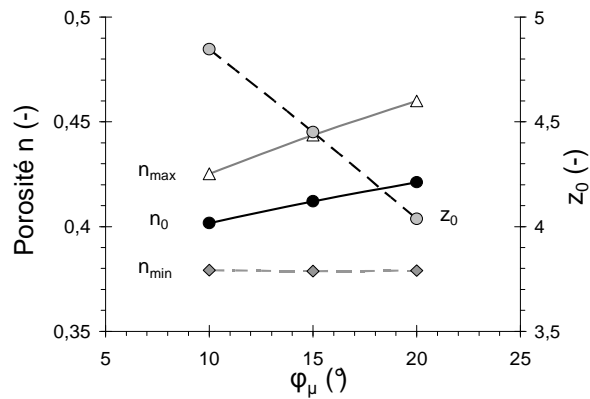
#### 3.3.3.2 Influence sur la réponse macroscopique des essais triaxiaux

L'évolution du déviateur en fonction de la déformation axiale durant un essai de compression triaxiale ( $DR = 50\%$ ,  $\sigma_3 = 110kPa$ ) est donnée sur la figure 3.47 pour les différents angles de frottement microscopiques.

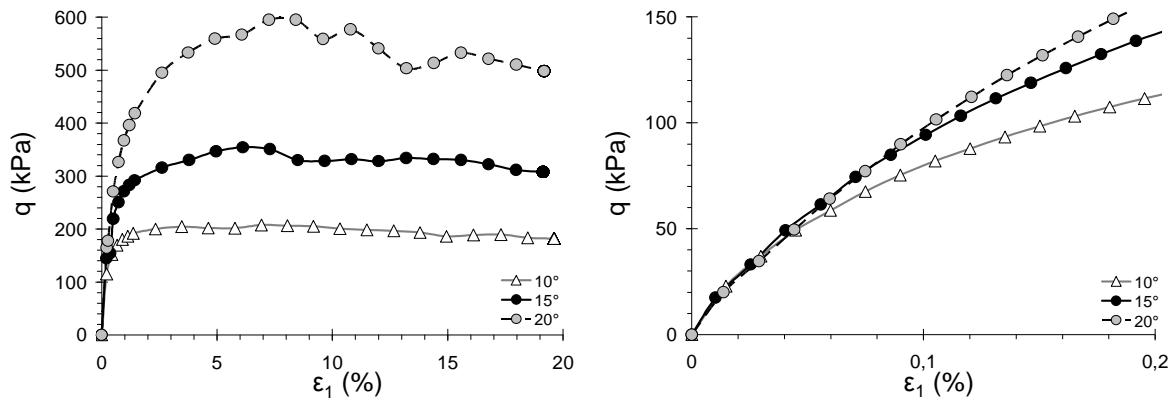
On constate que l'angle de frottement microscopique n'a pas d'influence sur le module d'élasticité initial. En revanche, il conditionne les valeurs du déviateur au pic et du déviateur résiduel. Lorsque les rotations sont admises, le déviateur résiduel est apparu quasi – indépendant de  $\varphi_\mu$ , ce qui signifie que la rotation des éléments (et le roulement dans le cas de sphères indépendantes) est le phénomène qui domine dans la phase post-pic. Les rotations sont donc à l'origine d'un déviateur résiduel indépendant des paramètres micromécaniques lorsque  $\varphi_\mu$  est suffisamment grand (supérieur à 15° dans nos simulations).

Dans le cas sans roulement, les valeurs de l'angle de frottement résiduel obtenues pour  $\varphi_\mu = 10^\circ$  et  $\varphi_\mu = 20^\circ$  sont respectivement de  $27^\circ$  et  $44^\circ$ . On note que les valeurs de  $\varphi_\mu$  proposées permettent d'encadrer les valeurs des angles de frottement résiduels obtenus pour des sols granulaires classiques.

Les observations effectuées sont en accord avec les travaux de Suiker et Fleck (2004) et de Calvetti (2005) qui montrent que les angles de frottement au pic et au palier augmentent avec l'angle de frottement microscopique (la comparaison est limitée car leurs essais sont menés pour une porosité initiale identique).



**Figure 3.46 : Influence de l'angle de frottement microscopique sur la porosité (DR=0, 50 et 100%) et le nombre de coordination (DR=50%). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ , Mod. 1N,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ .**

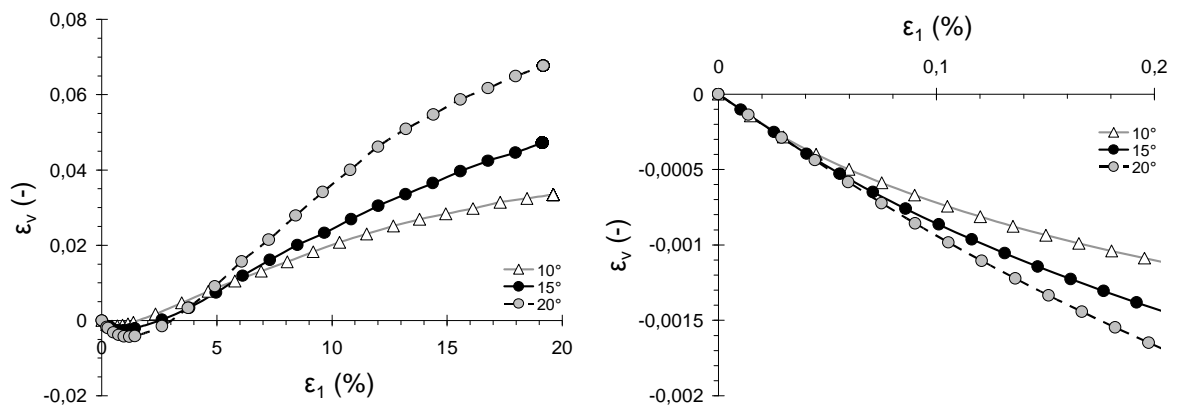


**Figure 3.47 : Réponse du déviateur pour diverses valeurs de l'angle de frottement microscopique (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ , DR=50%, Mod. 1N,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ .**

Sur la figure 3.48, les courbes de déformations volumiques montrent, comme dans le cas d'un modèle à rotations libres, une augmentation de la dilatance avec  $\varphi_\mu$ .

Le coefficient de Poisson apparaît indépendant de  $\varphi_\mu$  (mesure effectuée avant 0,02% de déformation axiale). Pour de faibles valeurs de  $\varphi_\mu$ , on constate une contractance plus faible qui résulte du caractère plus dense de ces échantillons.

Finalement, les modèles à rotations bloquées engendrent des déviateurs résiduels fortement dépendants de l'angle de frottement microscopique. Comme dans le cas des modèles à rotations libres,  $\varphi_\mu$  n'influe pas sur les paramètres caractérisant la phase élastique de la réponse macroscopique.



**Figure 3.48 : Réponse de la déformation volumique pour diverses valeurs de l'angle de frottement microscopique (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ ,  $DR=50\%$ ,  $Mod. 1N$ ,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ .**

### 3.3.4 Limites du blocage des rotations dans le processus de calibration

L'influence du module de contact et du paramètre  $\alpha$  n'est pas présentée car les tendances observées sont similaires à celles obtenues pour les modèles à rotations libres dans la partie 3.2. La répartition granulométrique n'a pas été modifiée.

D'autre part, les parties 3.3.2 et 3.3.3 ont montré que la suppression des rotations engendre :

- un état globalement plus lâche que pour les modèles à rotations libres au terme de la mise en place ;
- un échantillon plus résistant, une contractance plus forte et un comportement pic - palier moins marqué ;
- des déviateurs au pic et à l'état résiduel tous deux influencés par l'angularité et l'angle de frottement au pic.

Cette dernière observation implique que la calibration des angles de frottement au pic et résiduel ne peut pas être effectuée indépendamment. Une telle calibration s'avère d'autant plus difficile que la dépendance de l'angle de frottement au pic vis-à-vis de l'angularité ne suit pas une tendance claire.

Aucune procédure de calibration n'est donc envisagée pour le modèle à rotations bloquées. De plus, nous verrons dans la partie 3.4 que la calibration des paramètres n'est pas toujours possible pour approcher le déviateur et la déformation volumique obtenus expérimentalement.

---

### 3.3.5 Comparaison avec les modèles à rotations libres

Dans la partie 3.3.2, l'influence des rotations des éléments a été mise en évidence durant la phase de grossissement. Les états initiaux des échantillons résultants des modèles  $2N$  et  $2R$  se sont avérés différents.

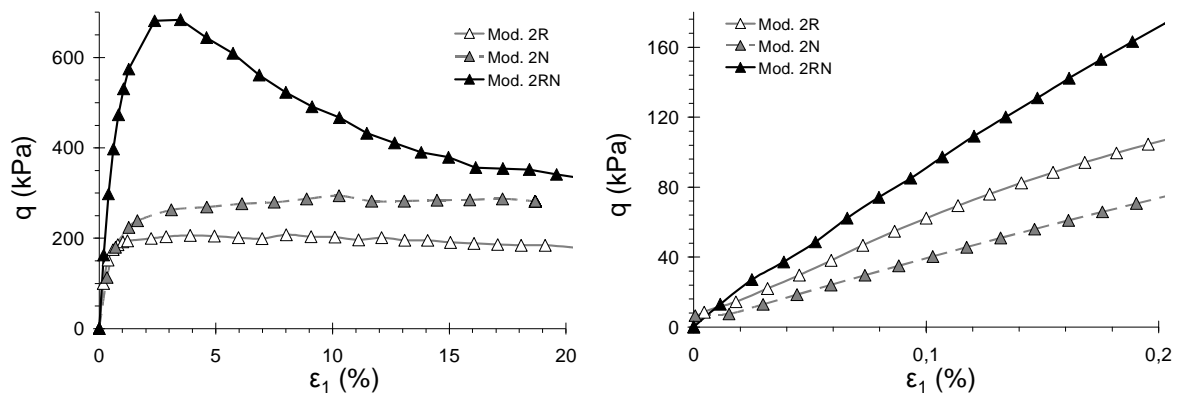
Afin d'estimer l'influence des rotations durant la phase d'écrasement, un modèle intermédiaire (modèle  $2RN$ ) est introduit : les éléments sont mis en place avec des rotations libres puis les rotations sont bloquées durant la phase d'écrasement. Au terme de la phase de grossissement, les échantillons du modèle  $2RN$  sont donc similaires aux échantillons du modèle  $2R$ . Des essais triaxiaux sont simulés pour une angularité de 60%, une densité relative de 50% et une pression de confinement de 110kPa. La figure 3.49 présente l'évolution du déviateur durant les essais de compression triaxiale pour les modèles  $2R$ ,  $2N$  et  $2RN$ .

Pour de faibles déformations ( $\varepsilon_l < 0,2\%$ ), le déviateur résultant du modèle  $2R$  est plus fort que celui du modèle  $2N$  mais plus faible que celui du modèle  $2RN$ . La valeur du module initial est donc dépendante à la fois de l'état initial de l'échantillon et de la rotation des éléments durant la phase élastique.

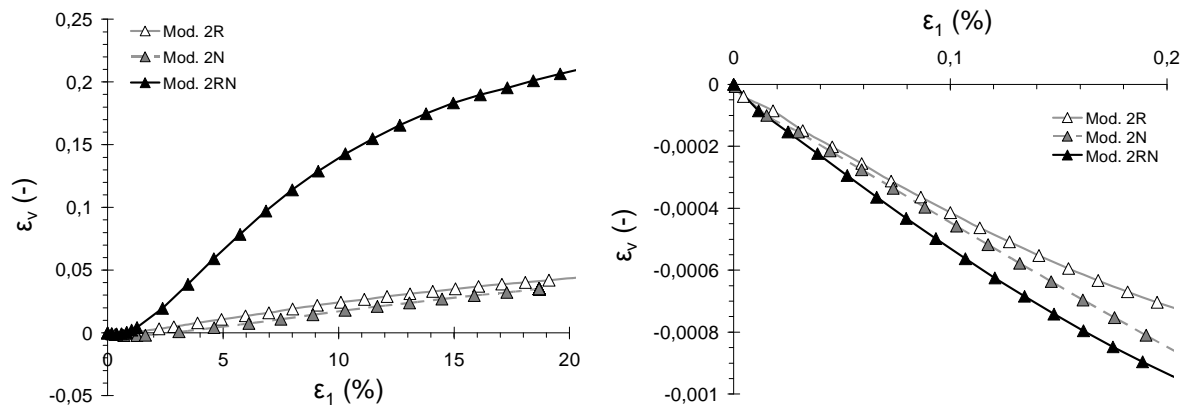
Au-delà de 1% de déformation axiale, les résistances de pic et résiduelle sont plus fortes pour le modèle  $2N$  que le modèle  $2R$ , ce qui est dû à un réarrangement moins important des éléments. Le déviateur du modèle  $2RN$  présente un pic important et une valeur résiduelle qui tend vers celle du modèle  $2N$  pour de grandes déformations. L'état initial de l'échantillon ne semble donc pas conditionner la valeur résiduelle atteinte par le déviateur, ce qui est en accord avec la notion d'état critique.

La figure 3.50 présente l'évolution des déformations volumiques. Pour de faibles déformations, on constate que le coefficient de Poisson est affecté par une suppression des rotations qui tend à accroître la contractance. A l'inverse, la rotation des éléments limite donc la contractance d'un échantillon. Cette observation va à l'encontre de l'idée selon laquelle les rotations favorisent un réarrangement des éléments vers un état dense.

La dilatance observée pour les modèles  $2N$  et  $2R$  est proche. En effet, la tendance du modèle  $2N$  à engendrer de fortes dilatances est limitée par une porosité initiale importante.

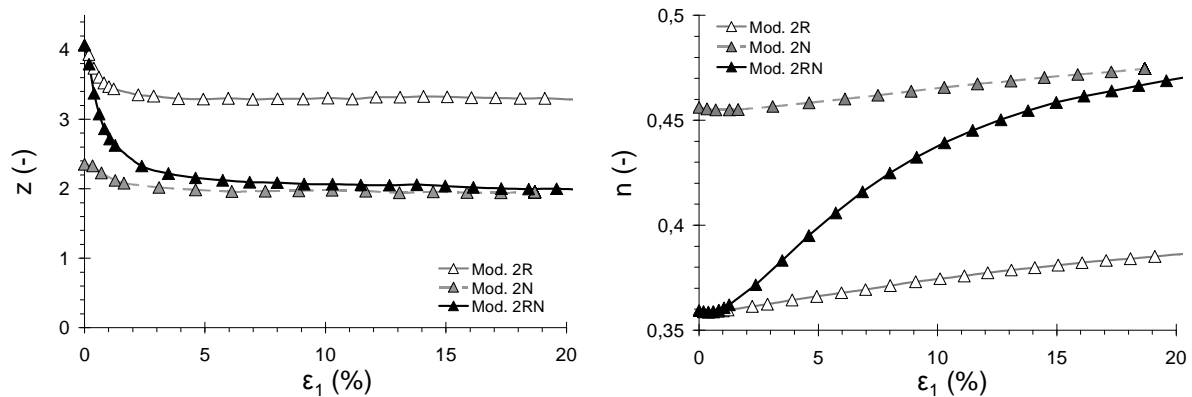


**Figure 3.49 : Influence des rotations sur le déviateur (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ ,  $DR=50\%$ ,  $ang=60\%$ ,  $E_c=600\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**



**Figure 3.50 : Influence des rotations sur la déformation volumique (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110\text{kPa}$ ,  $DR=50\%$ ,  $ang=60\%$ ,  $E_c=600\text{MPa}$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**

Les évolutions des nombres de coordination et des porosités sont représentées sur la figure 3.51. Le modèle 2N engendre des nombres de coordination plus faibles et une porosité plus forte que le modèle 2R. L'échantillon testé par le modèle 2RN présente un état initial semblable au modèle 2R et un état résiduel qui tend vers le modèle 2N, en accord avec la notion d'état critique.



**Figure 3.51 : Influence des rotations sur le nombre de coordination (à gauche) et la porosité (à droite). Paramètres :  $\sigma_3=110kPa$ ,  $DR=50\%$ ,  $ang=60\%$ ,  $E_c=600MPa$ ,  $\alpha=0.1$ ,  $\varphi_\mu=15^\circ$ .**

### 3.3.6 Synthèse

La suppression des rotations des éléments au sein des échantillons a mis en évidence que :

- la rotation des éléments n'est pas à l'origine de la notion d'état critique ;
- les paramètres élastiques sont fonctions de l'état initial de l'échantillon et de la rotation des éléments ;
- les rotations sont à l'origine d'états de contraintes plus faibles et d'un déviateur résiduel qui varie peu avec l'angle de frottement microscopique (pour  $\varphi_\mu > 15^\circ$ ) ;
- contrairement au cas des éléments sphériques (modèle *IR*), la porosité minimale obtenue pour des assemblages d'éléments est fortement dépendante des rotations ;
- lorsque les rotations sont supprimées, le nombre initial de voisins par éléments est indépendant de l'angularité à densité relative donnée.

## 3.4 Application à la prédiction de résultats expérimentaux

Pour valider l'approche proposée, des simulations numériques sont comparées à des résultats expérimentaux d'essais biaxiaux de révolution.

Pour cela, les paramètres des modèles sont calibrés grâce à un essai de référence réalisé à une porosité et à une contrainte de confinement données. Une fois la calibration effectuée, des essais réalisés à des densités relatives et des pressions de confinement différentes sont modélisés. Les résultats expérimentaux et numériques sont confrontés et les critères de rupture sont analysés. Enfin, on conclut sur la pertinence de la méthodologie adoptée et la qualité prédictive des modèles numériques utilisés.

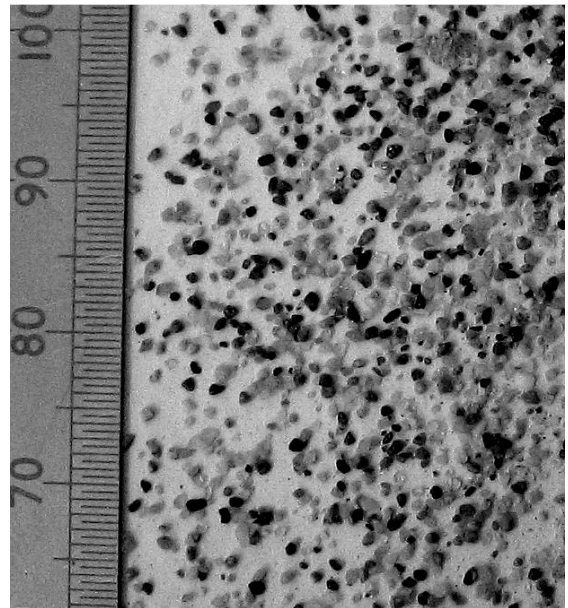
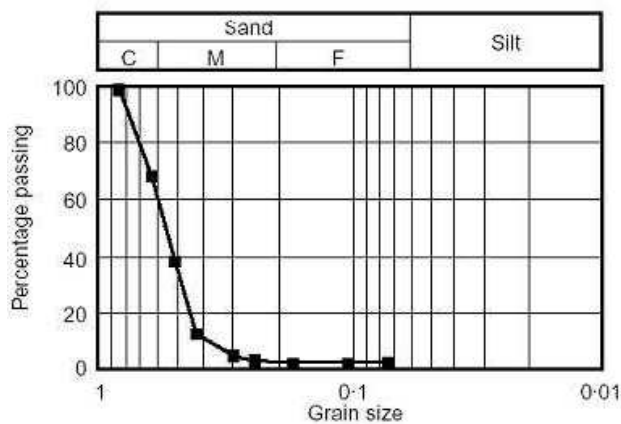
Ce travail s'intègre dans le projet GéoDis.

### 3.4.1 Résultats expérimentaux

Des essais biaxiaux de révolution drainés ont été menés sur le sable de Ticino pour deux gammes de densités relatives. Les résultats de ces essais expérimentaux ont été fournis par le Politecnico di Milano. Une partie de ces résultats, attribués à V. Ghionna et D. Porcino (Università Mediterranea di Reggio-Calabria et Politecnico di Torino) est reprise dans cette partie.

#### 3.4.1.1 Caractérisation du sable de Ticino

La figure 3.52 résume l'ensemble des caractéristiques géométriques du matériau testé : la forme des grains (morphologie, sphéricité, minéralogie, densité des grains  $G_s$ ), la granulométrie (courbe granulométrique, coefficient d'uniformité  $c_u$ ) et les densités minimale  $\gamma_{min}$  et maximale  $\gamma_{max}$ . La photo permet d'apprécier la forme générale des grains. Les indices des vides maximal  $e_{max}$  et minimal  $e_{min}$  correspondent à une porosité minimale de 0,368 et maximale de 0,483.



$\gamma_{max} = 1700 \text{ kg/m}^3$	$e_{max} = 0.582$	$G_s = 2.69$
$\gamma_{min} = 1391 \text{ kg/m}^3$	$e_{min} = 0.934$	$c_u = 1.6$
Morphology: angular (20%) subangular (55%) subrounded (25%)		
Sphericity: 0.7 to 0.8		
Mineralogy: quartz (28%), feldspar (30%) mica (5%), opaques		
Description: uniform coarse to medium sand		

Figure 3.52 : Caractéristiques (à gauche) et photo (à droite) du sable de Ticino (V. Ghionna et D. Porcino).



### 3.4.1.2 Résultats des essais biaxiaux de révolution

Les résultats des essais biaxiaux de révolution sont donnés sur les figures 3.53 à 3.55. Pour l'ensemble des essais, un cycle décharge – recharge a été effectué. Concernant les résultats des essais menés à une densité relative comprise entre 70% et 75%, on note que :

- les déformations volumiques des essais menés à des contraintes de confinement de 200 et de 300kPa sont anormalement proches (figure 3.54). De plus, on constate une probable anomalie des mesures expérimentales à partir de 4% de déformation axiale pour l'essai à 99kPa et à partir de 3% pour l'essai à 200kPa. Aucune indication sur la dispersion des résultats n'est donnée ;
- la comparaison des valeurs de pic de  $\eta$  (Figure 3.55) entre les différents essais ne respecte pas l'ordre attendu. Pour un échantillon plus dense, la valeur de  $\eta$  est généralement plus forte, ce qui n'est pas constaté ici. Cette observation peut cependant provenir du caractère non linéaire de l'enveloppe de rupture.

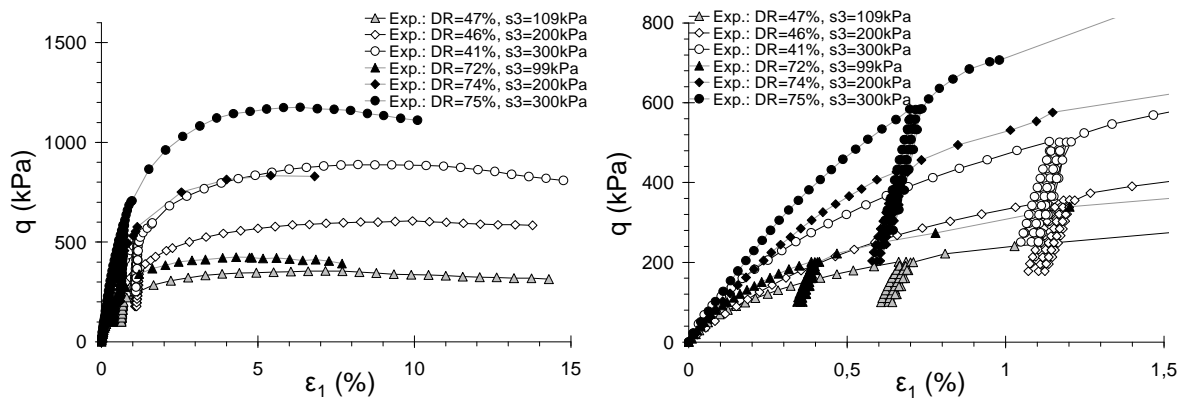


Figure 3.53 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  expérimentales (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

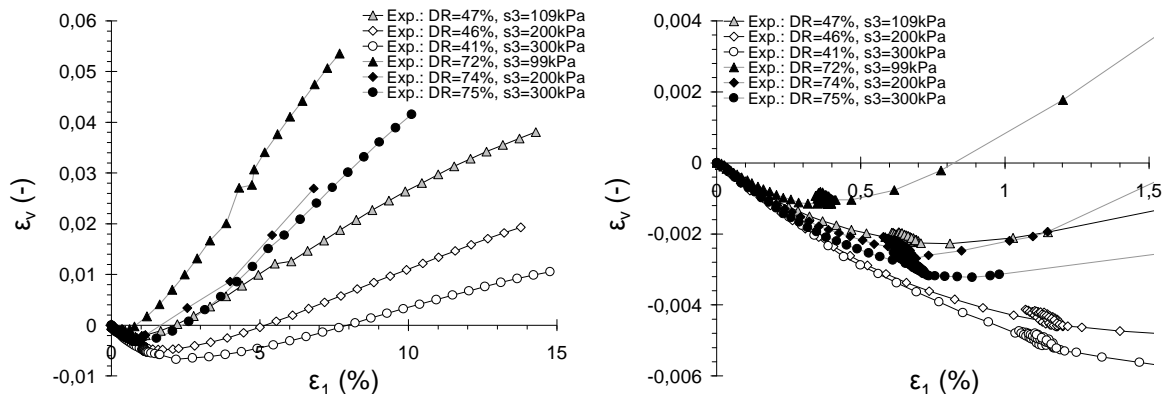


Figure 3.54 : Courbes  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

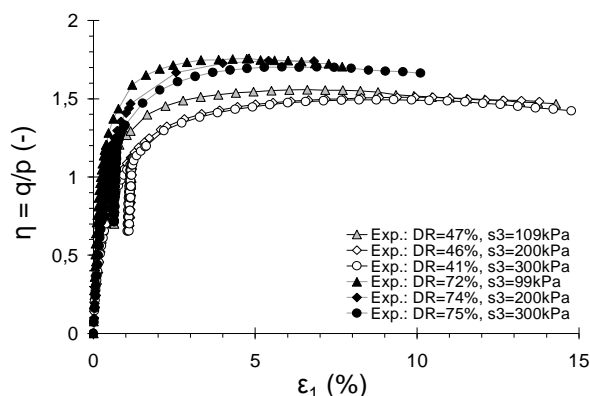


Figure 3.55 : Courbes  $\eta - \varepsilon_1$  expérimentales.

### 3.4.2 Présentation des modèles numériques et résultats des simulations

Dans la procédure de calibration (partie 3.2.7), la première étape consiste à choisir le modèle d'éléments discrets qui compose les échantillons numériques (les modèles d'éléments sont définis dans la partie 2.3.1). Ces échantillons sont composés de 8000 éléments et engendrent une faible dispersion des résultats (partie 2.4.2). Pour un jeu de paramètres donné, l'échantillon est densifié jusqu'à atteindre la densité relative désirée (partie 2.3.2). La réponse de la simulation d'essais triaxiaux et la connaissance de l'influence de la forme des éléments et des paramètres micromécaniques sur la réponse macroscopique (partie 3.2), permet de déterminer un jeu de paramètres reproduisant la réponse expérimentale d'un essai donné.

La suppression des rotations au sein du modèle peut conduire à un gain de temps mais aucune procédure de calibration n'a été définie du fait d'une relation non établie entre les paramètres du modèle et la réponse macroscopique (partie 3.3).

#### 3.4.2.1 Présentation des modèles et rappel de l'approche envisagée

On envisage trois modèles numériques :

- modèle  $2R$  : éléments composés de deux sphères et rotations libres ;
- modèle  $3R$  : éléments composés de deux sphères et rotations libres ;
- modèle  $2N$  : éléments composés de deux sphères et rotations bloquées.

L'essai expérimental retenu pour la calibration des paramètres des modèles est celui réalisé à une densité relative  $DR = 47\%$  et sous une pression de confinement  $\sigma_3 = 109kPa$  (repéré par des motifs à fond gris sur les figures 3.53 à 3.55). Dans la suite, il est appelé « essai de référence ». Pour chaque modèle, un jeu de paramètres optimal est déterminé afin de reproduire au mieux les courbes  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales de l'essai de référence. Ces courbes sont présentées sur la figure 3.56 et on constate que les simulations permettent d'approcher l'expérience avec plus ou moins de succès selon les modèles. Les courbes sont plus largement commentées dans la suite. Les paramètres mécaniques et géométriques adoptés pour chacun des modèles sont résumés dans le tableau 3.5

Durant les essais, les contraintes mesurées sur les parois diffèrent de la contrainte de confinement désirée. L'erreur maximale liée à cette différence est obtenue pour le modèle 3R et atteint 0,69%. La précision sur la contrainte de confinement est donc bonne.

Les paramètres micromécaniques ( $E_c$ ,  $\alpha$ ,  $\varphi_\mu$ ) et l'angularité, définis au terme de calibration, sont figés. Les résultats prédictifs des modèles numériques sont alors confrontés aux résultats expérimentaux obtenus sur le sable de Ticino pour des conditions d'essais différentes en terme de densité et de pression de confinement. Les densités relatives obtenues pour les modèles 2R et 3R sont résumées dans le tableau 3.6 et approchent les densités relatives expérimentales avec une précision relative de  $\pm 4\%$ .

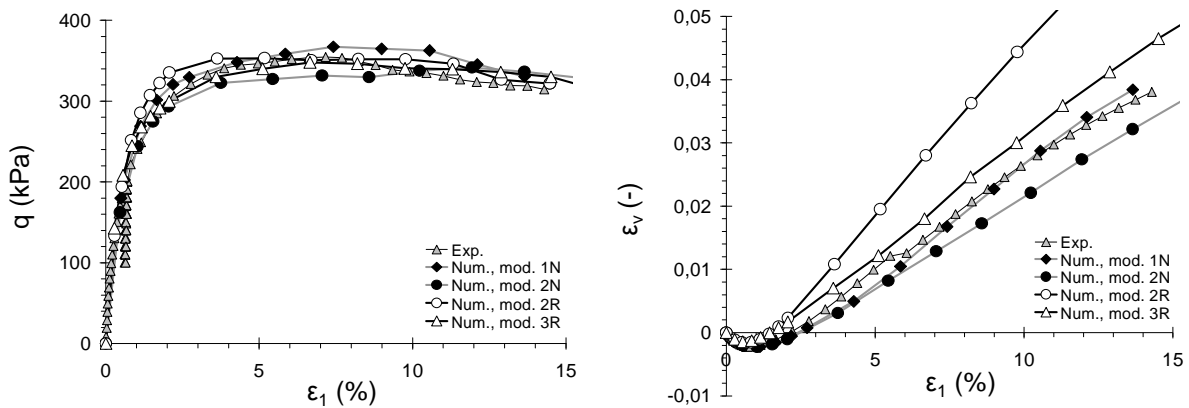


Figure 3.56 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  pour l'essai expérimental de référence et les modèles calibrés.

	Modèle	1N / 2N	2N	2R	3R
Paramètres	Rotations	Non	Non	Libres	Libres
	ang (%)	- / 0	20	140	130
	$E_c$ (MPa)	600	600	1100	800
	$\varphi_\mu$ (°)	16,5	16,5	25	19
Porosités	maximale $n_{max}$	0,440	0,448	0,504	0,550
	minimale $n_{min}$	0,380	0,384	0,427	0,479
	initiale $n_0$	0,412	0,420	0,472	0,519
	nombre de coordination initial $z_0$	4,49	2,29	3,80	3,10
	raideur normale moyenne $\bar{k}_n$ (MN/m)	15,0	13,7	21,1	19,6
	taux de déformation réduit I	$2,4 \cdot 10^{-4}$	$2,2 \cdot 10^{-4}$	$1,8 \cdot 10^{-4}$	$1,7 \cdot 10^{-4}$
	erreur relative maximale sur $\sigma_3$ (%)	0,62	0,57	0,59	0,69

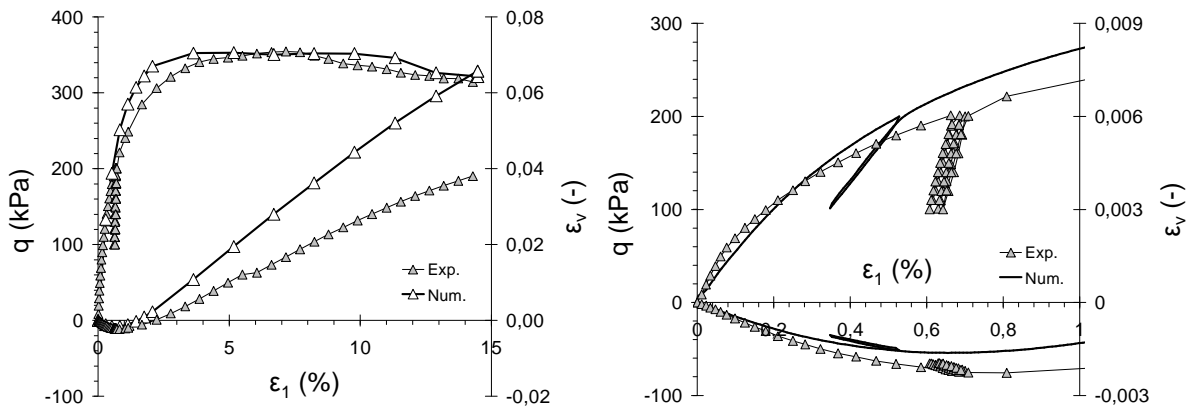
Tableau 3.5 : Jeux de paramètres optimaux déterminés pour les différents modèles testés.

		Densité relative DR (%)			
		Pression de confinement $\sigma_3$ (kPa)	Expérimental (Exp.)	Numérique (Num.)	
				2R	3R
Etat lâche	109 – 110 (essai de référence)	47	46	47	
	200	46	45	47	
	300	41	40	43	
Etat dense	99 - 100	72	72	72	
	200	74	73	75	
	300	75	74	76	

**Tableau 3.6 : Densités relatives obtenues pour les essais expérimentaux et numériques à diverses contraintes de confinement.**

3.4.2.2 Modèle 2R

La figure 3.57 compare les résultats expérimentaux et numériques obtenus pour l'essai de référence après calibration des paramètres géométriques et micromécaniques du modèle 2R. On constate une importante différence entre les courbes de déformations volumiques numérique et expérimentale dans la phase de dilatance.



**Figure 3.57 : Courbes  $q - \epsilon_1$  et  $\epsilon_v - \epsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'essai de référence (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).**

Les cinq autres essais expérimentaux sont modélisés en approchant au mieux la densité relative expérimentale (tableau 3.6). Les résultats en terme de courbes  $q - \epsilon_1$  et  $\epsilon_v - \epsilon_1$  sont donnés sur les figures 3.58 et 3.59 pour les essais menés à une densité re-

lative comprise entre 40% et 47% (état dit lâche) et sur les figures 3.60 et 3.61 pour les densités relatives comprises entre 72% et 76% (état dit dense).

Le modèle numérique permet une bonne reproduction des courbes  $q - \varepsilon_1$  pour les états lâche et dense (figures 3.58 et 3.60). Cependant, pour une déformation axiale faible ( $\varepsilon_1 < 1\%$ ), l'augmentation du module d'élasticité initial avec la pression de confinement observée expérimentalement n'est pas reproduite correctement par le modèle. D'autre part, on constate que les cycles de décharge / recharge sont caractérisés numériquement par un module égal au module initial (visible pour une pression de confinement de 100kPa et de 110kPa) et expérimentalement par un module supérieur au module initial.

A l'état lâche, les courbes  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  (figure 3.59) obtenues numériquement fournissent des coefficients de Poisson et des dilatances plus forts que pour les courbes expérimentales. A l'état dense (figure 3.61), le modèle engendre encore une dilatance trop importante mais la phase de contractance est bien simulée.

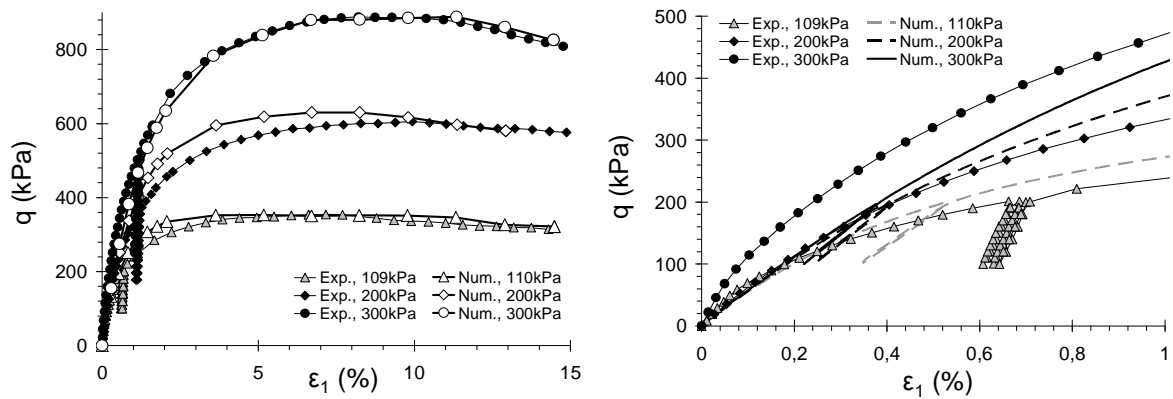


Figure 3.58 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état lâche (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

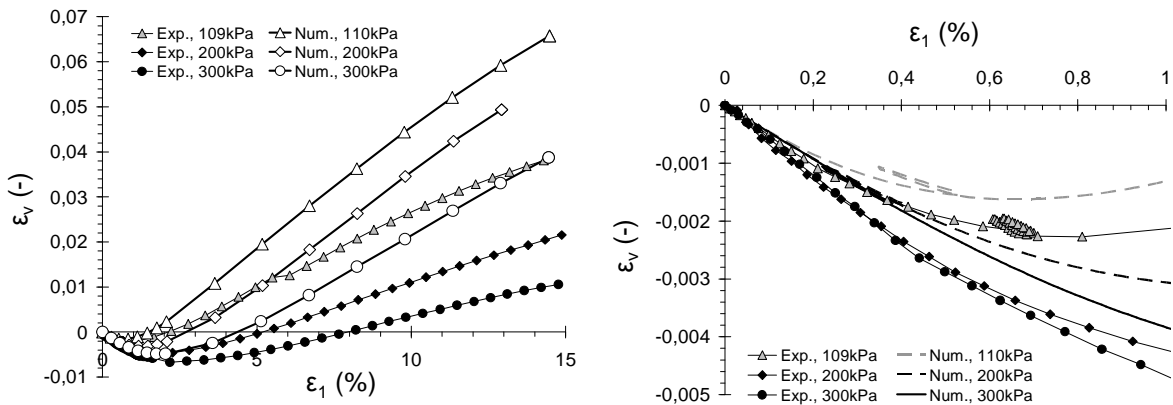


Figure 3.59 : Courbes  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état lâche (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

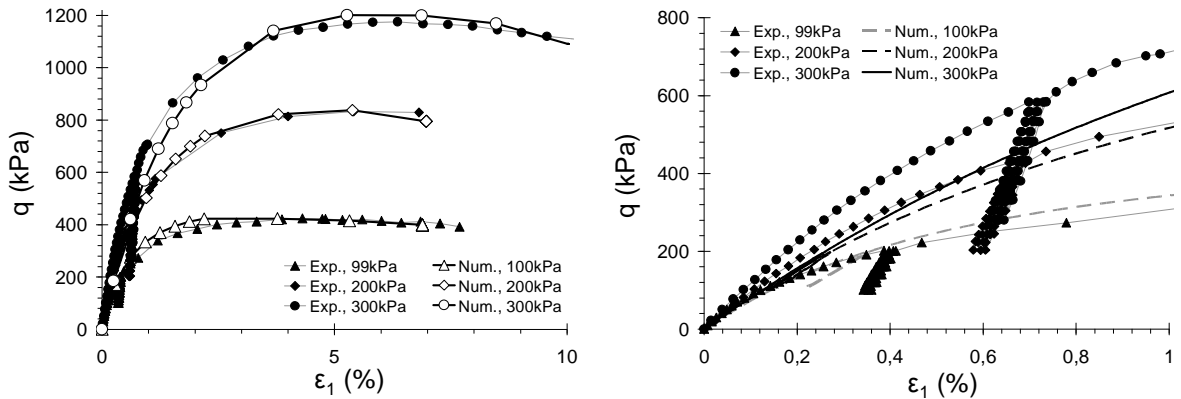


Figure 3.60 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état dense (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

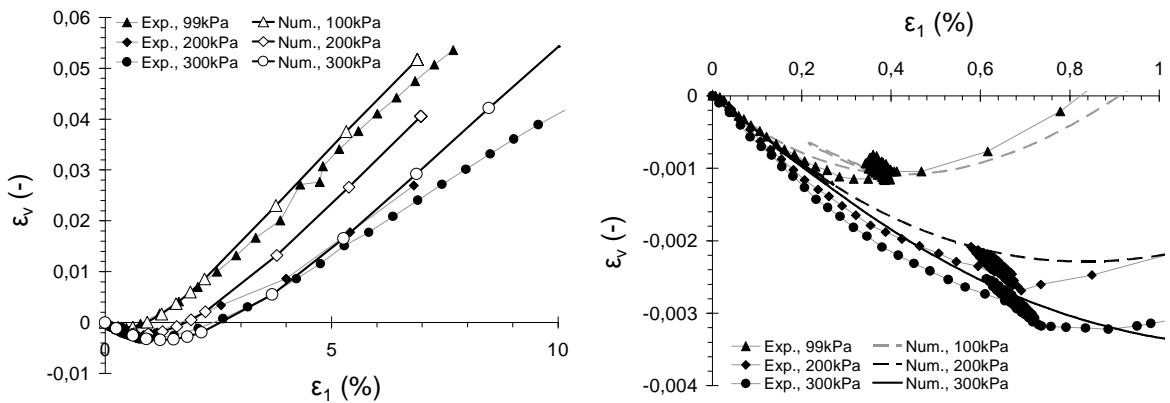
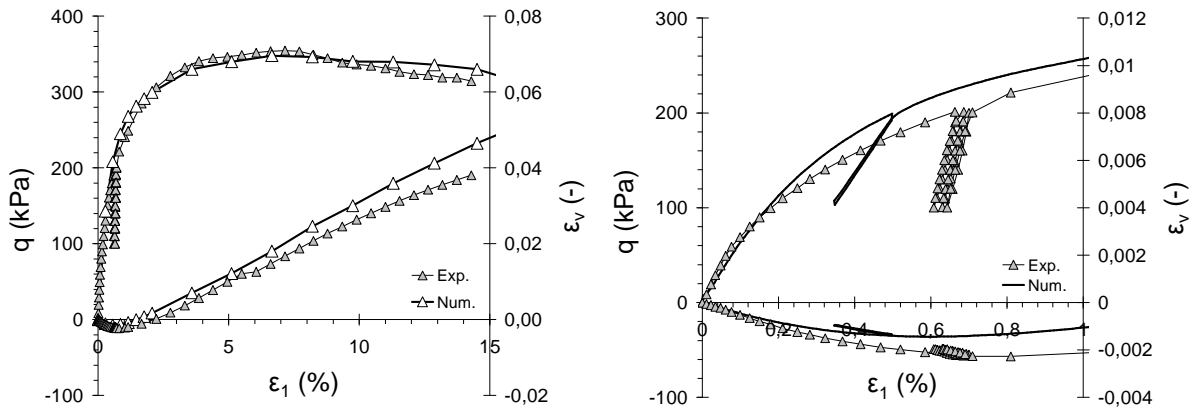


Figure 3.61 : Courbes  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état dense (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

### 3.4.2.3 Modèle 3R

La réponse de la simulation de l'essai de référence par le modèle 3R est donnée par la figure 3.62. On constate que le modèle 3R permet une meilleure approche de la courbe de déformation volumique expérimentale que le modèle 2R. L'échantillon du modèle 3R est moins dilatant car l'angle de frottement microscopique qui résulte de la calibration est plus faible (tableau 3.5).

En effet, le modèle 3R permet une diminution des rotations des éléments par rapport au modèle 2R (tout paramètre égal). Cela engendre une augmentation de la résistance de l'échantillon qui est compensée par une diminution de l'angularité et de l'angle de frottement microscopique durant la phase de calibration. La réduction de l'angle de frottement microscopique, dont la valeur affecte fortement la dilatance de l'échantillon, conduit à une diminution de la dilatance.

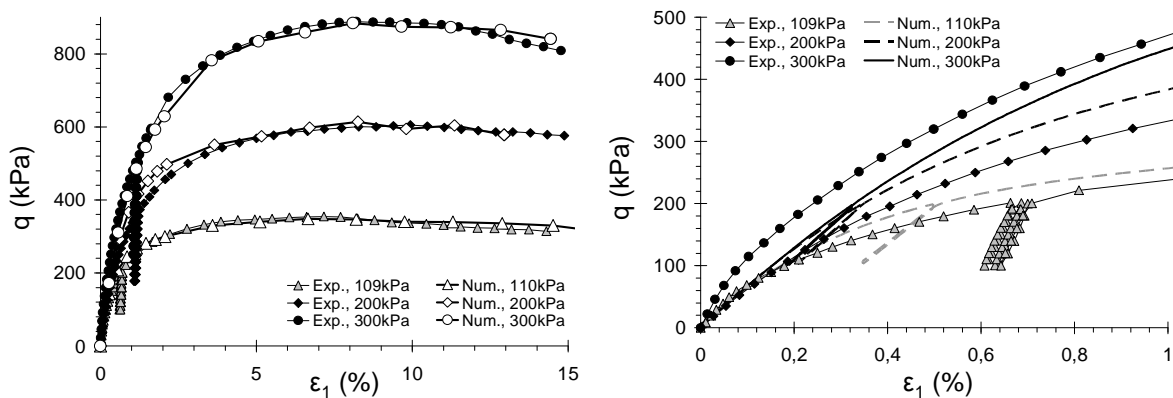


**Figure 3.62 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'essai de référence.**

Les courbes des déviateurs et des déformations volumiques obtenues pour diverses pressions de confinement à l'état lâche sont données sur les figures 3.63 et 3.64. On constate que les déviateurs sont bien simulés mais que les courbes de déformations volumiques obtenues par le modèle diffèrent sensiblement des courbes expérimentales.

A l'état dense, les réponses du modèle, données par les figures 3.65 et 3.66, approchent correctement les courbes expérimentales. Les déviateurs et les phases de contractance (déformations volumiques négatives) sont globalement bien simulés. On note cependant des différences entre le modèle et l'expérience dans la phase de dilatance (déformations volumiques positives), notamment à partir de 4% de déformation axiale pour l'essai confiné à 99kPa. On pense que ces différences sont liées aux imprécisions des résultats expérimentaux cités dans la partie 3.4.1.2. Quoiqu'il en soit les pentes des courbes de déformations volumiques durant la phase de dilatance sont correctement reproduites par le modèle numérique.

De la même manière que pour le modèle 2R, le module initial et le module d'élasticité des cycles décharge / recharge sont égaux pour une pression de confinement donnée.



**Figure 3.63 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état lâche (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).**

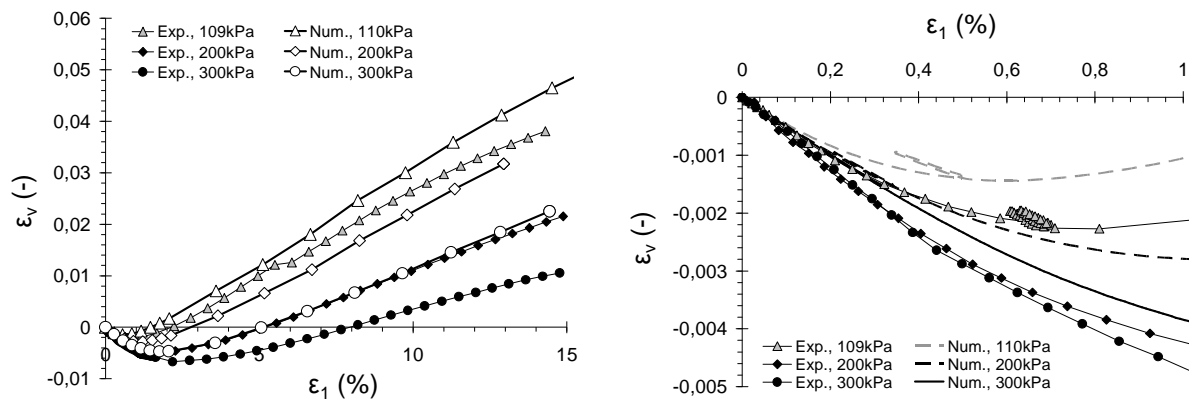


Figure 3.64 : Courbes  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état lâche (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

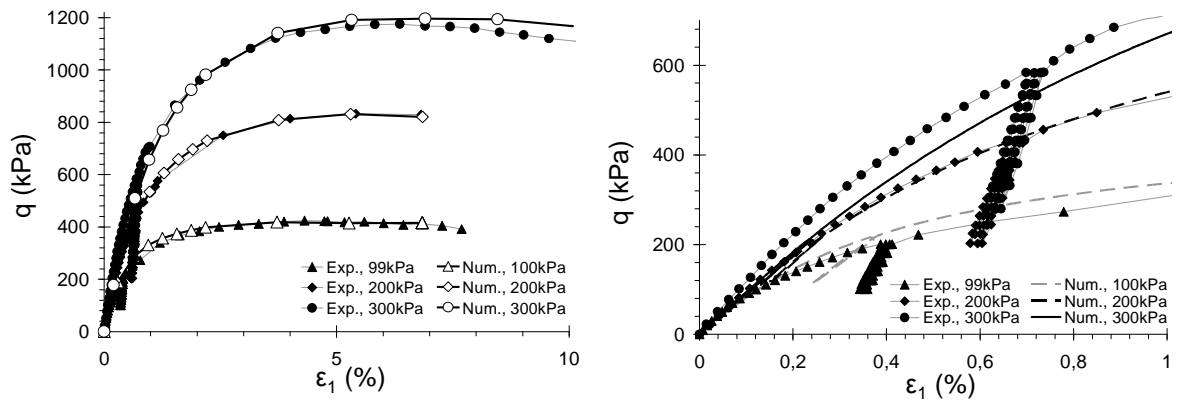


Figure 3.65 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état dense (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

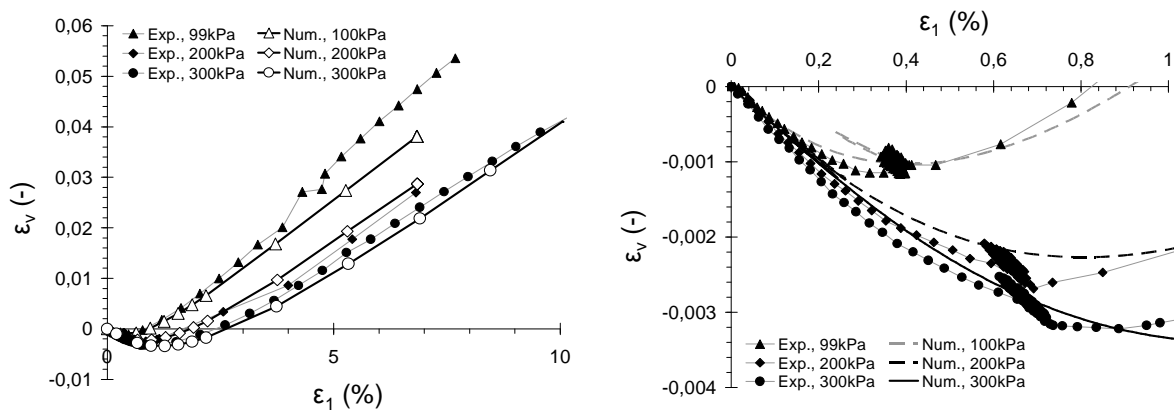
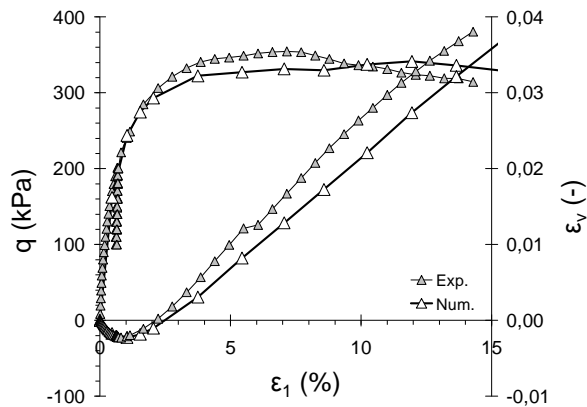


Figure 3.66 : Courbes  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état dense (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).



### 3.4.2.4 Modèle 2N

Pour une angularité de 20%, les paramètres micromécaniques et l'angularité sont calés (tableau 3.5). Sur la figure 3.67, la réponse en contrainte et déformation apparaît peu satisfaisante puisque le comportement pic – palier n'est pas reproduit pour une déformation axiale inférieure à 15%. Une augmentation de l'angularité ou de l'angle de frottement microscopique engendrant une augmentation de la résistance résiduelle, il n'est pas envisageable d'aboutir à une calibration correcte pour une angularité supérieure à 20%. En effet, des essais menés avec des angularités de 60, 100 et 140% (non présentés ici) engendrent des réponses qui ne reproduisent pas le comportement pic – palier observé expérimentalement. On constate, de manière pratique, la limite du modèle sans rotations envisagée dans la partie 3.3.4.



**Figure 3.67 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'essai de référence. Modèle 2N avec  $\text{ang} = 20\%$  et  $\text{DR} = 48\%$ .**

Pour une angularité nulle (c'est-à-dire un modèle 1N), on obtient sur la figure 3.68 une calibration satisfaisante des courbes expérimentales et particulièrement de la déformation volumique durant la phase de dilatance. Un essai est réalisé pour une densité relative de 77% et une pression de confinement de 100kPa. Les résultats sont comparés à ceux obtenus expérimentalement sur la figure 3.68. Malgré une densité relative plus élevée pour le modèle (77% contre 72% expérimentalement), on constate que le déviateur issu de la simulation atteint des valeurs beaucoup plus faibles que celles observées expérimentalement. A titre de comparaison, les déviateurs aux pics « numériques » et expérimentaux valent respectivement 378kPa et 424kPa, soit un écart relatif supérieur à 10%. Ce modèle ne permet donc pas, pour la procédure de détermination de densité relative adoptée, une approche quantitative correcte des résultats expérimentaux.

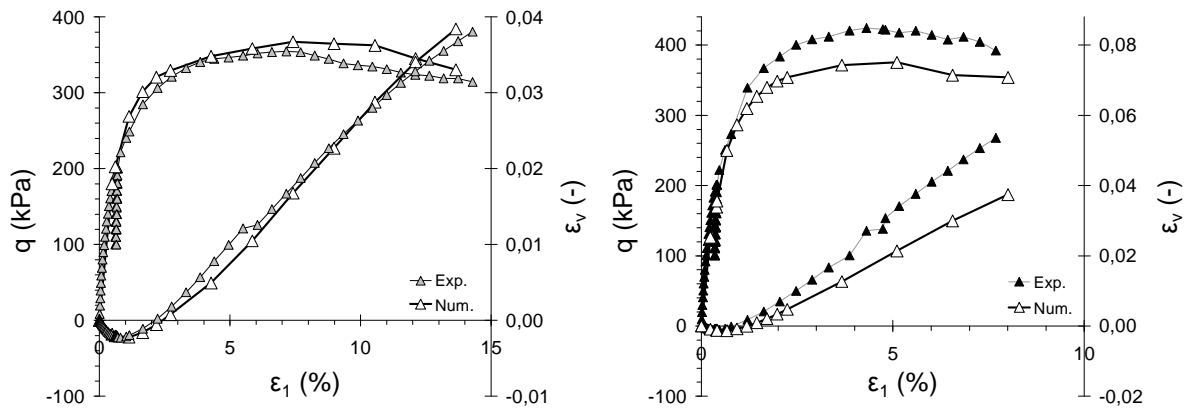


Figure 3.68 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques. Modèle 1N avec DR = 48% (à gauche) et DR = 77% (à droite).

### 3.4.2.5 Comparaison avec les résultats obtenus au Politecnico di Milano (Italie)

Les modèles composés d'éléments sphériques peuvent atteindre des porosités similaires à celles mesurées sur des sables. Ainsi F. Calvetti, qui utilise un modèle sans rotations et composé d'éléments sphériques, reproduit les porosités expérimentales dans l'échantillon numérique pour chacun des essais.

La figure 3.69 compare les réponses expérimentales et numériques pour l'essai de référence. On constate que l'échantillon numérique est moins dilatatant et reproduit mal le comportement pic – palier expérimental. Les prédictions des simulations sont comparées aux résultats expérimentaux pour DR = 45% et  $\sigma_3 = 300kPa$  sur la figure 3.69, et pour DR = 75% et  $\sigma_3 = 100kPa$  puis  $\sigma_3 = 300kPa$  sur la figure 3.70. Les résultats obtenus montrent une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux, même si le comportement pic – palier reste mal reproduit.

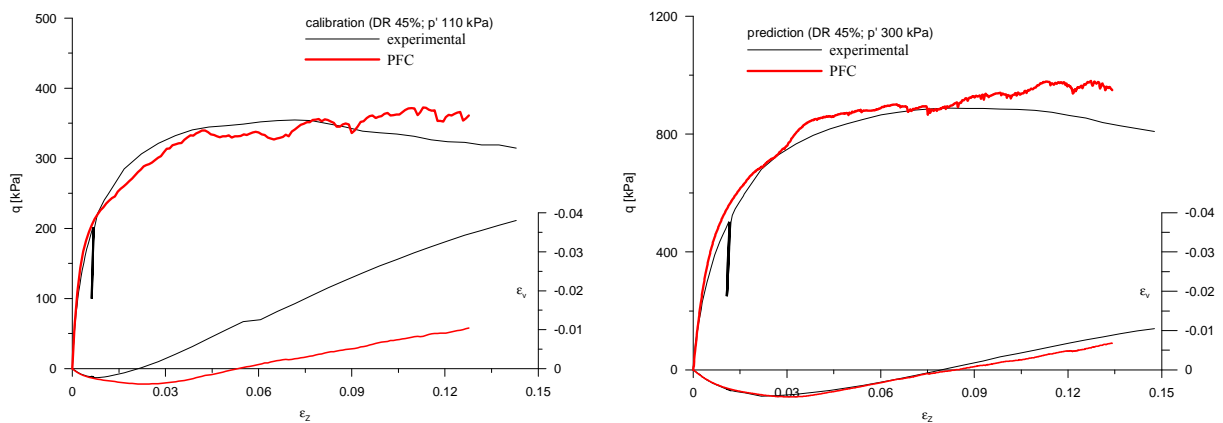
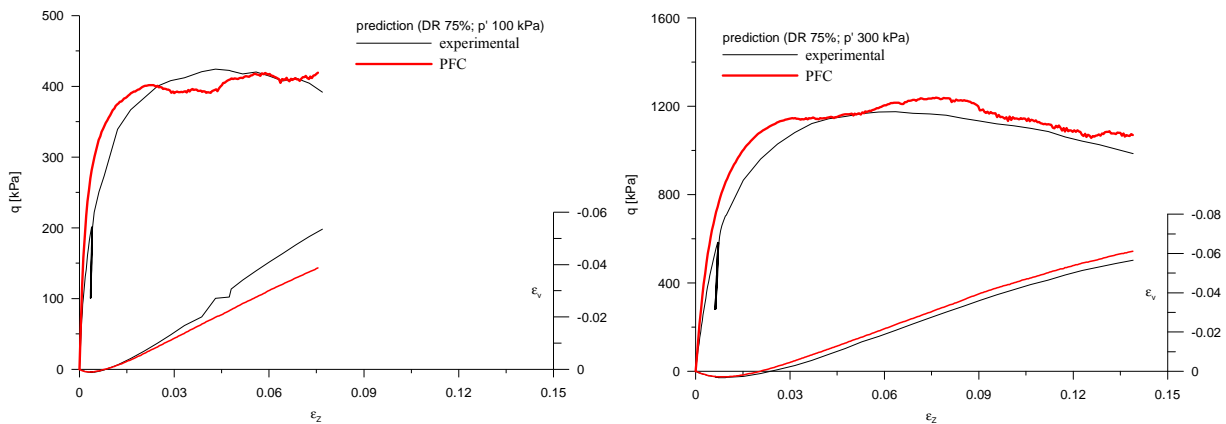


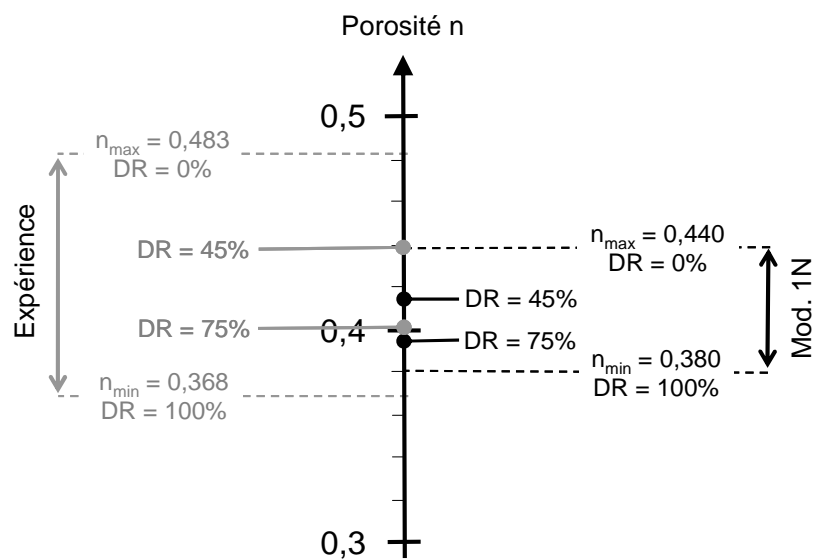
Figure 3.69 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour DR = 45%. Essai de référence (à gauche) et prédiction pour une contrainte de confinement de 300kPa (à droite). Résultats de Calvetti (Politecnico di Milano, Italie).



**Figure 3.70 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour DR = 75%. Contraintes de confinement de 100kPa (à gauche) et de 300kPa (à droite). Résultats de Calvetti (Politecnico di Milano, Italie).**

Une définition différente des états de porosités minimale et maximale conduit ici à une meilleure corrélation entre les résultats numériques et expérimentaux que le modèle *1N*.

Les porosités minimale et maximale obtenues expérimentalement et qui correspondent également aux simulations de Calvetti valent respectivement 0,368 et 0,483. Dans le modèle *1N*, les porosités minimale et maximale valent respectivement 0,380 et 0,440. La différence entre ces porosités étant beaucoup plus faible dans le cas du modèle *1N* (voir la figure 3.71), il est normal que l'augmentation du déviateur entre deux états de densités relatives soit plus faible. C'est donc un élargissement de la gamme de porosités qui conduit le modèle de Calvetti à de meilleures simulations des déviateurs.



**Figure 3.71 : Comparaison des gammes de porosités obtenues dans l'expérience (et utilisées par Calvetti) et pour le modèle 1N.**

La calibration des porosités minimale et maximale du modèle sur les valeurs expérimentales peut cependant s'avérer impossible pour une procédure de mise en place donnée. Si on considère l'exemple du sable de Ticino, il s'agirait de modifier la phase de mise en place des éléments dans notre modèle afin d'atteindre des porosités minimale et maximale valant respectivement 0,368 et 0,483.

### 3.4.3 Observations sur le critère de rupture des matériaux granulaires

Les résultats précédents permettent d'estimer le critère de rupture pour une densité relative de l'ordre de 45% et de 75%. L'évolution de l'angle de frottement au pic en fonction de la pression de confinement est représentée sur la figure 3.72 pour les résultats issus de l'expérience et pour les modèles 2R et 3R.

On constate qu'une augmentation de  $\sigma_3$  conduit expérimentalement et numériquement à une diminution de  $\varphi_{pic}$  pour des densités relatives proche de 45% et de 75%. Cette diminution ne peut être attribuée à une diminution de la porosité puisque dans le cas des essais menés à une densité relative proche de 75%, cette densité relative augmente avec la pression de confinement. Les essais numériques conduisent donc, comme les essais expérimentaux à un critère de rupture non linéaire.

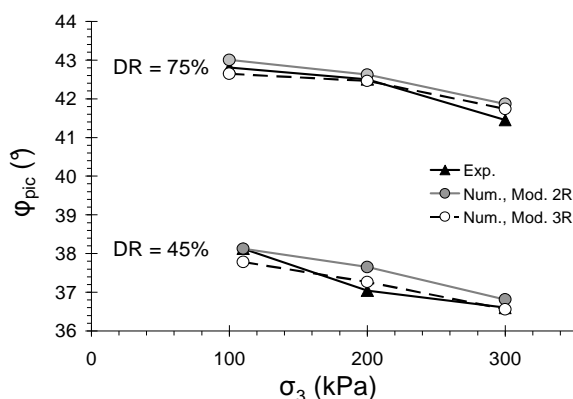


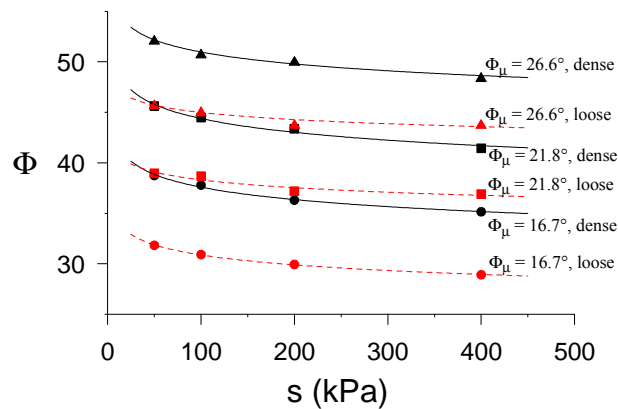
Figure 3.72 : Influence de la pression de confinement sur  $\varphi_{pic}$ .

La diminution de l'angle de frottement au pic est observée chez de nombreux auteurs dont Sitharam (1999). Calvetti a mené des essais biaxiaux, pour des échantillons de densités et d'angles de frottement microscopique variables, avec un modèle 2D à rotations bloquées. La figure 3.73 (Calvetti et Nova, 2005) représente l'évolution de l'angle de frottement au pic (qu'ils notent  $\Phi$ ) en fonction de la contrainte de confinement utilisée lors de l'essai biaxial (notée  $s$ ). Comme précédemment, on constate une diminution de l'angle de frottement avec la pression de confinement.

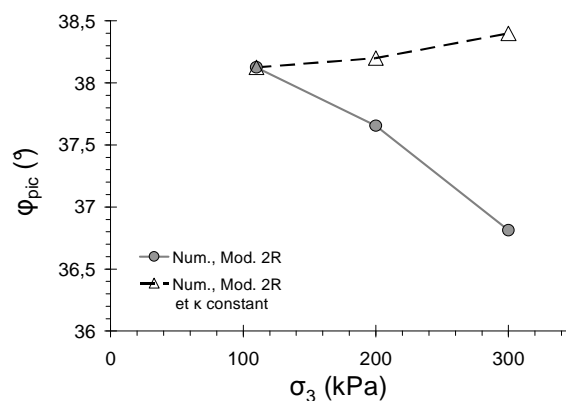
Pour un matériau homogène, Combe (2002) définit un niveau de raideur qu'il note  $\kappa$ . Dans le cas d'une simulation d'un essai triaxial, son expression est donnée par l'équation 3.2.

$$\kappa = \frac{E_c}{4.p} \quad (3.2)$$

Le tableau 3.4 indique bien qu'une augmentation de  $E_c$  peut engendrer une augmentation de  $\varphi_{pic}$ . On propose donc de modifier les valeurs de  $E_c$  afin d'obtenir des valeurs de  $\kappa$  constantes pour différentes pressions de confinement. La figure 3.74 représente l'évolution de  $\varphi_{pic}$  en fonction de  $\sigma_3$  pour le modèle 2R et  $DR = 45\%$ , d'une part pour les essais classiques et d'autre part pour des essais réalisés avec des valeurs de  $\kappa$  identiques. Dans ce dernier cas, on constate que  $\varphi_{pic}$  augmente lorsque  $\sigma_3$  augmente. La variation de  $\kappa$  est donc bien l'origine de la diminution de l'angle de frottement au pic avec la pression de confinement.



**Figure 3.73 : Influence de la pression de confinement  $s$  sur l'angle de frottement au pic  $\Phi$  lors de la simulation d'essais biaxiaux (Extrait de Calvetti et Nova, 2005).**



**Figure 3.74 : Comparaison avec le cas où  $\kappa$  est constant à  $DR = 45\%$ .**

---

#### 3.4.4 Conclusions sur l'aspect prédictif des modèles

La méthode de recherche des porosités minimale et maximale que l'on a adoptée, a permis de modéliser des résultats expérimentaux d'essais biaxiaux de révolution menés sur un sable pour différentes densités relatives.

Après calibration des modèles sur l'essai de référence, il est possible de reproduire de manière satisfaisante les courbes  $q - \varepsilon_I$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_I$  obtenues avec des densités relatives différentes avec le modèle  $3R$ .

La phase de calibration du modèle numérique, réalisée à partir de résultats expérimentaux, a cependant montré l'incapacité du modèle à modéliser un module de recharge différent du module initial. Le choix de caler  $E_c$  à partir de  $E_0$  plutôt que du module de recharge est simplement dû au fait que les cycles décharge – recharge ne sont pas toujours réalisés lors d'essais biaxiaux de révolution courants.

Enfin, il pourrait être intéressant de soumettre le modèle à des variations plus importantes de densités relatives. On pourrait ainsi mieux juger de la qualité du modèle.

Il est également envisagé de tester les modèles numériques sous d'autres chemins de sollicitations en réalisant, par exemple, des essais de cisaillement direct.

---

### 3.5 Conclusion

Des éléments discrets simples constitués de sphères imbriquées ou non ont été utilisés. Ces éléments ont des formes non convexes, très différentes de la forme réelle des grains, mais qui permettent une forte imbrication et qui limitent les rotations au sein de l'assemblée granulaire. Plusieurs formes sont testées et montrent qu'une dissymétrie des éléments est nécessaire pour rendre compte de fortes valeurs d'angles de frottement résiduels lors d'une compression triaxiale. En pratique, des assemblages de deux ou trois éléments suffisent à créer une dissymétrie suffisante pour approcher correctement le comportement d'un matériau réel.

Le blocage des rotations des éléments permet également d'augmenter la résistance des échantillons. Cependant, une bonne calibration des paramètres n'est pas toujours possible. Une alternative simple consiste à utiliser des sphères indépendantes et à caler la porosité des échantillons sur la porosité expérimentale mais il s'avère alors impossible de calibrer à la fois le déviateur au pic et le déviateur résiduel.

On a montré qu'en laissant libre les rotations des éléments, le modèle numérique calibré était apte à reproduire des résultats expérimentaux de l'essai biaxial de révolution sur un sable mis en place à différentes densités relatives initiales et sous différentes contraintes de confinement. Pour cela, la calibration des paramètres micromécaniques et géométriques est réalisée à partir d'un seul essai expérimental suivant un protocole établi. La notion de densité relative est pertinente puisque les résul-

tats numériques et expérimentaux obtenus à différents états de densités relatives montrent une bonne corrélation.

Finalement, cette étude montre qu'il est possible de reproduire, grâce à un modèle numérique simplifié basé sur la MED, le comportement macroscopique d'un matériau granulaire homogène sans avoir à décrire parfaitement la structure granulaire ni prendre en considération la complexité de forme des grains. Le modèle ainsi défini permet une étude quantitative de phénomènes contrôlés par la densité d'un matériau granulaire.

## Chapitre 4

# Etude de la résistance d'un mélange sable – gravier sous sollicitation triaxiale et modélisation

### **4.1 Introduction**

### **4.2 Phase expérimentale**

#### 4.2.1 Procédure expérimentale

*4.2.1.1 Description des composants de base*

*4.2.1.2 Préparation des échantillons*

*4.2.1.3 Dispositif expérimental et mesures*

#### 4.2.2 Reproductibilité des essais et usure des matériaux

#### 4.2.3 Influence du dispositif de protection de la membrane de confinement

*4.2.3.1 Influence du géotextile de protection sur le déviateur des contraintes*

*4.2.3.2 Corrections apportées*

#### 4.2.4 Comportement du mélange sable – gravier

### **4.3 Modélisation du comportement mécanique du mélange sable – gravier**

#### 4.3.1 Présentation

#### 4.3.2 Calibration des paramètres et essais préliminaires

*4.3.2.1 Calibration et validité d'un modèle 2R pour le sable et 3R pour le gravier*

*4.3.2.2 Calibration et validité d'un modèle 2R pour le sable et le gravier*

#### 4.3.3 Influence de la taille relative des éléments

#### 4.3.4 Comparaison des comportements numériques des mélanges pour diverses proportions et différentes valeurs de $r'$

#### 4.3.5 Comparaison des simulations numériques avec les résultats expérimentaux

### **4.4 Conclusion**



---

## 4.1 Introduction

Les recherches expérimentales et numériques menées sur les sols granulaires portent le plus souvent sur des matériaux homogènes comme les sables. Si de nombreux modèles numériques sont capables de décrire le comportement mécanique de tels matériaux sous diverses sollicitations, ils s'avèrent bien souvent inopérants pour prédire le comportement des mélanges recomposés à partir de plusieurs familles de matériaux granulaires. Des campagnes d'essais de caractérisation, onéreuses en temps et en moyen, sont donc nécessaires pour déterminer l'influence des différentes fractions granulaires sur le comportement global de l'ensemble. En général de nombreuses expérimentations sont nécessaires car les essais de caractérisation sur matériaux non standards engendrent des difficultés de réalisation supplémentaires inhérentes au mélange lui-même, ou à la taille et à la morphologie de certaines particules.

On s'intéresse dans ce chapitre au comportement mécanique des mélanges de sable et de gravier. La première partie concerne la phase expérimentale et se réfère à des essais biaxiaux de révolution réalisés sur des éprouvettes d'élancement deux. L'aspect irrégulier et anguleux des éléments du gravier a nécessité un système de protection de la membrane qui modifie la réponse macroscopique de l'échantillon. Une correction des résultats est donc proposée et appliquée à l'ensemble des essais réalisés sur des échantillons de compositions variées. Ceux-ci ont permis de mettre en évidence l'influence de la proportion relative des matériaux sur le comportement mécanique des mélanges pour différentes fractions granulaires.

La seconde partie aborde la modélisation par éléments discrets des mélanges de sable et de gravier. Les paramètres micromécaniques et géométriques caractérisant chacun des matériaux sont calibrés suivant le protocole établi au chapitre 3 pour que puissent être restitués individuellement les comportements observés sur des échantillons de sable et de gravier. On souhaite que le modèle numérique puisse prédire le comportement d'un mélange quelconque de sable et de gravier sans avoir à modifier ni les proportions, ni les paramètres préalablement définis. Les comportements mécaniques macroscopiques obtenus numériquement sous sollicitation triaxiale sont présentés pour différentes formes et tailles relatives d'éléments puis comparés aux résultats expérimentaux. Il s'agit de mettre en évidence l'influence de ces paramètres et de tester la capacité d'un tel modèle à obtenir des résultats quantitatifs avec une approche simple et rapide.

## 4.2 Phase expérimentale

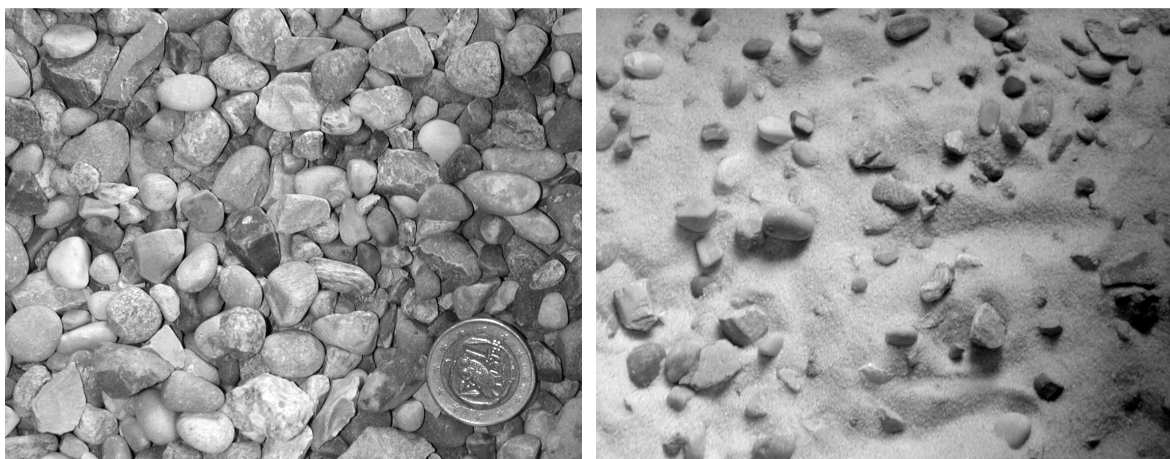
### 4.2.1 Procédure expérimentale

#### 4.2.1.1 Description des composants de base

Les matériaux granulaires retenus pour cette étude sont des matériaux naturels de types sable et gravier, présentés sur la figure 4.1.

Le sable utilisé est un sable d’Hostun (Drôme, France) référencé S28 et certifié CE. Il est bien gradué (le coefficient de courbure  $C_c = D_{30}^2/(D_{10} \cdot D_{60})$  vaut 1,2) et caractérisé par une granulométrie uniforme (le coefficient d’uniformité  $C_u = D_{60}/D_{10}$  vaut 1,5). Le diamètre moyen des grains  $D_{50}$  est 0,34mm et la masse volumique absolue  $\rho_S$  vaut environ 2650kg/m<sup>3</sup>. Ce sable est classiquement utilisé dans la communauté scientifique française pour la réalisation d’essais expérimentaux de laboratoires (Lacaze et Dufour-Laridan 2002, Desrues et Viggiani 2003, De Gennaro et al. 2004, Gerlard 2005).

Le second matériau est un gravier peu anguleux, bien gradué ( $C_c = 1,1$ ) et caractérisé par une granulométrie uniforme ( $C_u = 1,7$ ). Le diamètre moyen des éléments est d’environ 8,6mm et la masse volumique absolue  $\rho_G$  vaut environ 2609kg/m<sup>3</sup>.



**Figure 4.1 : Photos du matériau gravier (à gauche) et d’un mélange sable – gravier (à droite).**

#### 4.2.1.2 Préparation des échantillons

Les normes françaises NF P 94-070 et NF P 94-074 relatives aux essais à l’appareil triaxial de révolution préconisent, en fonction du matériau testé, un diamètre minimal de l’éprouvette. Ce diamètre doit être au moins 5 fois supérieur à la dimension des plus gros éléments pour un sol à granularité étalée et au moins 10 fois supérieur à la dimension des plus gros éléments pour une granularité uniforme. Dans la littérature,

les rapports minimaux  $r$  entre la longueur représentative de la cellule et celui du plus gros élément varient en général entre 5 (Aboura 1999, Indraratna et *al.* 1998, Varadarajan et *al.* 2003) et 8 (Evans et Zhou 1995, Suiker et *al.* 2005). Une étude, basée sur les travaux de Holtz, et menée par Pedro (2005) sur des mélanges de sable et de gravier, montre que le rapport minimal  $r$  est fonction de la proportion respective de chaque famille de grains du matériau. Ainsi  $r = 4$  est un rapport convenable pour 20% de graviers mais insuffisant pour 50% de graviers où un rapport  $r = 8$  semble plus approprié.

Pour notre étude, la taille des plus gros grains étant de l'ordre de 16mm, nous avons retenu une cellule triaxiale correspondant à un diamètre d'échantillons de 150mm soit un rapport  $r > 9$ .

Le comportement mécanique d'échantillons de sol composés par mélange est fortement dépendant de la méthode de fabrication. On doit veiller à une bonne reproductibilité du processus de mise en œuvre (tant pour les essais de laboratoire qu'à l'échelle de l'ouvrage) et à une bonne homogénéité dans la répartition des matériaux. Les matériaux de base sont pesés individuellement, mélangés, puis introduits dans un moule pour former une éprouvette.

Le serrage des matériaux est réalisé par compactage à l'aide d'une dame Proctor. Les échantillons sont compactés en 3 couches de 100mm, pour une hauteur d'échantillon de 300 mm. Les éprouvettes sont saturées avant les essais.

Pour caractériser une association de deux matériaux à l'état initial, au moins deux paramètres sont nécessaires. On peut par exemple opter pour la proportion massique de gravier  $P_m$  (Equ. 4.1) et la porosité totale du mélange  $n_t$  (Equ. 4.2). Si on considère le sable comme un matériau de type matrice, on peut considérer la proportion volumique de gravier  $P_v$  (Equ. 4.3) et la porosité de la matrice sableuse  $n_s$  (Equ. 4.4) pour laquelle le volume des vides est intégré au volume apparent de la matrice. Ces grandeurs sont définies à l'aide de paramètres élémentaires déterminés expérimentalement tels que la masse de gravier  $M_G$ , la masse de sable  $M_S$ , le volume de l'échantillon  $V_{Ech}$  et les masses volumiques absolues des matériaux de base. Les courbes granulométriques des mélanges étudiés sont déterminées suivant la norme XP P 94-041 et sont présentées sur la figure 4.2.

$$P_m = \frac{M_G}{M_G + M_S} \quad (4.1)$$

$$n_t = 1 - \frac{\frac{M_G}{\rho_G} + \frac{M_S}{\rho_S}}{V_{Ech}} \quad (4.2)$$

$$P_v = \frac{M_G}{\rho_G \cdot V_{ECH}} \quad (4.3)$$

$$n_s = 1 - \frac{\frac{M_s}{\rho_s}}{V_{Ech} - \frac{M_G}{\rho_G}} \quad (4.4)$$

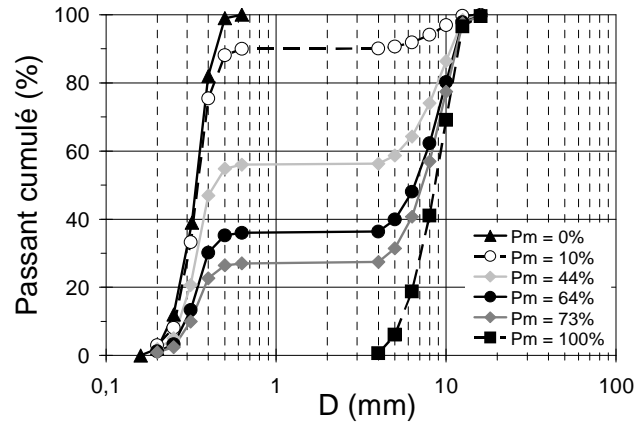


Figure 4.2 : Courbes granulométriques des différents mélanges étudiés.

La figure 4.3 montre que la porosité totale  $n_t$  des échantillons est minimale pour une proportion massique de gravier supérieure à 73%. La diminution de la porosité totale par apport de gravier dans la matrice sableuse est liée au phénomène de substitution. Les éléments de graviers sont en effet introduits à la place d’éléments de sable et de leurs vides associés. D’après Chevalier (Chevalier et al., 2007), la substitution d’éléments fins par des éléments plus grossiers crée une diminution de la porosité totale lorsque le rapport des diamètres de grains des matériaux de base est élevé. Les variations de la porosité totale relevées sur la figure 4.3 sont en accord avec ces observations puisque le rapport entre les grains moyens de gravier et de sable est de l’ordre 25.

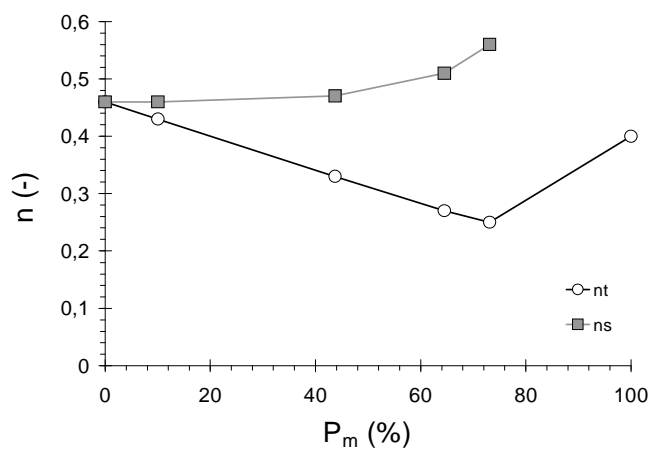


Figure 4.3 : Porosité totale  $n_t$  et porosité de la matrice sableuse  $n_s$  en fonction de la proportion massique de gravier.

D'autres auteurs ont étudié des mélanges similaires (sable et gravier à granulométrie uniforme). Simoni et Houlsby (2006) ont constaté une porosité minimale pour  $P_m$  de l'ordre de 50% pour un rapport moyen entre éléments de gravier et de sable d'environ 7. Evans et Zhou (1995) l'observe pour  $P_m$  de l'ordre de 60% et un rapport moyen entre éléments de gravier et de sable d'environ 16. Ces résultats sont cohérents car un rapport de taille des grains plus fort permet un agencement des petits grains entre les vides des gros grains à des valeurs de  $P_m$  plus fortes. Les résultats obtenus précédemment (porosité minimale obtenue pour  $P_m > 73\%$ ) sont donc en accord avec ceux des auteurs précédemment cités.

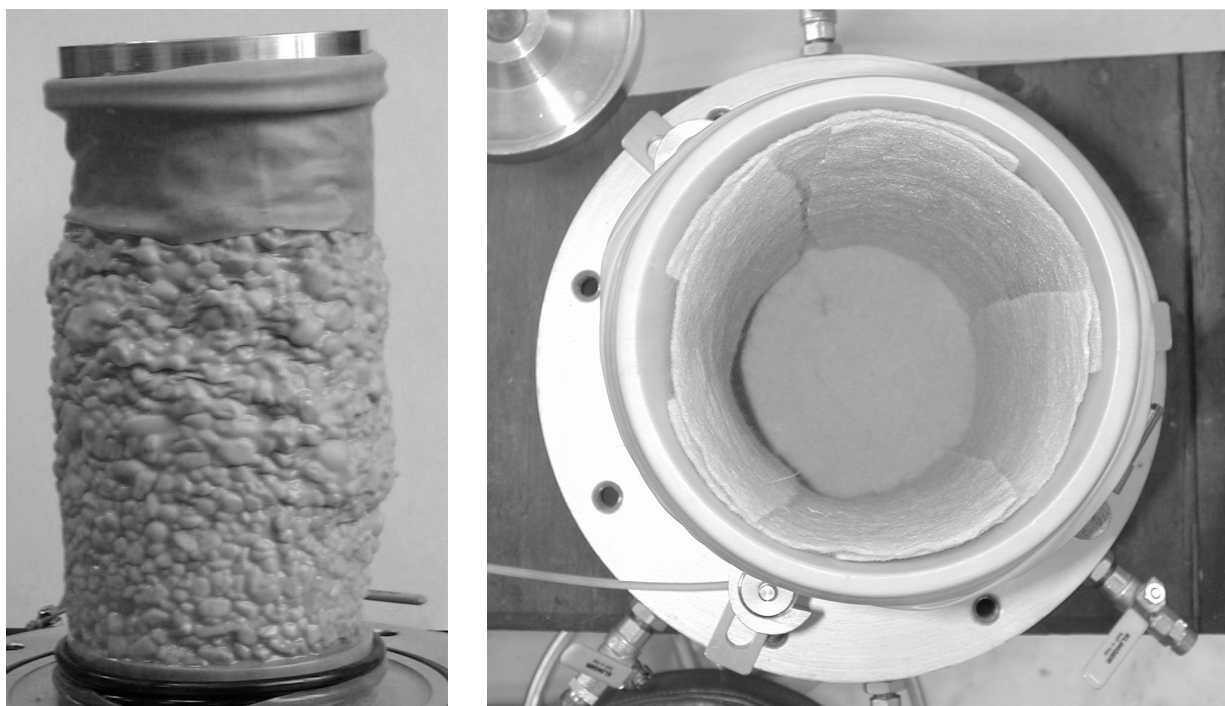
D'autre part, on constate que la porosité initiale de la matrice sableuse  $n_s$  augmente avec la proportion massique de gravier. Cette augmentation des vides au sein de la matrice sableuse est liée à la désorganisation des grains de sable autour des éléments de gravier. Elle correspond donc à une hétérogénéité localisée de la matrice sableuse.

#### 4.2.1.3 Dispositif expérimental et mesures

Les essais sont réalisés sur des échantillons de sols cylindriques dont l'élancement est proche de 2 ( $\pm 0,1$ ). La hauteur des éprouvettes est de l'ordre de 300mm pour un diamètre d'environ 150mm.

Des membranes en latex de faible épaisseur ont été utilisées lors des premiers essais triaxiaux réalisés. Ces membranes, fortement sollicitées lors des essais (leur déformation est visible sur la figure 4.4 à gauche), ont été dans certains cas détériorées du fait de l'aspect élancé des éléments de gravier. Des protections ont ainsi été rajoutées entre l'échantillon et la membrane. Il s'agit de pièces géosynthétiques de hauteur similaire à celle de l'échantillon, qui entourent ce dernier et qui se recouvrent partiellement afin d'anticiper l'augmentation du périmètre de l'échantillon (photographie sur la figure 4.4 à droite). Le géotextile utilisé est caractérisé par une masse surfacique de 155g/cm<sup>2</sup>, une résistance à la traction de 12kN/m et une résistance au poinçonnement de 0,7kN. L'influence de la mise en place de ces éléments de protection sur les mesures et le comportement observé apparaît non négligeable et nécessite d'être prise en considération pour l'analyse des résultats.

Tous les essais triaxiaux de révolution sont drainés. Pour caractériser la rupture du matériau, nous utilisons le paramètre adimensionnel  $\eta$  (avec  $\eta = q/p$ ), classiquement utilisé pour des matériaux granulaires non cohésifs (Suiker et al., 2005). Lors de l'essai, la contrainte de confinement  $\sigma_3$  est maintenue constante. Aucune correction de surface n'a été appliquée du fait de l'hétérogénéité du matériau. La vitesse d'écrasement est suffisamment faible (2mm/min) pour pouvoir considérer une évolution quasi-statique. Pour chacun des mélanges étudiés, une série de trois essais triaxiaux à des contraintes de confinement de 40, 80 et 100kPa est réalisée.

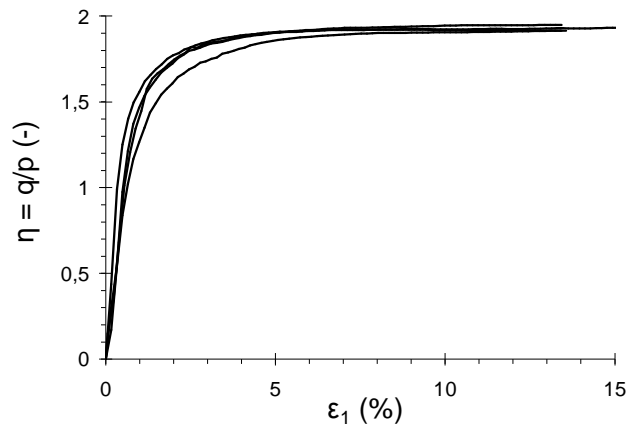


**Figure 4.4 : Photographie d'un échantillon composé de gravier au terme d'un essai (à gauche) et positionnement d'éléments de protection de la membrane (à droite).**

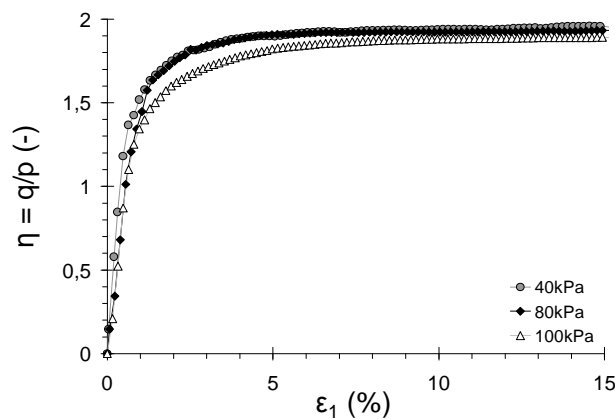
#### 4.2.2 Reproductibilité des essais et usure des matériaux

La reproductibilité des essais est présentée sur la figure 4.5 pour une pression de confinement de 80kPa et une proportion massique de gravier de 44%. Avant la mise en place dans le moule, les matériaux sont systématiquement pesés, ce qui permet d'obtenir une proportion massique de gravier constante pour chaque échantillon. Les autres paramètres qui traduisent la proportion de matériaux dépendent de l'assemblage particulier des grains au sein de chaque éprouvette et varient légèrement. L'écart relatif maximal de la porosité totale initiale par rapport à la valeur moyenne ( $\max(|n_i/n_{moy}-1|)$ ) est inférieur à 3,5%, et à 2,5% pour la porosité initiale de la matrice sableuse. La reproductibilité d'un échantillon en terme de porosité est donc satisfaisante. A 10% de déformation axiale, l'écart relatif maximal de  $\eta$  par rapport à la valeur moyenne est inférieur à 2,0%.

Sur la figure 4.6, la réponse en contraintes d'essais menés sur des mélanges sable – gravier pour des pressions de confinement de 40, 80 et 100kPa est présentée. On constate que les courbes adimensionnelles obtenues à des pressions de confinement différentes se superposent relativement bien et que la dispersion des résultats est du même ordre de grandeur que celui observé précédemment.



**Figure 4.5 : Evolutions de  $\eta$  obtenues pour 4 essais à un confinement de 80kPa sur des mélanges sable – gravier ( $P_m = 44\%$ ).**



**Figure 4.6 : Evolutions de  $\eta$  obtenues pour des pressions de confinement de 40, 80 et 100kPa sur des mélanges sable – gravier ( $P_m = 44\%$ ).**

Au cours de la campagne d'essais, on a voulu s'assurer que l'usure des matériaux n'altérerait pas le comportement mécanique résultant. Cette usure peut provenir de la méthode de compactage employée ou de l'essai lui-même, et peut évoluer dans le temps. Une analyse granulométrique est menée sur les matériaux avant les premiers essais (voir la figure 4.2). Une autre est réalisée après 10 essais, période à laquelle les matériaux sont renouvelés. Les résultats obtenus pour le sable sont présentés sur la figure 4.7 et traduisent une très légère usure des matériaux : le passant au tamis 0,2mm varie de 2,5% à 5% et le passant au tamis 0,125mm varie de 0% à environ 0,5%. Cette évolution du matériau reste faible.

Le compactage, qui permet d'augmenter la densité relative de la matrice sableuse n'a donc pas une influence significative sur la morphologie des grains de sable.

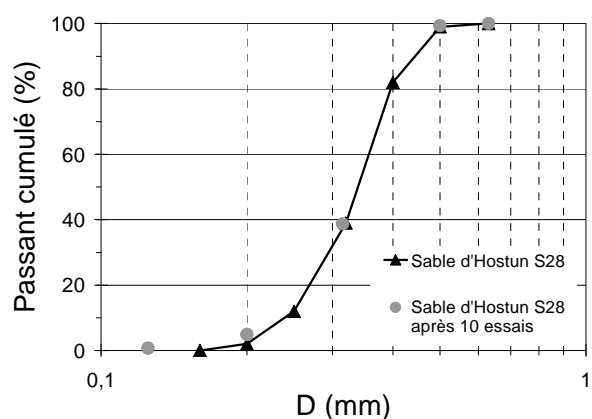


Figure 4.7 : Courbe granulométrique du sable d’Hostun avant usage et après 10 essais triaxiaux.

#### 4.2.3 Influence du dispositif de protection de la membrane de confinement

##### 4.2.3.1 Influence du géotextile de protection sur le déviateur des contraintes

Du fait du frottement généré lors de l’écrasement de l’échantillon entre les éléments de sols et les pièces de géosynthétique, celles-ci vont se mettre en tension et engendrer, par effet membrane, des efforts radiaux pouvant être assimilés à une contrainte de confinement supplémentaire.

L’influence des géotextiles de protection sur les résultats expérimentaux est mise en évidence à partir d’essais réalisés avec et sans géotextiles sur des éprouvettes de sable et des éprouvettes de gravier. Les figures 4.8 et 4.9 présentent les réponses des essais sur gravier et sur sable pour les trois pressions de confinement retenues.

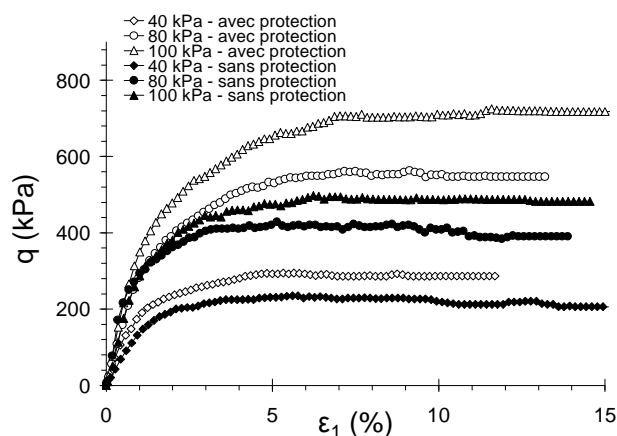
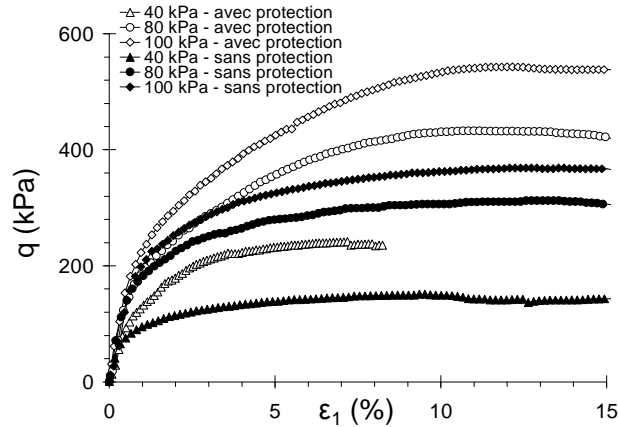


Figure 4.8 : Influence du géotextile de protection sur le déviateur pour les essais sur gravier.



Pour un état de déformation donné, on constate que le déviateur est systématiquement plus important lorsque le géotextile de protection est mis en place. Il apporte par conséquent tout au long de l'essai une contrainte de confinement supplémentaire qui doit être précisée afin que les corrections nécessaires à l'exploitation des résultats expérimentaux puissent être faites.



**Figure 4.9 : Influence du géotextile de protection sur le déviateur pour les essais sur sable.**

#### 4.2.3.2 Corrections apportées

Afin d'appréhender le comportement réel des échantillons testés avec le dispositif de protection géosynthétique, il est nécessaire de quantifier la valeur du confinement apporté par le géotextile lors des essais. Ce confinement, lié à la mise en tension par frottement du géotextile, est fonction de la déformation de l'échantillon qui globalement évolue avec le déviateur. Si l'on suppose un frottement de Coulomb entre le géosynthétique et les grains de sol, les efforts de frottement, et par conséquent le confinement apporté par le géosynthétique, sont proportionnels à la contrainte normale appliquée. On supposera donc en première approximation que l'accroissement du confinement apporté par le géotextile évolue linéairement avec le déviateur non corrigé  $q_{nc}$  et proportionnellement à la contrainte de confinement non corrigée  $\sigma_{3,nc}$ . De cette manière l'accroissement de confinement apporté par la protection et noté  $\Delta\sigma_{3,G}$ , est donné par l'équation 4.5 où  $k$  est un coefficient adimensionnel dont on déterminera la valeur. Ainsi, les équations 4.6 et 4.7 proposent une nouvelle expression du déviateur  $q$  et de la contrainte moyenne  $p$  pour les essais réalisés avec le dispositif de protection géosynthétique en fonction des valeurs brutes non corrigées.

$$\Delta\sigma_{3,G} = k \cdot \sigma_{3,nc} \cdot \frac{q_{nc}}{q_{pic,nc}} \quad (4.5)$$

$$q = q_{nc} - k \cdot \sigma_{3,nc} \cdot \frac{q_{nc}}{q_{pic,nc}} \quad (4.6)$$

$$p = p_{nc} + \frac{2}{3} \left( k \cdot \sigma_{3,nc} \cdot \frac{q_{nc}}{q_{pic,nc}} \right) \quad (4.7)$$

Pour le géosynthétique utilisé, la valeur de  $k$  est déterminée à partir des valeurs au pic du déviateur. On retient  $k = 0,33$  pour l’ensemble des essais. Les diagrammes  $q$ - $p$  de la figure 4.10 comparent les résultats bruts au pic (corrigés et non corrigés) et les résultats des essais réalisés sans géotextile. Aux incertitudes près, les corrections apportées permettent de superposer les deux courbes de rupture. Si on ramène cette dispersion à une incertitude sur  $k$ , on obtient  $k = 0,33 \pm 0,02$ , ce qui justifie l’utilisation d’une valeur constante pour  $k$ .

Sur la figure 4.11, les courbes macroscopiques corrigées sont comparées aux courbes obtenues sans protection pour le sable (à gauche) et le gravier (à droite) pour des pressions de confinement de 100kPa. On constate que la correction apportée lors des essais permet de reproduire le comportement en contraintes obtenu sans protection.

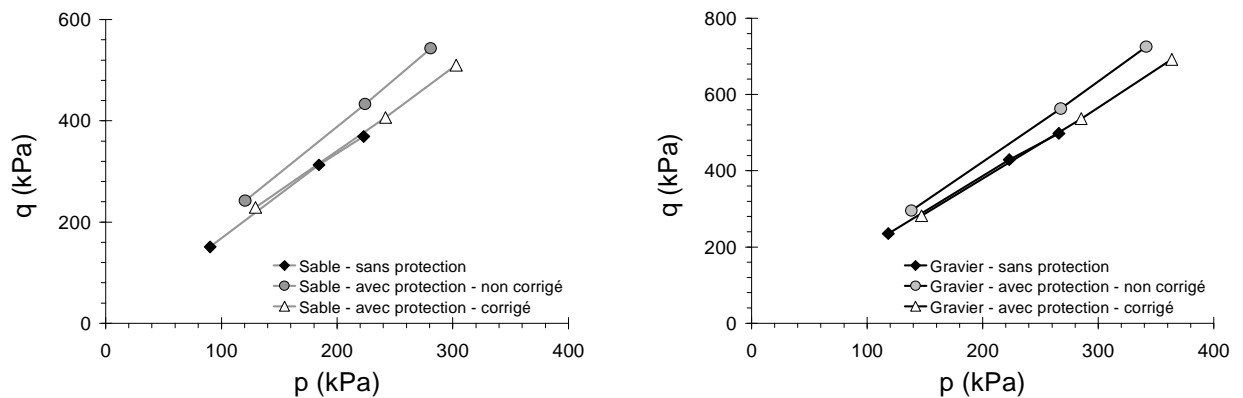


Figure 4.10 : Correction de l’influence du géotextile de protection sur le déviateur au pic et la contrainte moyenne pour le sable (à gauche) et le gravier (à droite).

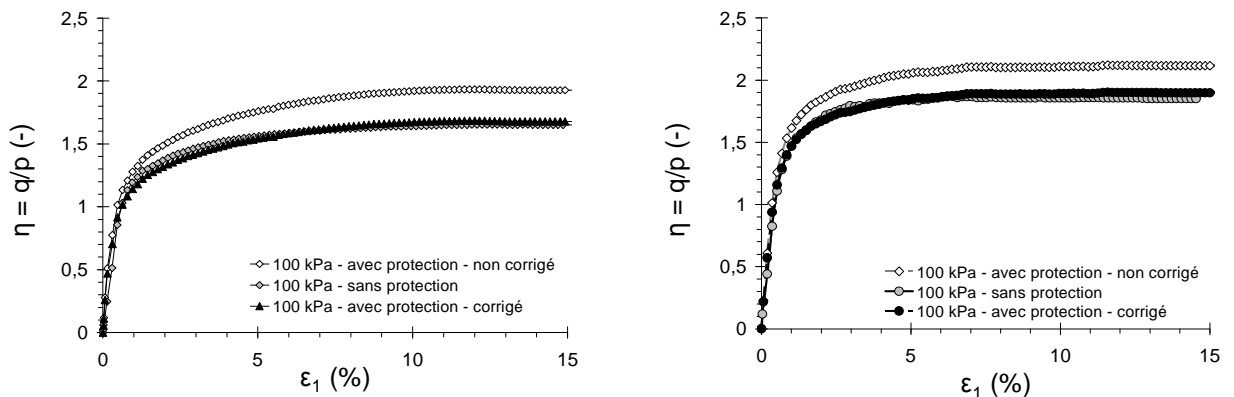
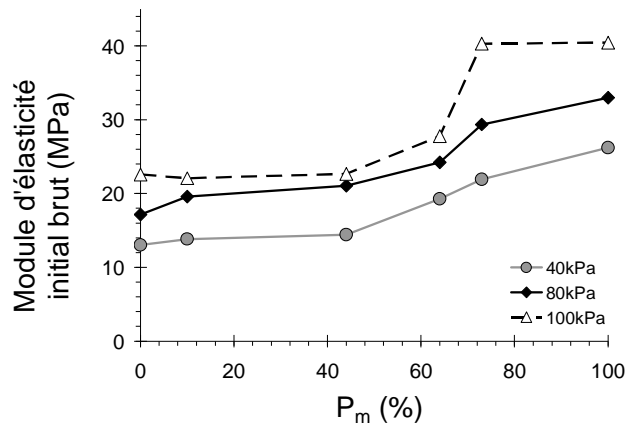


Figure 4.11 : Correction de l’influence du géotextile de protection pour un essai à 100kPa sur le sable (à gauche) et le gravier (à droite).

#### 4.2.4 Comportement du mélange sable – gravier

Les valeurs des modules d'élasticité initiaux bruts (c'est-à-dire calculés à partir de courbes non corrigées) sont présentées sur la figure 4.12 en fonction du pourcentage massique de gravier et pour des pressions de confinement de 40, 80 et 100kPa. On constate que le module augmente avec le pourcentage de gravier et la pression de confinement. La présence de gravier contribue donc à augmenter la résistance initiale des échantillons, principalement lorsque  $P_m$  varie de 64% à 73%.

Les graphiques de la figure 4.13 présentent l'évolution de  $\eta$  durant les essais triaxiaux pour les différents mélanges et contraintes de confinement en prenant en considération les corrections quand cela était nécessaire. On constate que tous les échantillons présentent un accroissement continu du déviateur vers une valeur résiduelle. Les agrandissements situés dans les encadrés montrent pour chaque pression de confinement que la valeur résiduelle est minimale pour  $P_m = 10\%$  ou  $P_m = 44\%$  et maximale pour  $P_m = 100\%$ . La comparaison de ces valeurs pour l'ensemble des contraintes de confinement peut être effectuée soit dans un plan de Mohr – Coulomb, soit dans un diagramme  $q - p$ .



**Figure 4.12 : Evolution du module d'élasticité initial brut en fonction du pourcentage massique de gravier pour des pressions de confinement de 40, 80 et 100kPa.**

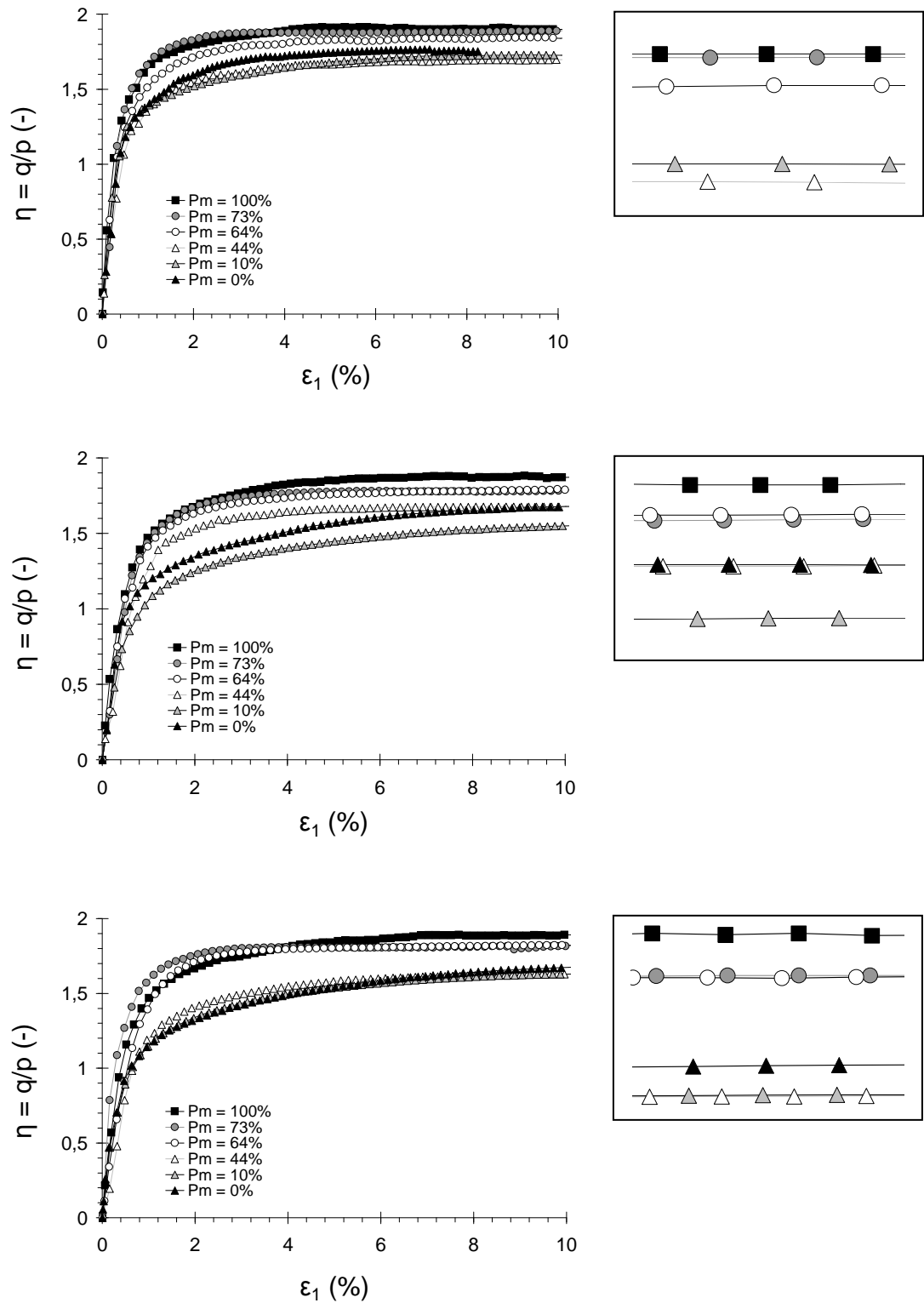
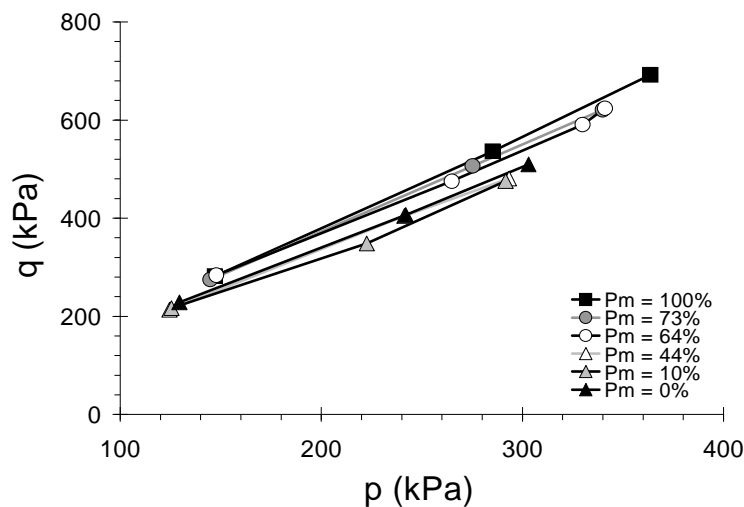


Figure 4.13 : Evolution de  $\eta$  pour les essais sur mélanges à 40kPa (en haut), 80kPa (au milieu) et à 100kPa (en bas) avec un agrandissement pour une déformation axiale de l'ordre de 12%.

Sur la figure 4.14, les valeurs résiduelles des déviateurs sont représentées dans le diagramme  $q - p$ . Pour chaque mélange, la pente moyenne des droites caractérise le paramètre  $\eta$  moyen et caractérise donc la résistance obtenue. On constate que l'échantillon composé de 10% de gravier est le moins résistant à l'état résiduel alors qu'il est plus dense que l'échantillon de sable seul (figure 4.3). La présence de gravier engendre donc une perturbation de la matrice sableuse. Au-delà de 44% de gravier, la résistance résiduelle du mélange augmente et est maximale pour l'échantillon exclusivement composé de gravier.



**Figure 4.14 : Diagramme q-p pour les essais sur mélanges.**

La figure 4.15 donne les valeurs des angles de frottement résiduels et des porosités totales initiales en fonction du pourcentage massique de gravier. Aucune corrélation claire n'apparaît entre la résistance des mélanges et la porosité, ce qui met en évidence le comportement complexe de ces milieux.

Vallejo (2001) synthétise les résultats d'essais triaxiaux obtenus par divers auteurs sur des mélanges sable – gravier et constate que la résistance au cisaillement des mélanges est de l'ordre de :

- celle du gravier pour  $P_m > 70\%$  environ ;
- celle du sable pour  $P_m < 50\%$  environ.

Cette seconde observation est en accord avec nos résultats car pour  $P_m < 50\%$ , on observe une résistance des mélanges proche de celle du sable.

L'augmentation de la résistance résiduelle avec la proportion de gravier est conforme aux résultats des essais triaxiaux menés par Pedro (2005) et présentés sur la figure 4.16 (où  $f_v$  équivaut à  $P_v$ ). Dans nos essais, la valeur  $P_v = 35\%$  correspond approximativement à une proportion massique  $P_m = 50\%$ .

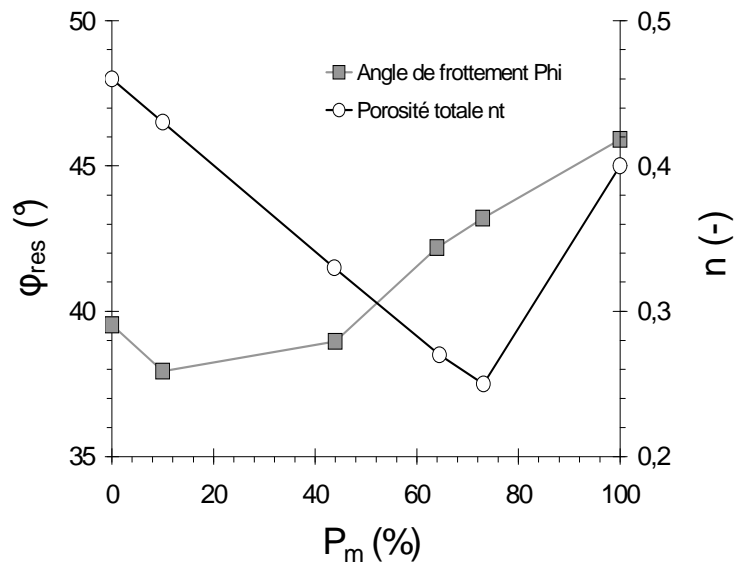


Figure 4.15 : Evolution de l'angle de frottement résiduel et de la porosité initiale de l'échantillon en fonction de la proportion massique de gravier.

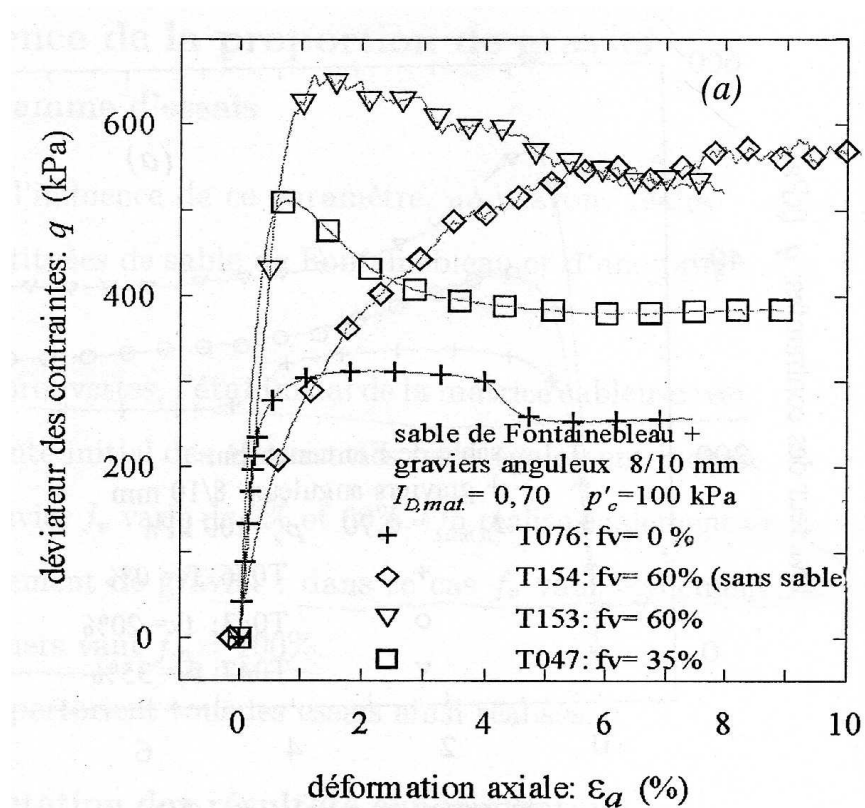


Figure 4.16 : Influence de la proportion volumique de gravier  $f_v$  sur l'évolution du déviateur (d'après Pedro, 2005).

---

## 4.3 Modélisation du comportement mécanique du mélange sable – gravier

---

### 4.3.1 Présentation

On souhaite dans ce chapitre définir dans quelles mesures il est possible de prédire numériquement le comportement d'un mélange de deux matériaux granulaires de même nature à partir des informations obtenues sur les matériaux seuls.

Dans le chapitre 3, nous avons établi une procédure de calage des paramètres micromécaniques et géométriques permettant de simuler le comportement d'un matériau granulaire homogène. On envisage d'appliquer cette procédure pour le sable puis pour le gravier de manière indépendante. Plusieurs formes d'éléments ont été envisagées notamment pour le sable (modèle  $2R$  et modèle  $3R$ ). Pour le gravier, seul le modèle  $3R$  a été utilisé compte tenu des fortes valeurs de l'angle de frottement résiduel qui devaient être atteintes.

Le mélange des matériaux est obtenu au sein du modèle en associant les éléments modélisant le sable et le gravier. Les paramètres « intrinsèques » à chacun des matériaux sont conservés et les proportions massiques expérimentales sont respectées. Les lois d'interaction entre les éléments de chaque famille granulaire découlent des lois de contact établies entre deux éléments quelconques (voir le chapitre 2). L'introduction d'une loi d'interaction spécifique entre les deux familles d'éléments ne nous paraissent pas nécessaire ici compte tenu des fortes similitudes entre les deux matériaux du mélange. La masse volumique des grains utilisée dans le modèle est de  $2650\text{kg/m}^3$  pour chaque matériau. Une comparaison avec les résultats expérimentaux sera réalisée.

Expérimentalement, le rapport de taille de 25 entre les grains de gravier et de sable est trop important pour être reproduit dans le modèle (trop d'éléments seraient engendrés). La taille relative des éléments modélisant chacun des matériaux a donc été optimisée lors de la simulation d'essais sur les mélanges. Pour chaque matériau, la distribution granulométrique adoptée est linéaire et le rapport entre le plus gros et le plus petit rayon des éléments vaut 1,05.

Le protocole expérimental de mise en place des échantillons de sable conduit à une densité relative du matériau de 60%. Ne disposant pas d'indications particulières sur la densité relative des mélanges, mais ayant suivi le même protocole de mise en œuvre, nous supposerons qu'une densité relative de 60% a été atteinte pour tous les mélanges étudiés. Si expérimentalement c'est aspect reste à vérifier, l'hypothèse d'une densité relative fixe pour toutes les simulations numériques conduit à faciliter grandement l'interprétation des résultats.

Après calibration du modèle numérique et optimisation de la forme et de la taille des éléments, le comportement des mélanges pour diverses proportions sera analysé numériquement et comparé aux résultats expérimentaux.

4.3.2 Calibration des paramètres et essais préliminaires


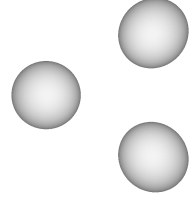
4.3.2.1 Calibration et validité d’un modèle 2R pour le sable et 3R pour le gravier

Les paramètres géométriques et micromécaniques sont déterminés selon la procédure de calibration (partie 3.2.7), afin que la réponse du modèle approche au mieux les résultats expérimentaux obtenus pour le sable et le gravier.

Comme le préconise la procédure, on privilégie par soucis d’efficacité un modèle 2R pour le sable. Pour le gravier, un modèle 3R s’est révélé indispensable pour simuler correctement la courbe du déviateur obtenue (la valeur résiduelle plus exactement).

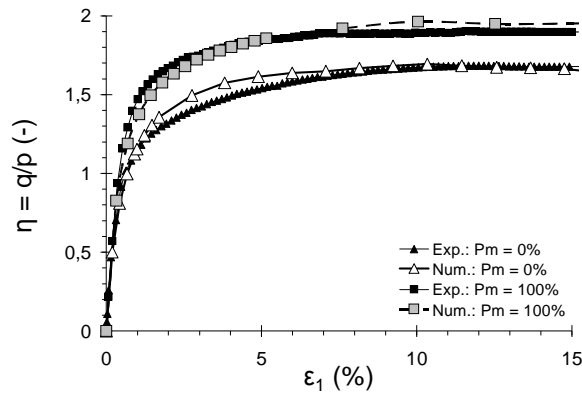
Les paramètres géométriques et micromécaniques retenus sont donnés dans le tableau 4.1. Les réponses expérimentales et numériques de la phase de calibration des matériaux seuls sont présentées sur la figure 4.17 respectivement pour le sable et le gravier. On constate que le choix des paramètres a permis une bonne approche des courbes expérimentales.

Pour évaluer la pertinence du modèle à restituer le comportement d’un mélange des simulations numériques mettant en jeu les deux familles d’éléments ont été réalisées. Pour minimiser le nombre d’éléments, le rapport  $r'$  entre les rayons moyens des sphères des éléments modélisant le gravier et le sable a été fixé à  $r' = 1,50$ . Les tailles relatives moyennes des éléments des deux matériaux ainsi que l’échantillon réalisé pour une proportion massique de gravier de 64% sont présentés sur la figure 4.18. On constate que l’imbrication entre les éléments est importante.

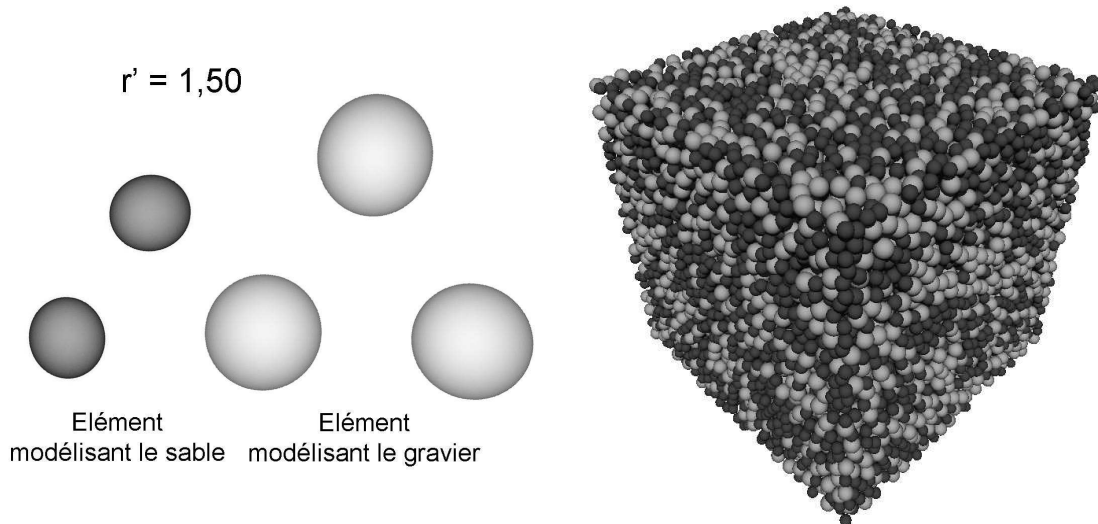
	<b>Sable</b> <i>(<math>P_m = 0\%</math>)</i>	<b>Gravier</b> <i>(<math>P_m = 100\%</math>)</i>
$N_s$	2	3
$R_{max}/R_{min}$	1,05	1,05
<i>ang (%)</i>	195	180
$\alpha$	1,00	0,2
$E_c$ (MPa)	180	300
$\varphi_\mu$ (°)	23,0	20,0
<b>Forme des éléments</b>		

**Tableau 4.1 : Paramètres micromécaniques et géométriques pour les matériaux sable et gravier.**



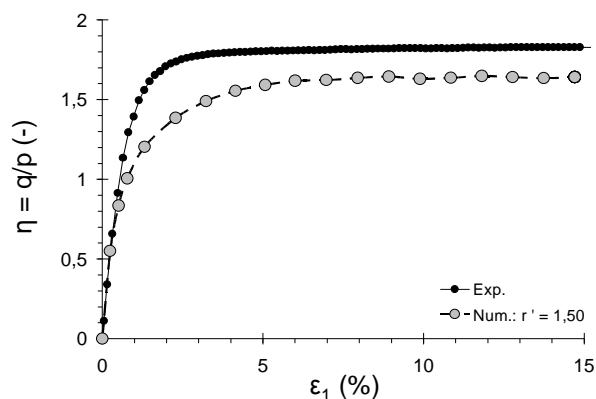


**Figure 4.17 : Evolution de  $\eta$  en fonction de la déformation axiale pour des proportions massiques de gravier de 0 et 100%. Comparaison aux courbes expérimentales.**



**Figure 4.18 : Représentation des éléments modélisant le sable et le gravier à l'échelle (à gauche) et échantillon avec  $P_m = 64\%$  (à droite) pour  $r' = 1,50$ .**

La réponse du mélange présentée sur la figure 4.19 montre que la résistance atteinte par le mélange lors de la simulation est bien inférieure aux valeurs expérimentales. Pour  $P_m = 64\%$ , le modèle engendre une valeur résiduelle de  $\eta$  proche de celle obtenue pour le sable seul ( $P_m = 0\%$ , figure 4.17). La faible résistance obtenue ici sur les mélanges est probablement liée à la géométrie particulière des éléments  $2R$  modélisant le sable (rotations importantes à l'origine d'une résistance résiduelle faible) ou potentiellement à la différence de géométrie entre les éléments modélisant le sable et le gravier (interaction spécifique entre des éléments de formes différentes). Pour une meilleure approche du comportement des mélanges des essais sont donc menés en utilisant des modèles  $3R$  pour le sable et le gravier.

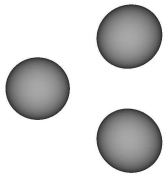
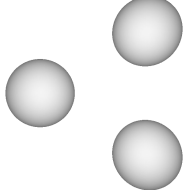


**Figure 4.19 : Evolution de  $\eta$  en fonction de la déformation axiale pour  $P_m = 64\%$  et  $r' = 1,50$ .**

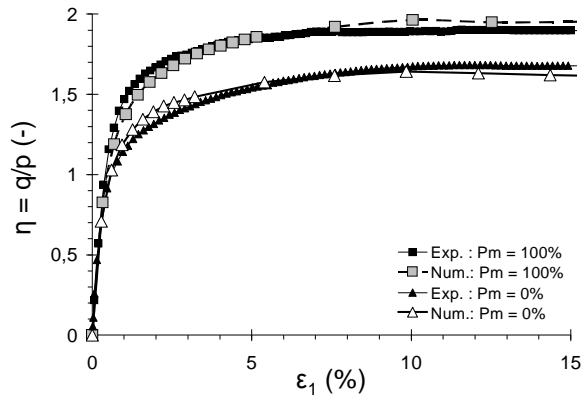
#### 4.3.2.2 Calibration et validité d'un modèle 3R pour le sable et le gravier

On choisit d'adopter un modèle 3R pour les éléments modélisant le sable et le gravier. Un nombre de sphères identique par élément est donc utilisé pour chacun des matériaux.

Les paramètres géométriques et micromécaniques sont à nouveau calibrés pour le sable. Le tableau 4.2 donne la valeur des paramètres retenus. La figure 4.20 compare les réponses numériques et expérimentales pour le sable et le gravier. Une bonne correspondance est constatée.

	<b>Sable</b> <i>(<math>P_m = 0\%</math>)</i>	<b>Gravier</b> <i>(<math>P_m = 100\%</math>)</i>
$N_s$	3	3
$R_{max}/R_{min}$	1,05	1,05
<i>ang</i> (%)	165	180
$\alpha$	0,1	0,2
$E_c$ (MPa)	380	300
$\varphi_\mu$ (°)	14,0	20,0
<b>Forme des éléments</b>		

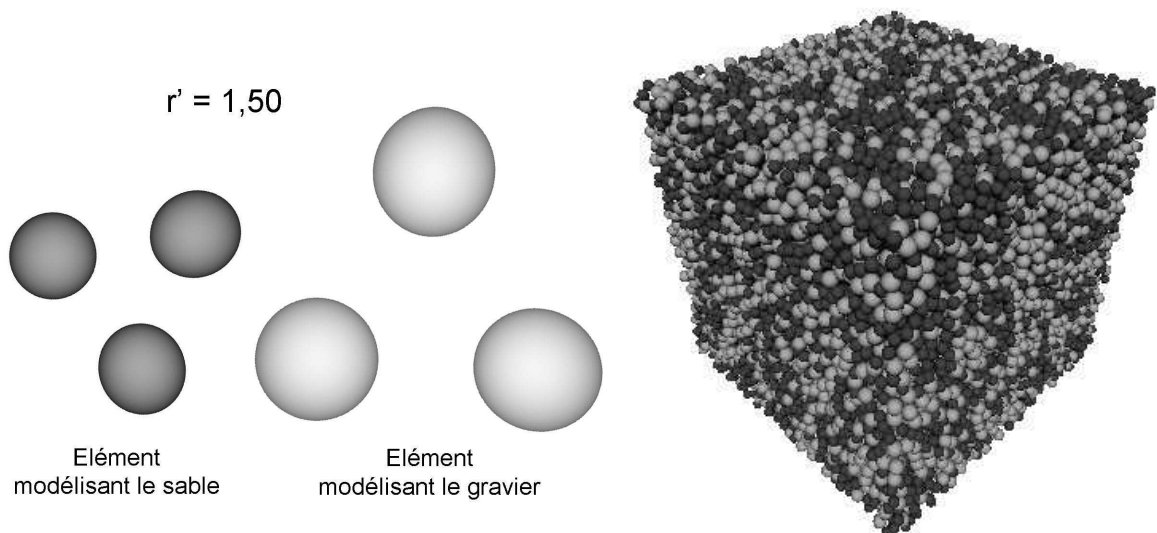
**Tableau 4.2 : Paramètres micromécaniques et géométriques pour les matériaux sable et gravier.**



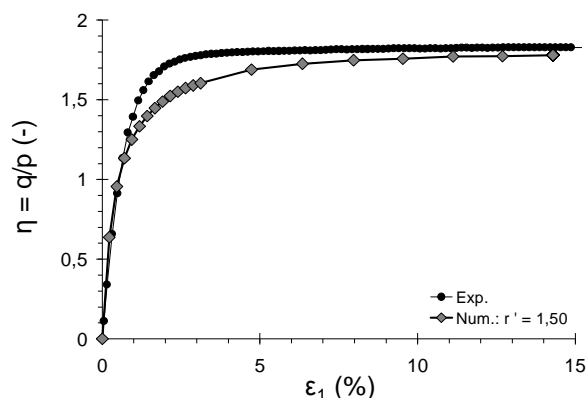
**Figure 4.20 : Evolution de  $\eta$  en fonction de la déformation axiale pour des proportions massiques de gravier de 0 et 100%. Comparaison aux courbes expérimentales.**

La figure 4.21 montre la forme relative des éléments pour  $r' = 1,50$  et présente une vue du mélange composé d'éléments modélisant le sable (couleur foncée) et le gravier (couleur claire).

Pour  $P_m = 64\%$ , la réponse sous sollicitation triaxiale du mélange est présentée sur la figure 4.22. Cette fois ci, la résistance résiduelle obtenue par le modèle permet d'approcher la valeur expérimentale. Cependant, cet état résiduel est atteint pour une déformation axiale de l'ordre de 11% lors de la simulation et d'environ 4% lors de l'expérience.



**Figure 4.21 : Représentation des éléments modélisant le sable et le gravier à l'échelle (à gauche) et échantillon avec  $P_m = 64\%$  (à droite) pour  $r' = 1,50$ .**



**Figure 4.22 : Evolution de  $\eta$  en fonction de la déformation axiale pour  $P_m = 64\%$  et  $r' = 1,50$ .**

On en déduit que le choix d'un modèle  $3R$  pour les éléments modélisant le sable a permis d'obtenir une résistance plus forte pour les mélanges et d'améliorer le résultat de la simulation pour une proportion massique de gravier de 64%. Alors que la résistance des mélanges d'éléments issus de modèles  $2R$  et  $3R$  semblait contrôlée par les éléments du modèle  $2R$  (et leurs rotations importantes), celle des mélanges d'éléments de modèles  $3R$  atteint une valeur intermédiaire et s'avère plus adapté au comportement expérimental des mélanges sable – gravier.

Pour les mélanges, l'obtention d'un état résiduel précoce lors de la phase expérimentale n'est pas reproduite par la simulation. Cependant, aucune modification du modèle n'est envisagée car celle-ci s'avère complexe et incertaine.

La simulation réalisée sur le mélange a été menée pour un rapport de taille entre les éléments de gravier et de sable de 1,5. Le choix de la taille relative des éléments, pouvant avoir une influence sur la réponse macroscopique du modèle, a motivé la réalisation d'une étude paramètre.

#### 4.3.3 Influence de la taille relative des éléments

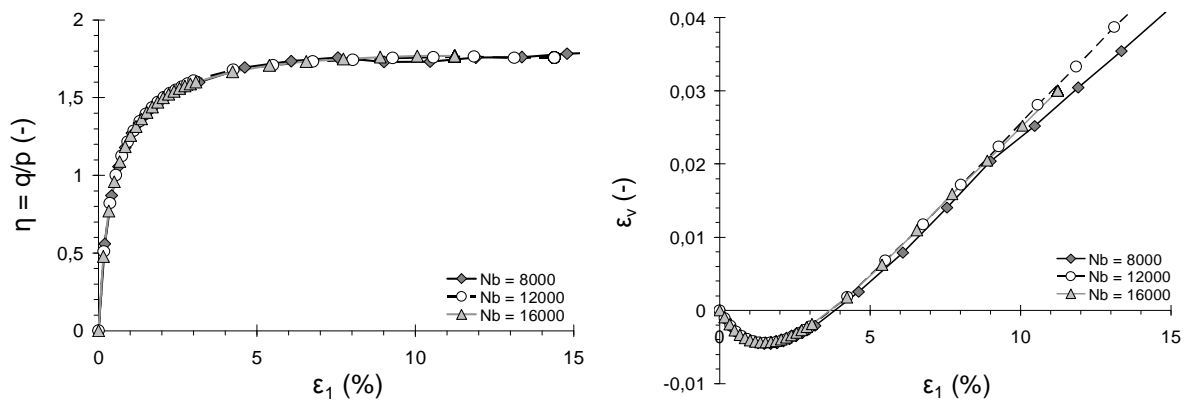
La modification de la taille relative des éléments caractéristiques de chaque famille de matériaux ( $r'$ ) conduit à un nombre total d'éléments différent au sein du modèle pour que puissent être atteints :

- un ratio entre la taille de l'échantillon et le plus gros élément du modèle d'au moins 10 ;
- un nombre suffisant d'éléments pour chaque matériau (au moins 1000).

Il s'agit donc dans un premier temps de tester l'influence du nombre d'éléments sur les résultats macroscopiques des mélanges constitués d'éléments  $3R$ . Des simulations numériques similaires à celles présentées précédemment ( $P_m = 64\%$  et

$r' = 1,50$ ) sont donc menés pour un nombre total d'éléments variable (8000, 12000 puis 16000) et une contrainte de confinement de 80kPa.

La figure 4.23 montre que le nombre d'éléments n'a pas d'influence significative sur le déviateur et la déformation volumique obtenus par le modèle. Cette observation sera vérifiée pour l'ensemble des essais présentés dans la suite du chapitre. Cependant, cette observation ne doit pas être généralisée à l'ensemble des mélanges car cette étude est restreinte à l'utilisation de formes d'éléments proches (modèles 3R et angularités proches) pour les matériaux modélisés.



**Figure 4.23 : Evolutions de  $\eta$  et de  $\varepsilon_v$  en fonction de  $\varepsilon_1$  pour Nb = 8000, 12000 et 16000.**

Diverses valeurs de taille relative  $r'$  des éléments modélisant le sable et le gravier sont à présent envisagées : 0,40, 0,67, 1,05, 1,50, 2,00 et 3,00. Les géométries obtenues sont illustrées sur la figure 4.24, où la taille de l'élément modélisant le gravier (en clair) est adoptée constante. Pour les valeurs extrêmes  $r' = 0,40$  et  $r' = 3,00$ , le nombre minimal d'éléments nécessaire pour satisfaire les exigences précédentes vaut respectivement 24000 et 17000 et engendre des temps de calcul importants.

Les courbes  $\eta - \varepsilon_1$ ,  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  sont respectivement présentées sur les figures 4.25, 4.26 et 4.27 pour une contrainte de confinement de 80kPa. D'un point de vue global, on constate que les résultats obtenus pour  $r'$  variant entre 0,67 et 2,00 sont proches. Des valeurs de  $r'$  proches de 1 permettent donc de limiter le nombre d'éléments composant le modèle et l'influence de la taille relative des éléments.

On constate (figure 4.26) que l'angle de frottement au pic pour  $r' = 0,67$  est le plus fort et que (figure 4.27) la dilatance augmente lorsque  $r'$  diminue. En revanche, la valeur de  $r'$  ne semble pas avoir d'influence sur le module d'élasticité initial et le coefficient de Poisson.

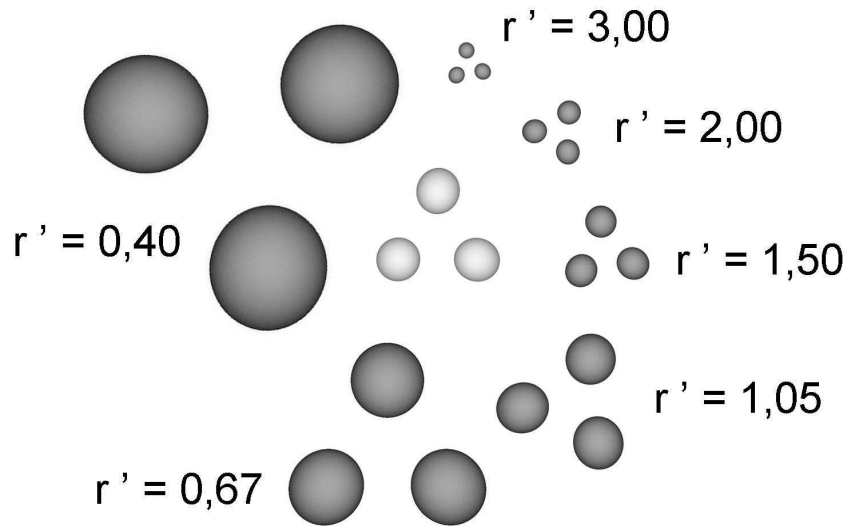


Figure 4.24 : Représentation des éléments modélisant le sable (en foncé) et le gravier (en clair) pour diverses valeurs de  $r'$ .

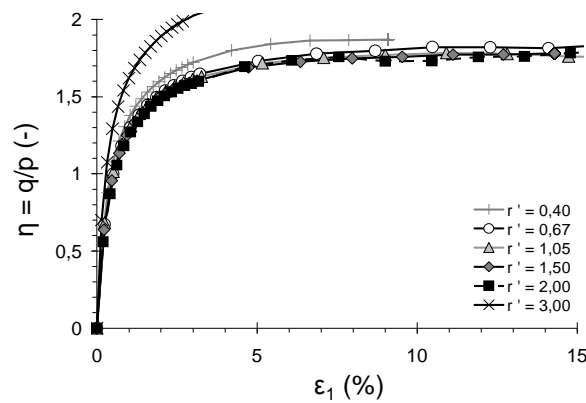


Figure 4.25 : Evolution de  $\eta$  en fonction de  $\varepsilon_1$  pour différentes valeurs de  $r'$ .

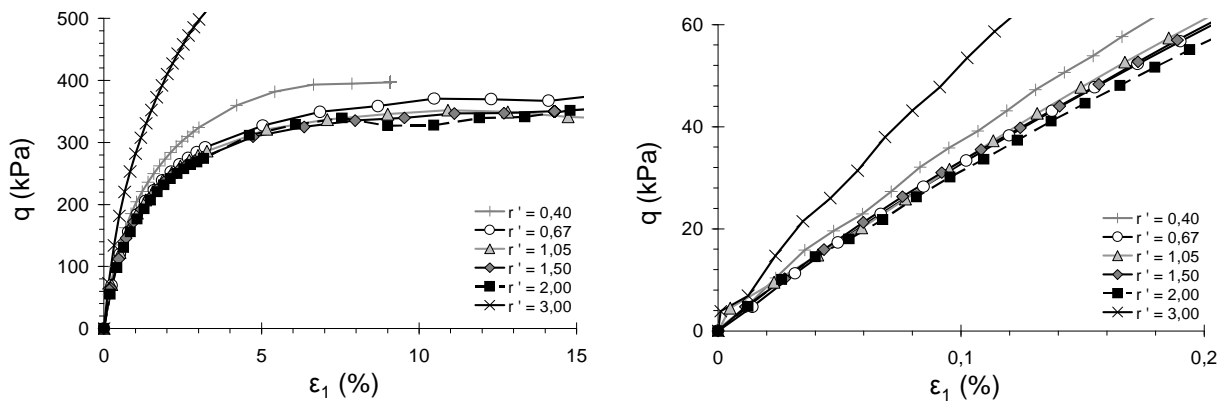
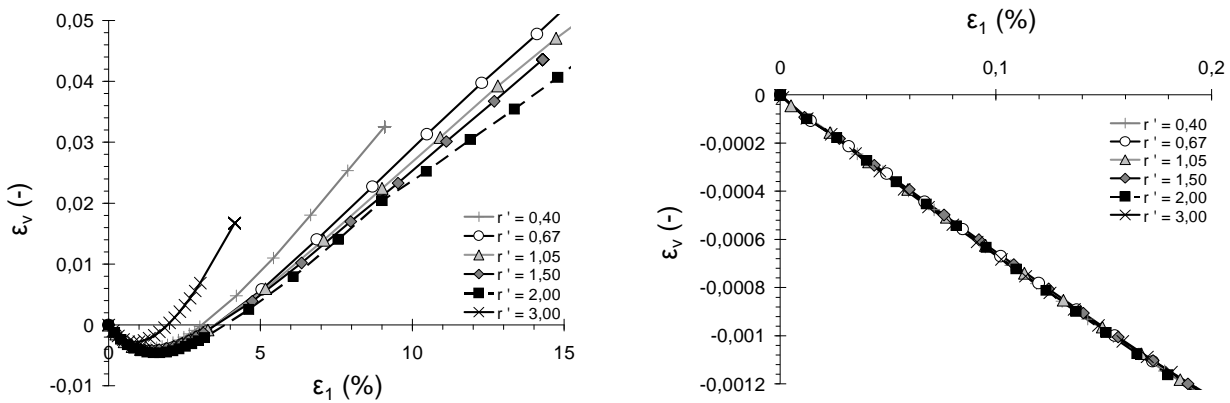


Figure 4.26 : Evolution de  $q$  en fonction de  $\varepsilon_1$  pour différentes valeurs de  $r'$ .



**Figure 4.27 : Evolution de  $\varepsilon_v$  en fonction de  $\varepsilon_1$  pour différentes valeurs de  $r'$ .**

Pour les quatre valeurs de  $r'$  engendrant des résultats proches, le tableau 4.3 synthétise les valeurs initiales de la porosité, du nombre de coordination, du module d'élasticité et de la valeur résiduelle de l'angle de frottement. On constate qu'une valeur de  $r'$  proche de 1 engendre une porosité et un nombre de coordination initiaux légèrement plus importants, mais aussi un module initial plus fort et un angle de frottement résiduel plus faible.

$r'$	<b>0,67</b>	<b>1,05</b>	<b>1,50</b>	<b>2,00</b>
$n_0$	0,539	0,541	0,487	0,444
$z_0$	3,42	3,58	3,05	2,97
$E_0$ (MPa)	29,1	29,9	29,5	28,0
$\varphi_{res}$ (°)	43,9	42,9	43,1	43,7

**Tableau 4.3 : Caractéristiques des échantillons pour  $P_m = 64\%$  et diverses valeurs de  $r'$ .**

#### 4.3.4 Comparaison des comportements numériques des mélanges pour diverses proportions et différentes valeurs de $r'$

Des simulations numériques mettant en œuvre des mélanges de sable et de gravier ont été réalisées à des fins comparatives. Bien que les résultats obtenus précédemment montrent que les réponses macroscopiques sous conditions triaxiales sont peu influencées par le rapport  $r'$  les simulations numériques ont été réalisées avec  $r' = 0,67$  puis  $r' = 1,50$  pour confirmer ou infirmer les tendances obtenues préalablement. Les essais sont menés pour une contrainte de confinement de 80kPa suivant le protocole précédent.

La figure 4.28 présente les courbes  $\eta - \varepsilon_1$  obtenues pour  $r' = 0,67$  et  $r' = 1,50$ . On constate que numériquement, l'augmentation de la proportion en gravier engendre,

pour les deux cas traités, une augmentation de la résistance. La comparaison entre les deux graphiques montre que les résistances obtenues avec  $r' = 0,67$  sont légèrement plus fortes pour une proportion de gravier donné.

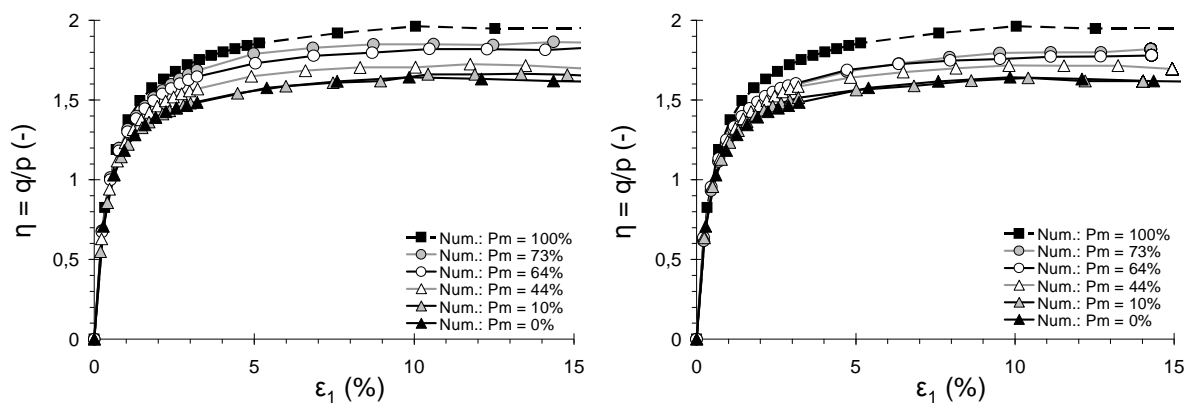


Figure 4.28 : Evolution de  $\eta$  en fonction de la déformation axiale pour diverses proportions de gravier pour  $r' = 0,67$  (à gauche) et  $r' = 1,50$  (à droite).

Le tableau 4.4 regroupe les principaux paramètres géométriques et macroscopiques des échantillons testés pour les différentes proportions simulées dans le cas  $r' = 0,67$  (dans ce cas, les éléments modélisant le sable sont plus gros que ceux modélisant le gravier). La porosité initiale  $n_0$  la plus faible est obtenue pour  $P_m = 10\%$  et la plus forte pour  $P_m = 44\%$ . D’autre part les mélanges engendrent une diminution du nombre de coordination initial  $z_0$ , minimal pour  $P_m = 44\%$ . On constate également que l’ajout d’éléments du gravier (respectivement du sable) dans une assemblée d’éléments caractéristiques du sable (respectivement du gravier) engendre une augmentation du module initial  $E_0$ . Enfin, on note que l’angle de frottement résiduel  $\varphi_{res}$  diminue puis augmente avec  $P_m$ , ce qui est conforme aux observations expérimentales.

$P_m$ (%)	0	10	44	64	73	100
$n_0$	0,516	0,507	0,554	0,539	0,532	0,523
$z_0$	3,52	3,48	3,39	3,42	3,46	3,60
$E_0$ (MPa)	26,9	27,2	29,1	29,1	29,6	29,1
$\varphi_{res}$ (°)	39,4	39,1	40,3	43,9	44,4	45,9

Tableau 4.4 : Caractéristiques des échantillons pour diverses proportions massiques et  $r' = 0,67$ .

La porosité et le nombre de coordination ne sont donc pas des paramètres pertinents pour caractériser la résistance des assemblées puisqu’ils ne permettent aucune



corrélation avec le module initial et l'angle de frottement résiduel (déterminé à 15% de déformation axiale sur la figure 4.29).

Le tableau 4.5 regroupe les principaux paramètres géométriques et macroscopiques des échantillons testés dans le cas  $r' = 1,50$ . Le nombre de coordination  $z_0$  augmente avec  $P_m$  dans un premier temps puis suit la même tendance que précédemment. De la même manière que pour  $r' = 0,67$ , on observe une augmentation puis une diminution de  $E_0$  et une augmentation de  $\varphi_{res}$  lorsque  $P_m$  augmente.

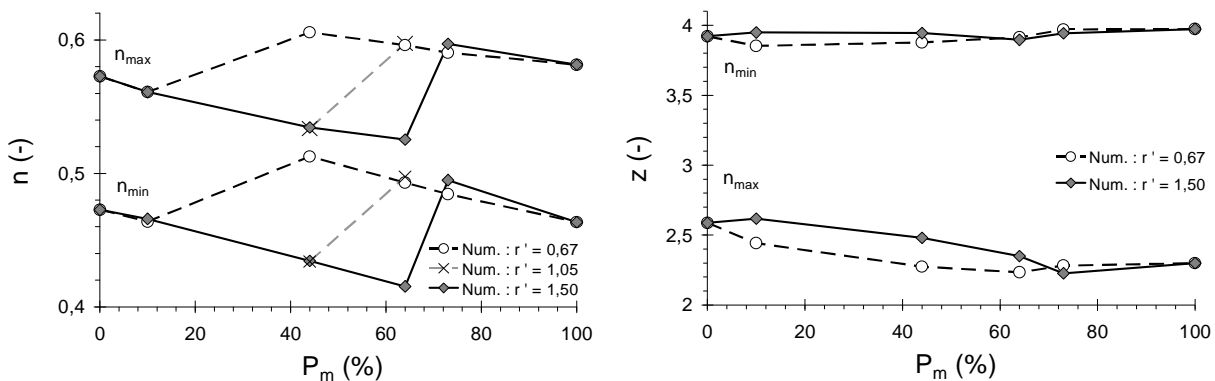
$P_m$ (%)	0	10	44	64	73	100
$n_0$	0,516	0,508	0,479	0,487	0,540	0,523
$z_0$	3,52	3,61	3,55	3,05	3,44	3,60
$E_0$ (MPa)	26,9	27,4	30,1	29,5	29,5	29,1
$\varphi_{res}$ (°)	39,4	39,3	40,8	43,1	44,1	45,9

**Tableau 4.5 : Caractéristiques des échantillons pour diverses proportions massiques et  $r' = 1,50$ .**

La figure 4.29 présente l'évolution des porosités minimales et maximales en fonction de  $P_m$  pour plusieurs valeurs de  $r'$ . On constate, pour chaque valeur de  $r'$ , une augmentation de la porosité entre deux valeurs de  $P_m$  :

- Entre  $P_m = 10\%$  et  $P_m = 44\%$  pour  $r' = 0,67$ .
- Entre  $P_m = 44\%$  et  $P_m = 64\%$  pour  $r' = 1,05$ .
- Entre  $P_m = 64\%$  et  $P_m = 73\%$  pour  $r' = 1,50$ .

L'augmentation du rapport de taille entre les éléments modélisant le gravier et les éléments modélisant le sable engendre donc une augmentation de porosité pour une proportion de gravier plus élevée.



**Figure 4.29 : Evolution de  $n_{min}$  et  $n_{max}$  (à gauche) et des nombres de coordination associés (à droite) en fonction de  $P_m$  pour  $r' = 0,67$  et  $r' = 1,50$ .**

Pour  $P_m < 10\%$  et  $P_m > 73\%$ , les valeurs de  $r'$  ont peu d’influence sur les porosités obtenues. En d’autres termes, la taille relative des éléments a peu d’importance dans la diminution de porosité observée suite au passage de  $P_m = 0\%$  à  $P_m = 10\%$  et dans l’augmentation de porosité observée suite au passage de  $P_m = 100\%$  à  $P_m = 73\%$ .

Globalement, on observe que l’évolution des porosités et des nombres de coordinations ne suivent pas les mêmes tendances. De plus, l’évolution du nombre de coordination en fonction de  $P_m$  s’avère bien différente selon la valeur de  $r'$  retenue.

Parallèlement, on constate que les porosités minimales et maximales obtenues sont très différentes. Malgré des porosités et des nombres de coordination initiaux différents, les réponses macroscopiques des assemblées sont très proches pour une proportion donnée.

Finalement, l’utilisation de formes d’éléments très proches permet, à densité relative donnée, d’obtenir une réponse macroscopique indépendante du nombre d’éléments et peu tributaire du rapport  $r'$ . La notion de densité relative semble donc bien adaptée aux mélanges composés d’éléments de formes proches puisque même pour des porosités initiales très différentes, les essais menés avec pour  $r' = 0,67$  et  $r' = 1,50$  donnent des résultats macroscopiques peu différents.

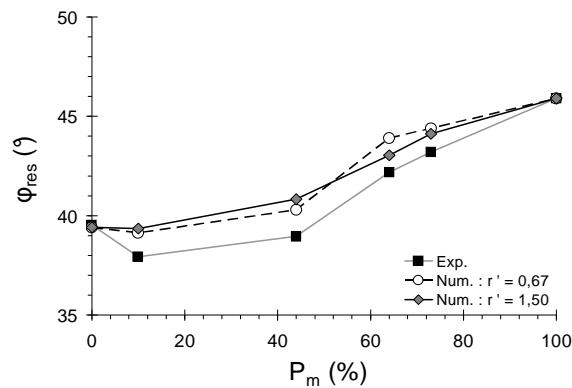
D’autre part, les porosités et nombres de coordination initiaux ne constituent pas des paramètres pertinents pour caractériser la résistance des mélanges.

---

#### 4.3.5 Comparaison des simulations numériques avec les résultats expérimentaux

Les angles de frottement résiduels, déduits des simulations précédentes et répertoriés dans les tableaux 4.4 et 4.5, sont comparés aux angles de frottement obtenus expérimentalement. La figure 4.30 représente l’évolution de ces valeurs en fonction de  $P_m$  pour des pressions de confinement de 100kPa. On constate que les modèles numériques ne permettent pas de reproduire la diminution marquée de  $\varphi_{res}$  entre  $P_m = 0\%$  et  $P_m = 10\%$ . Les angles de frottement résiduels obtenus par le modèle sont supérieurs aux valeurs expérimentales. La modification de  $r'$  ne semble pas en mesure de changer cette tendance pour des valeurs comprises entre 0,67 et 1,50.

A partir des tableaux 4.4 et 4.5, on note que le modèle numérique engendre une augmentation de  $E_0$  lorsque la proportion de gravier  $P_m$  augmente. Cette observation est en accord avec les résultats expérimentaux (partie 4.2.4). Cependant, l’accroissement de  $E_0$  est expérimentalement plus marqué pour de fortes valeurs de  $P_m$  et numériquement plus marqué pour de faibles valeurs de  $P_m$ . Les valeurs expérimentales n’étant pas précises du fait de l’influence du dispositif de protection sur les mesures et de l’hétérogénéité des mélanges, aucune comparaison quantitative n’est proposée aux faibles déformations.



**Figure 4.30 : Evolution de l'angle de frottement résiduel en fonction de la proportion de gravier. Comparaison avec les résultats expérimentaux.**

#### 4.4 Conclusion

La phase expérimentale a montré que les mélanges de sable et de gravier engendrent des comportements mécaniques similaires à ceux obtenus sur matériaux seuls. Dans un premier temps, l'introduction de gravier dans du sable diminue la résistance résiduelle de l'échantillon puis l'augmente dans un second temps. Cependant, la résistance des mélanges reste inférieure à celle des échantillons exclusivement composés de gravier.

Plusieurs modèles numériques ont été testés pour prendre en compte le comportement des mélanges sable – gravier. Les paramètres micromécaniques et géométriques des matériaux constitutifs du mélange sont calibrés indépendamment pour le sable et le gravier à partir des essais expérimentaux. Les éléments modélisant chacun des matériaux sont associés au sein de mélange dans des proportions similaires à celles de l'expérimentation. Aucune loi d'interaction spécifique entre les deux familles d'éléments n'a été formulée. Dans un premier temps, l'utilisation d'éléments composés de deux sphères (modèle 2R) pour le sable a engendré des mélanges dont la résistance est proche de celle obtenue pour le sable seul et donc inférieure à celle de l'expérience.

La forme des éléments caractéristiques du sable a donc été modifiée. D'un modèle 2R pour le sable nous sommes passé à un modèle 3R. L'étude numérique s'est donc orientée vers des simulations menées sur des échantillons composés d'éléments à la géométrie quasi homogène. L'utilisation de formes proches permet une gestion simple du modèle car, dans une certaine gamme de valeurs proches de 1, la taille relative moyenne des éléments modélisant le sable et le gravier  $r'$  influe peu sur les résultats macroscopiques malgré des porosités initiales des mélanges très différentes. De la même manière que dans le chapitre 3, la notion de densité relative limite l'influence de la géométrie des éléments sur la réponse macroscopique du modèle.

Pour résumer, la phase de modélisation des mélanges a permis d'établir que :

- la résistance des mélanges évolue avec la proportion en utilisant des éléments aux formes proches ;
- l'influence de la taille relative des éléments sur la résistance des mélanges est faible lorsque la forme des éléments reste proche (même modèle  $3R$  pour chacun des matériaux modélisés, angularité proche et taille relative variant de 0,67 à 2,00) ;
- de la même manière que pour les essais sur matériaux homogènes, on peut reproduire très correctement les tendances expérimentales des mélanges sans avoir à corréliser les porosités expérimentales ;
- les porosités et les nombres de coordination initiaux des mélanges ne permettent pas d'anticiper les réponses macroscopiques.

Le modèle reproduit qualitativement l'évolution de l'angle de frottement résiduel. Cependant, le manque d'informations sur la densité relative initiale des échantillons expérimentaux et l'utilisation d'une protection de la membrane limitent considérablement les comparaisons possibles entre le modèle et l'expérience.



## Chapitre 5

# Modélisation d'essais de compression triaxiale sur un mélange sable – pastilles de pneu

### 5.1 Introduction

### 5.2 Phase expérimentale

- 5.2.1 Caractérisation des pastilles de pneu
- 5.2.2 Protocole expérimental et description des essais
  - 5.2.2.1 *Description générale des essais*
  - 5.2.2.2 *Mise en place des matériaux et programme d'essais*
  - 5.2.2.3 *Densité relative initiale de la matrice sableuse*
- 5.2.3 Résultats des essais expérimentaux
  - 5.2.3.1 *Dispersion des résultats*
  - 5.2.3.2 *Influence du compactage pour  $P_v = 43\%$*
  - 5.2.3.3 *Comportement des différents mélanges*
  - 5.2.3.4 *Synthèse*

### 5.3 Modélisation du comportement mécanique des mélanges sable – pastilles de pneu

- 5.3.1 Présentation et description de la procédure de calcul
- 5.3.2 Calibration des paramètres pour le sable d'Hostun
- 5.3.3 Démarche proposée pour la calibration des paramètres micromécaniques des inclusions
  - 5.3.3.1 *Limite du modèle existant*
  - 5.3.3.2 *Influence du blocage des rotations des inclusions*
- 5.3.4 Calibration des paramètres des inclusions
- 5.3.5 Influence de la proportion d'inclusions
- 5.3.6 Comparaison aux résultats expérimentaux

### 5.4 Conclusion

---

## 5.1 Introduction

Le stockage des pneus usagés, dont les volumes ne cessent d'augmenter, pose de nombreux problèmes en terme de risque d'incendies, de volume occupé ou de prolifération des rongeurs et moustiques. En France, le dépôt de pneu sous toutes ses formes est interdit dans les Centres de Stockage de Déchets (CSD) depuis 2002. Par la directive 1991/EC/31, l'Union Européenne incite ses membres à valoriser les résidus de pneu et de nouvelles pistes de recyclage sont donc développées.

L'intérêt de développer des structures à base de pneu en génie civil est lié aux propriétés du matériau : faible densité, résistance et propriétés de frottement importantes, comportement élastique pour une large gamme de sollicitations, sensibilité à l'eau très faible, durabilité. L'utilisation du matériau pneu dans un ouvrage peut également s'avérer un argument économique fort, grâce à son faible coût (exemple de l'utilisation de pneu en remblai pour des ouvrages de soutènement par Cecich et *al.*, 1996). Les applications visées par cette étude sont l'utilisation des mélanges pneu – sable comme composants dissipatifs dans les ouvrages de protection contre les chutes de blocs. À ce titre les contraintes de confinement envisagées sont relativement faibles puisque des hauteurs d'ouvrages de 6 à 7 mètres sont considérées.

Les résidus de pneus peuvent être utilisés par association avec des matériaux granulaires non cohérents tels que des sables. Le comportement de ces matériaux est complexe compte tenu de la forte hétérogénéité du matériau en terme de taille ou de raideur de ses composants. Les difficultés pour mettre en œuvre des recommandations ou des méthodes de dimensionnement sont réelles et constituent un frein important au développement de ces techniques. Dans ce chapitre, le comportement mécanique des mélanges de sable et de pastilles de pneu sous sollicitation triaxiale est étudié expérimentalement puis numériquement par la MED. L'intérêt du modèle numérique est de reproduire assez facilement tout type d'échantillon dans des conditions de mise en œuvre contrôlée et maîtrisée, ce qui n'est pas toujours possible expérimentalement.

Dans la première partie de ce chapitre, des essais biaxiaux de révolution sont menés expérimentalement sur les mélanges de sable et de pastilles de pneu. Le protocole expérimental permettant la mise en place des matériaux est décrit puis l'influence de la proportion de pneu sur la densité de la matrice sableuse et sur la réponse macroscopique sont étudiées. Enfin, ces résultats sont comparés, dans la mesure du possible, à ceux issus de la littérature.

La seconde partie traite de la modélisation numérique. Les paramètres microscopiques et géométriques du sable sont d'abord calibrés suivant le protocole établi au chapitre 3. Du fait du caractère singulier des inclusions de pneu (à la fois pour l'expérience et le modèle), une procédure de calibration spécifique aux inclusions et à leurs interactions avec le sable est proposée sur la base d'un essai de référence réalisé pour un pourcentage de pastilles donné. Enfin, après calibration des paramètres du mo-

dèle, des essais numériques sont réalisés pour l'ensemble des proportions étudiées et les résultats sont comparés à l'expérience.

---

## 5.2 Phase expérimentale

Lors d'essais de cisaillement direct, Foose et *al.* (1996) ont constaté que la résistance au cisaillement des mélanges sable – pneu est affectée par trois paramètres majeurs : la contrainte normale appliquée lors de l'essai, le pourcentage de pneu et la densité de la matrice sableuse. Ces observations sont prises en compte dans cette partie où des essais biaxiaux de révolution sont menés sur des mélanges de sable et de pastilles de pneu pour diverses contraintes de confinement et proportions de pneu. La porosité de la matrice sableuse est également relevée.

Après avoir présenté les caractéristiques physiques et géométriques des pastilles de pneu, on définit le protocole de mise en place des matériaux. L'influence de la proportion de pneu sur la réponse mécanique de l'échantillon et plus particulièrement sur la résistance maximale est ensuite étudiée.

---

### 5.2.1 Caractérisation des pastilles de pneu

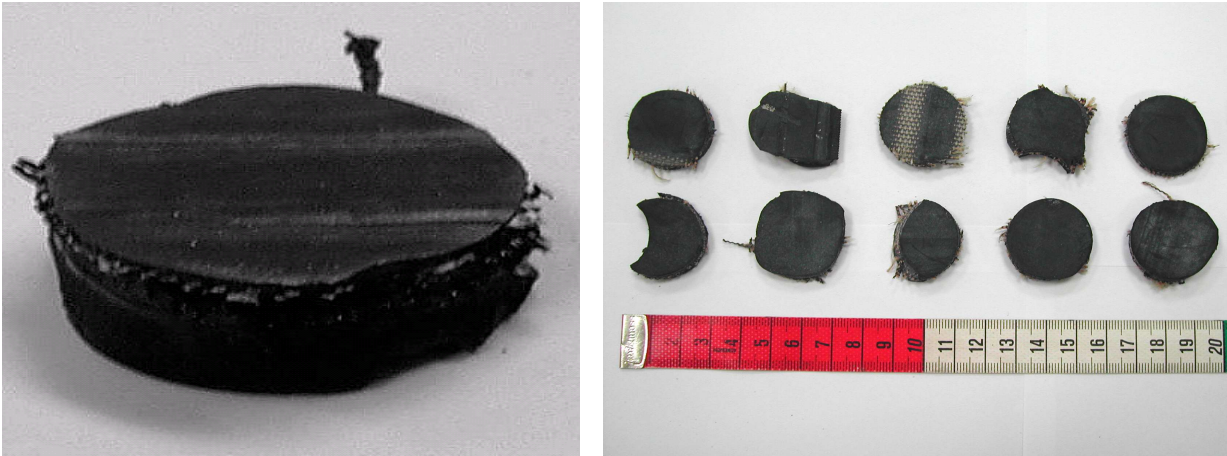
L'utilisation de pneu est répandue en génie – civil, que ce soit des pneumatiques entiers ou des morceaux. Dans ce dernier cas, on trouve de nombreuses dénominations fonctions de la forme des morceaux (déchiquetés, pastilles, bandes, copeaux, etc.). Reddy et Marella (2001) ont synthétisé les tailles de morceaux de pneu testés dans le cadre de travaux de recherches et constatent que ces tailles sont très variables d'une étude à l'autre.

Du fait d'une large commercialisation des pneumatiques et des différents véhicules concernés, il existe de nombreux types de pneumatiques. Leur composition à base de gomme et le type de renforts utilisés sont donc très variables suivant le procédé de fabrication. Le plus souvent, les renforts sont constitués de tresses métalliques ou de fibres synthétiques qui se situent principalement au niveau de la bande de roulement.

Les essais de laboratoire et les simulations numériques présentées dans ce chapitre se réfèrent à des mélanges de sable et de pneu élaborés avec des pastilles obtenues à partir du poinçonnage de pneumatiques. Ces pastilles se composent donc de plus ou moins d'éléments métalliques et de fibres synthétiques. Dans le cadre de notre étude, les pastilles ont été triées et celles composées d'éléments métalliques ou de forme non cylindrique ont été écartées.

Sur la figure 5.1, les photos montrent l'allure générale des pastilles cylindriques utilisées, leur diamètre vaut  $28,5 \pm 3,5$  mm et leur épaisseur  $7,1 \pm 2,5$  mm. La densité moyenne absolue des pastilles est de  $1150 \text{ kg/m}^3$ .





**Figure 5.1 : Photographies des pastilles de pneu utilisées.**

## 5.2.2 Protocole expérimental et description des essais

### 5.2.2.1 Description générale des essais

Des essais biaxiaux de révolution sont réalisés sur les mélanges sable d'Hostun – pastilles de pneu suivant la norme NF P 94-074 et pour une vitesse de déformation de 1mm/min. Le sable d'Hostun référencé S28 est décrit dans le chapitre 4. Comme le préconise la norme, la contrainte déviatoire ne prend pas en compte la variation de section de l'échantillon du fait de la nature hétérogène du matériau qui induit des déformations irrégulières. La variation de volume se fait par mesure externe indirecte (les mesures directes n'ayant pas montrées de différences notables). Certains essais ont été réalisés sur matériau sec. Les pressions de confinement des essais sont de 40, 80 et 120kPa. Ces faibles contraintes correspondent au niveau de sollicitation atteint dans des ouvrages d'une hauteur de l'ordre de 6 à 7m qui correspondent aux types d'ouvrages ciblés dans le cadre de cette étude. La taille des pastilles de pneu requière une cellule de grande taille (description dans la partie 4.1). Pour ces essais, on atteint un rapport de taille entre le diamètre de la cellule et la plus grosse inclusion  $r = 5,3$ .

Les pastilles, de texture lisse, ne présentent pas de risques importants de perforations ou de déchirures de la membrane. Néanmoins, celle ci est fortement sollicitée durant l'essai (comme en témoigne par exemple les photos de la figure 5.7, en bas). Les protections géotextiles utilisées dans le chapitre 4 ne sont pas nécessaires mais deux membranes superposées sont systématiquement utilisées pour ces essais.

### 5.2.2.2 Mise en place des matériaux et programme d'essais

Les pastilles de pneu et le sable sont mis en place de manière à obtenir un matériau globalement homogène (bonne répartition volumique de chacun des composants). Une attention particulière est portée à la disposition des pastilles afin de ne pas privilégier certaines orientations.

Les proportions de matériaux peuvent être exprimées selon deux paramètres  $P_m$  et  $P_v$  (partie 4.1, équations 4.1 et 4.3). Les proportions massiques utilisées, qui correspondent au rapport de la masse de pneu par la masse totale de matériaux, sont approximativement 0, 9, 25, 40 et 100%. Les proportions volumiques (rapport du volume de pneu sur le volume total de l'éprouvette) correspondantes sont d'environ 0, 11, 31, 43 et 58%.



**Figure 5.2 : Photographie des pastilles de pneus et du sable lors de la réalisation d'un échantillon.**

Le tableau 5.1 présente l'ensemble des essais triaxiaux menés dans le cadre de l'étude. La variable  $P_v$  constitue une approximation de la proportion volumique exacte notée  $P_v \text{ exact}$ . La colonne « *ref.* » indique la référence spécifique à l'essai lorsque plusieurs essais sont réalisés avec des paramètres initiaux semblables (contrainte de confinement et proportion de matériaux). La densité relative  $DR$  du sable nécessite de connaître la porosité  $n_H$  du sable d'Hostun dans l'échantillon. Celle – ci est définie par l'équation 5.1 où  $V_{Hostun}$  est le volume solide occupé par le sable d'Hostun,  $V_{Ech}$  le volume total de l'échantillon et  $V_{Pneu}$  le volume total de pneu. Dans cette équation, le volume de l'ensemble des vides dans l'échantillon est rapporté et comparé à la différence entre le volume totale de l'échantillon et le volume de pneu. On considère ainsi que le sable constitue la matrice (ou est un matériau de remplissage) autour d'inclusions. Le rapport de taille important entre les pastilles et les grains de sable justifie une telle approche. Des valeurs de  $DR$  négatives, obtenues dans le cas d'éprouvettes non compactées et pour des pourcentages de pneu importants, correspondent à une densité de la matrice sableuse (située entre les pastilles de pneu) inférieure à celle du sable à l'état lâche.

$$n_H = 1 - \frac{V_S}{V_{TOT}} = 1 - \frac{V_{Hostun}}{V_{Ech} - V_{Pneu}} \quad (5.1)$$

Données et référence des essais			Paramètres initiaux des matériaux			Remarques
$P_v$ (%)	$\sigma_3$ (kPa)	ref.	$P_m$ (%)	$P_v$ exact (%)	DR sable (%)	
0%	40		0	0	66,9	
	80		0	0	68,6	
	120		0	0	57,1	
11%	40		9,1	11,1	44,6	
	80		9,1	11,4	56,8	
	120		9,1	11,2	49,8	
31%	40	b sec	25,5	30,9	69,0	Essai sec
			25,5	30,4	55,6	
			25,5	30,9	68,6	
	80	b c d e sec	25,5	29,6	35,3	Essai sec
			25,5	31,3	77,2	
			25,5	31,4	79,7	
			25,5	30,0	46,4	
			25,5	30,7	63,4	
	120		25,5	30,3	52,3	
	43%	40	c1 c2	39,9	39,7	-95,9
40,0				43,8	8,2	
37,3				43,6	64,3	
	80		39,9	43,4	1,0	Matériau non compacté
	120		40,1	41,3	-54,5	Matériau non compacté
58%	40		100	59,0	Pas de sable	Matériau non compacté
	80		100	55,5	Pas de sable	Matériau non compacté
	120		100	56,6	Pas de sable	Matériau non compacté

**Tableau 5.1 : Synthèse des essais réalisés.**

Les échantillons sont saturés puis soumis à des essais triaxiaux consolidés et drainés (essais CD). Pour chaque proportion, des essais sont menés à 40, 80, et 120kPa. Deux essais sont réalisés sur des échantillons secs pour  $P_v = 31\%$  et des contraintes de confinement de 40 et 80kPa. Cinq essais sont menés pour  $P_v = 31\%$  et une contrainte de confinement de 80kPa. Ils permettent d'estimer la dispersion des résultats.

Dans la majorité des cas, le mélange a été compacté dynamiquement (description du compactage dans la partie 4.1). Pour une proportion volumique de pneu inférieure à 32%, l'observation des échantillons durant la mise en place conclue à une bonne répartition du sable et du pneu dans le volume. Cependant, pour  $P_v$  de l'ordre de 43%, on constate que les vibrations dues au compactage du mélange engendrent un écoulement du sable vers le fond de l'échantillon : la partie supérieure de celui-ci se

compose donc exclusivement de pastilles de pneus, comme le montre la figure 5.3 qui représente un échantillon avant essai. Pour remédier à ce problème, les échantillons de sable et de pneu ont été mis en œuvre soit sans compactage, soit en étant très faiblement compactés (course de la dame proctor limitée).

L'absence de compactage a permis de réaliser des échantillons homogènes dans la répartition des matériaux (observation réalisée à vue). Un faible compactage a généré un état intermédiaire : l'ensemble du sable ne s'est pas écoulé dans le fond de la cellule mais il subsiste une différence notable entre la proportion de sable présente dans le fond et sur le dessus de l'échantillon.

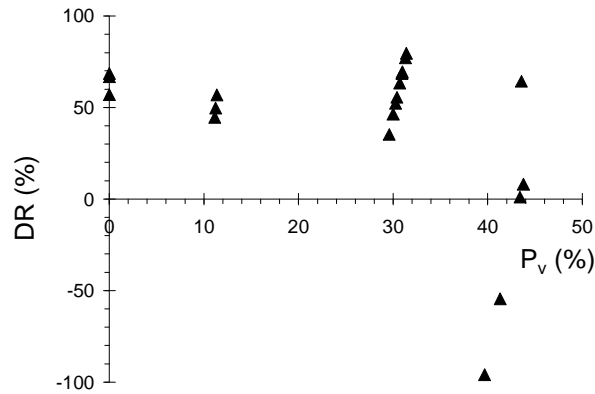


**Figure 5.3 : Ecoulement du sable vers le fond de l'échantillon pour  $P_v = 43\%$ .**

### 5.2.2.3 Densité relative initiale de la matrice sableuse

Les densités relatives figurant dans le tableau 5.1 font état d'une dispersion importante des valeurs notamment pour les mélanges à forte teneur en pneu. La figure 5.4 représente les valeurs de  $DR$  obtenues en fonction de  $P_v$ . La dispersion des valeurs de densité relative pour une valeur moyenne pour  $P_v$  donnée tend à augmenter lorsque les valeurs de  $P_v$  augmentent. Cela est dû à la difficulté pour l'opérateur de fabriquer des échantillons reproductibles, compte tenu de la forte hétérogénéité du composite. Cette difficulté augmente lorsque le pourcentage de pneu est plus important. D'autre part, la densité relative moyenne tend à diminuer lorsque  $P_v$  augmente, du fait que les pastilles de pneu engendrent des vides plus importants au sein de l'échantillon. Les trois valeurs les plus faibles de  $DR$  pour  $P_v = 43\%$  correspondent aux matériaux non

compactés. L'observation de ces échantillons montre une bonne répartition des matériaux mais le volume de vides engendré est très variable d'un échantillon à un autre.

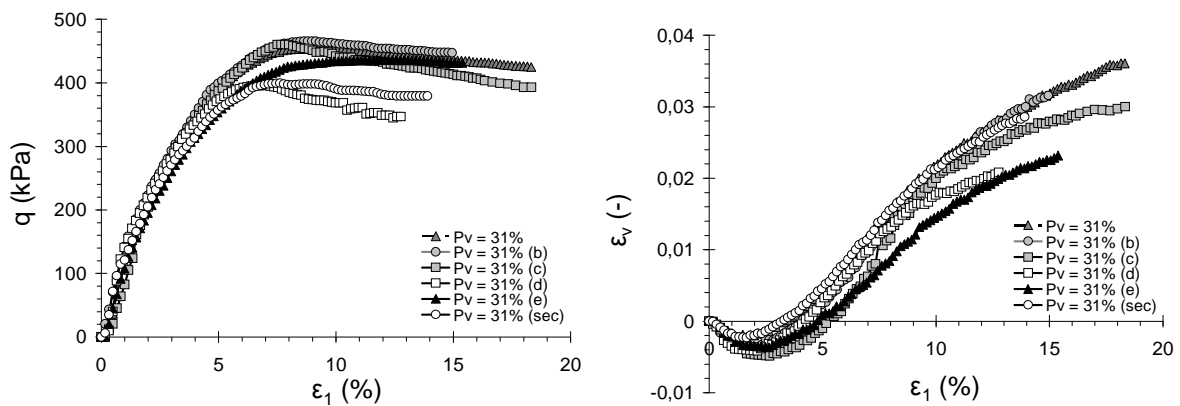


**Figure 5.4 : Evolution de DR en fonction de la proportion de pneu.**

### 5.2.3 Résultats des essais expérimentaux

#### 5.2.3.1 Dispersion des résultats

La figure 5.5 présente les courbes contraintes – déformations axiales et déformations volumiques – déformations axiales obtenues pour  $P_v = 31\%$  sur cinq échantillons saturés et un échantillon sec. On constate une dispersion importante des résultats. Le résultat de l'essai sec ne semble pas engendrer de réponse particulière. Une étude quantitative fiable de la dispersion et de l'influence de la saturation nécessiterait, du fait de la nature hétérogène des échantillons, un nombre d'essais plus important. Elle n'est pas envisagée ici.



**Figure 5.5 : Dispersion des résultats pour  $P_v = 31\%$  et  $\sigma_3 = 80\text{kPa}$ .**

### 5.2.3.2 Influence du compactage pour $P_v = 43\%$

Les échantillons contenant 43% de pastilles de pneu, difficiles à confectionner compte tenu d'une ségrégation lors de la mise en œuvre, ont été réalisés avec différentes techniques de compactage. Des essais triaxiaux sont menés sur ces échantillons (référéncés c1 et c2) et les réponses sont comparées à celle obtenue dans le cas non compacté sur la figure 5.6. On constate qu'une augmentation du compactage engendre un comportement d'échantillon dense et que le déviateur résiduel est commun aux trois essais.

En d'autres termes, le problème lié à la mise en place des échantillons ne remet pas en cause l'influence d'un compactage sur la réponse macroscopique d'un point de vue qualitatif. Une comparaison entre les résultats des essais référencés c1 et c2 avec des résultats numériques est donc envisageable en ayant conscience de l'incertitude de ces résultats expérimentaux.

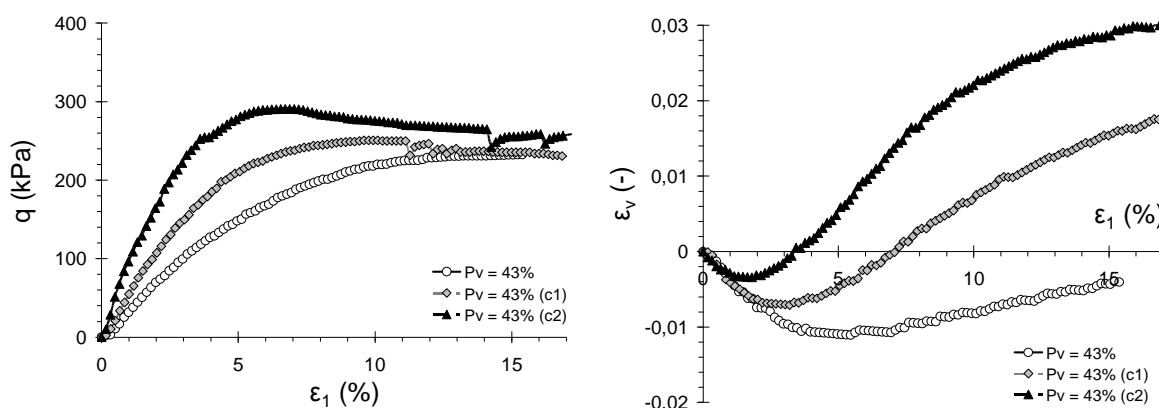


Figure 5.6 : Influence du compactage pour  $P_v = 43\%$  et  $\sigma_3 = 40\text{kPa}$ .

### 5.2.3.3 Comportement des différents mélanges

Les essais biaxiaux de révolution sont généralement réalisés jusqu'à atteindre une déformation axiale de l'ordre de 15%. La figure 5.7 présente des échantillons après essais pour les diverses proportions de pneu. Dans la majorité des cas, la rupture est diffuse du fait d'un faible niveau de confinement. Pour les mélanges, l'hétérogénéité du matériau conduit à une forte variabilité de la déformation radiale pour un échantillon donné.

Les résultats des essais en terme de déviateur et de variation de volume en fonction de la déformation axiale sont présentés sur les figures 5.8 à 5.10, pour des pressions de confinement respectives de 40, 80 et 120kPa. On constate notamment qu'une augmentation de  $P_v$  engendre :

- une meilleure résistance des échantillons jusqu'à 31%. Celle-ci devient plus faible pour  $P_v = 43\%$  puisque l'échantillon n'est pas compacté ;
- une diminution du module initial, plus marquée au-delà de 31% ;
- une contractance plus importante au-delà de 31%.



**Figure 5.7 : Photographies des échantillons en fin d'essais. De gauche à droite et de haut en bas :  $P_v = 0\%$ ,  $11\%$ ,  $31\%$ ,  $43\%$  et  $58\%$ .**

L'évolution de la résistance résiduelle en fonction de  $P_v$  est variable selon les pressions de confinement utilisées. On retiendra que les résistances résiduelles obtenues pour  $P_v = 0\%$  et pour  $P_v = 11\%$  sont proches, puisqu'elles sont plus fortes pour  $P_v = 31\%$  et  $P_v = 43\%$ .

Les échantillons exclusivement composés de pneus ( $P_v = 58\%$ ) présentent un comportement purement contractant et une phase élastique jusqu'à une déformation axiale supérieure à 10%. Des essais complémentaires (Gotteland et *al.*, 2007) ont montré que cette phase se prolonge au-delà de 20% pour une contrainte de confinement de 75kPa.

Pour chaque essai, un angle de frottement est calculé au pic puis pour une déformation axiale de 15% en posant la cohésion nulle (ou angle de frottement équivalent). Il permet une comparaison facile des essais obtenus pour les différentes pressions de confinement.



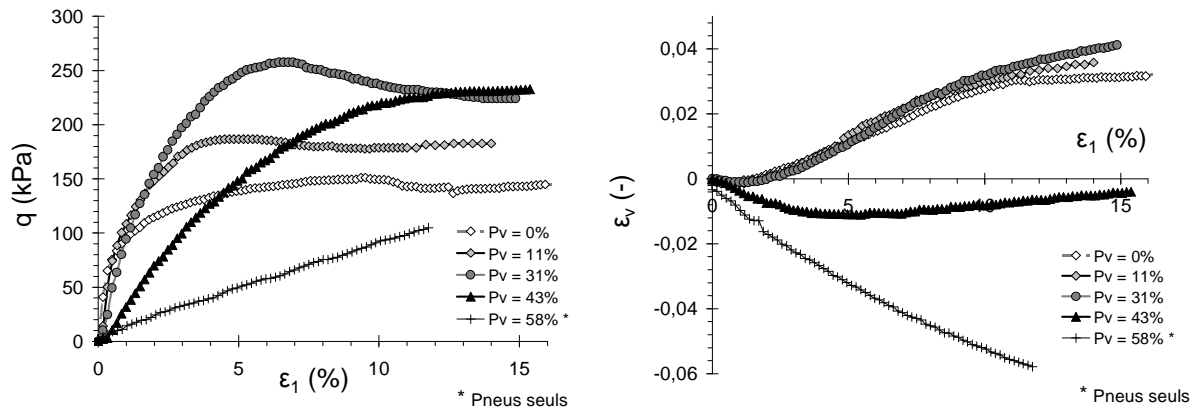


Figure 5.8 : Résultats en contraintes (à gauche) et déformations volumiques (à droite) pour une pression de confinement de 40kPa.

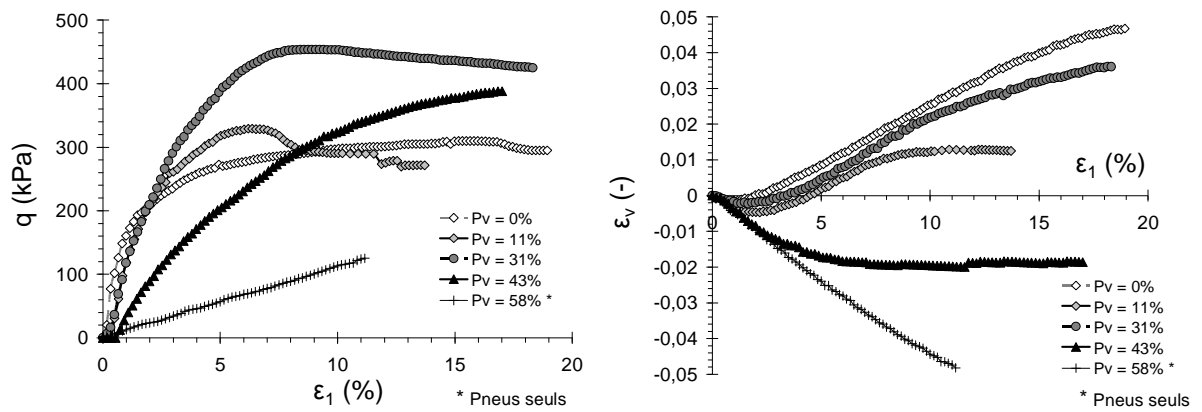


Figure 5.9 : Résultats en contraintes (à gauche) et déformations volumiques (à droite) pour une pression de confinement de 80kPa.

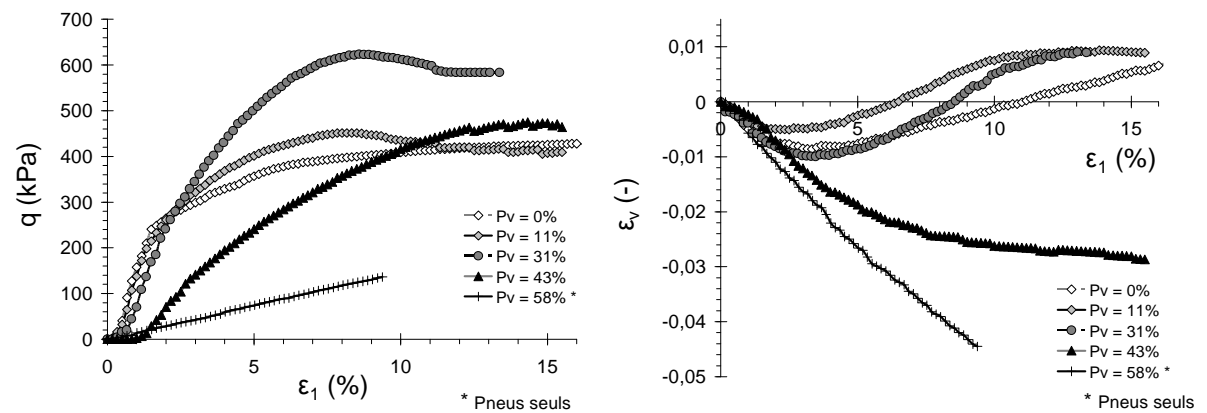
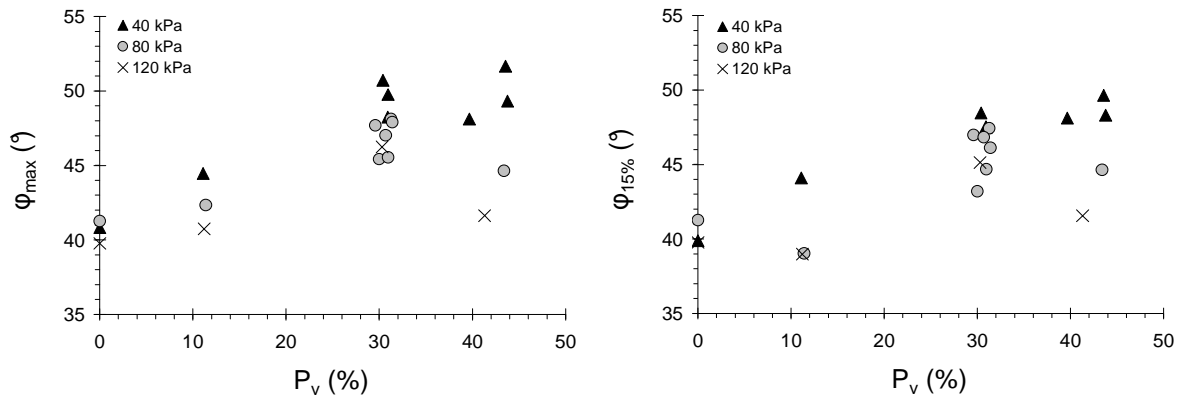


Figure 5.10 : Résultats en contraintes (à gauche) et déformations volumiques (à droite) pour une pression de confinement de 120kPa.



La figure 5.11 présente l'évolution des angles de frottement équivalents maximaux  $\varphi_{max}$  et à 15% de déformation axiale  $\varphi_{15\%}$  en fonction de  $P_v$ . On constate clairement l'augmentation de la résistance maximale entre  $P_v = 0\%$  et  $P_v = 31\%$ . Entre  $P_v = 31\%$  et  $P_v = 43\%$ , cette valeur se stabilise à 40kPa tandis qu'elle diminue à 120kPa. Ce changement de comportement entre 40kPa et 120kPa n'est pas seulement dû à la densité relative de la matrice (au compactage) car pour une déformation axiale de 15%, où les échantillons ont des états résiduels proches, la même tendance est observée.



**Figure 5.11 : Influence de la proportion de pneu sur l'angle de frottement maximal pour une déformation axiale inférieure à 15% (à gauche) et sur l'angle de frottement équivalent pour une déformation axiale de 15% (à droite).**

Les angles de frottements maximaux des mélanges sont obtenus pour une pression de confinement de 40kPa et les plus faibles pour 120kPa (sauf pour  $P_v = 31\%$ ). Les mélanges étant non cohésifs, cela traduit un critère de rupture non linéaire, probablement lié au taux de compressibilité des pastilles de pneu (rapport entre le module d'élasticité des pastilles et la contrainte moyenne appliquée à l'échantillon).

#### 5.2.3.4 Synthèse et comparaisons

L'expérience montre que la présence de pastilles de pneu engendre :

- une perturbation de la densité relative de la matrice sableuse ;
- pour des proportions volumiques de pneu importantes ( $P_v > 43\%$ ), une difficulté de créer à la fois une répartition des pastilles homogène et un échantillon compact ;
- une augmentation de la résistance maximale des échantillons, particulièrement marquée jusqu'à  $P_v = 31\%$  ;
- une modification de l'angle de frottement résiduel, principalement entre  $P_v = 11\%$  et  $P_v = 31\%$ .

La figure 5.12 présente des résultats obtenus par Foose et *al.* (1996) pour des essais de cisaillement direct menés sur un mélange sable de Portage – déchiquetés de pneu. On constate que la présence de déchiquetés de pneu engendre un critère de rupture non linéaire, ce qui est tout à fait en concordance avec les résultats trouvés précédemment.

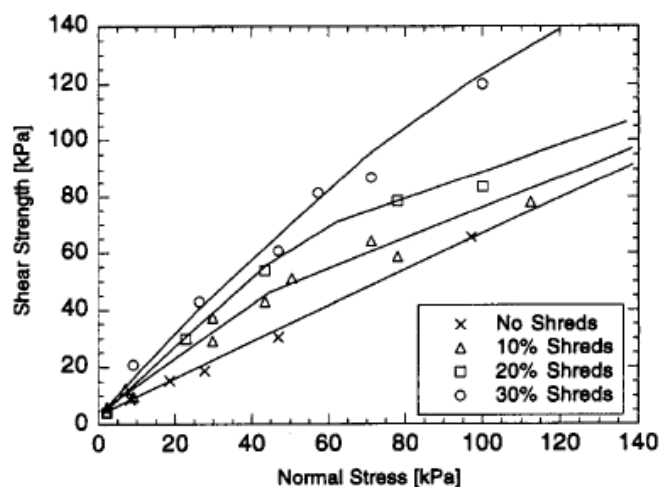


Figure 5.12 : Résistance au cisaillement en fonction de la contrainte normale pour divers pourcentages massiques de pneu lors d'essais de cisaillement direct réalisés sur des mélanges sable de Portage – déchiquetés de pneu (d'après Foose et *al.*, 1996).

Les résultats des essais menés sur des mélanges sable de Seine – pastilles de pneu non orientées pour des pressions de confinement de 75kPa (Gotteland et *al.*, 2007) sont résumés sur la figure 5.13. Ils montrent que la résistance maximale des échantillons est atteinte pour un pourcentage massique de pneu compris entre 20 et 50% ce qui est également en accord avec les observations précédentes.

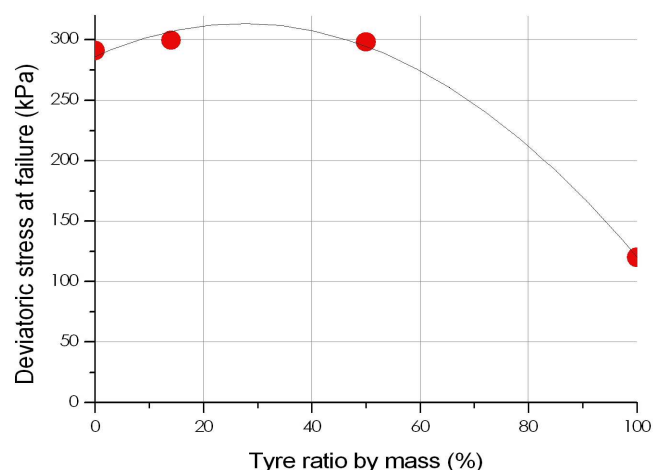
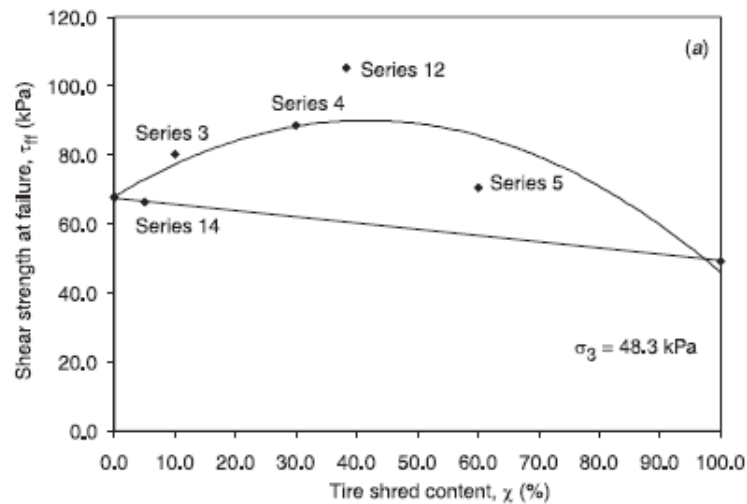


Figure 5.13 : Evolution du déviateur maximal en fonction du pourcentage massique de pneu pour un mélange sable de Seine – pastilles de pneu (d'après Gotteland et *al.*, 2007).

Sur la figure 5.14 on présente les résultats des essais menés par Zornberg et *al.* (2004) sur des mélanges sable de Monterey – déchiquetés de pneu (rapport de taille de 4) pour des contraintes de confinement de 48,3kPa. On constate dans ce cas que les résistances maximales sont atteintes pour des pourcentages massiques de pneu plus important (environ 50%).



**Figure 5.14 : Evolution de la résistance au cisaillement maximale en fonction du pourcentage massique de pneu (ici notée  $\chi$ ) pour un mélange sable de Monterey – déchiquetés de pneu (d’après Zornberg et *al.*, 2004).**

Venkatappa Rao et Dutta (2006) ont réalisés des essais triaxiaux sur des mélanges sable de Badarpur – pastilles de pneu pour des proportions massiques de pneu allant de 0 à 20%. Leurs résultats, présentés sur la figure 5.15, confirment une diminution du module initial et une augmentation de la résistance maximale lorsque le pourcentage de pneu augmente. La comparaison se limite à des tendances générales car nous ne disposons pas d’informations suffisantes sur ces essais (par exemple la densité des matériaux).

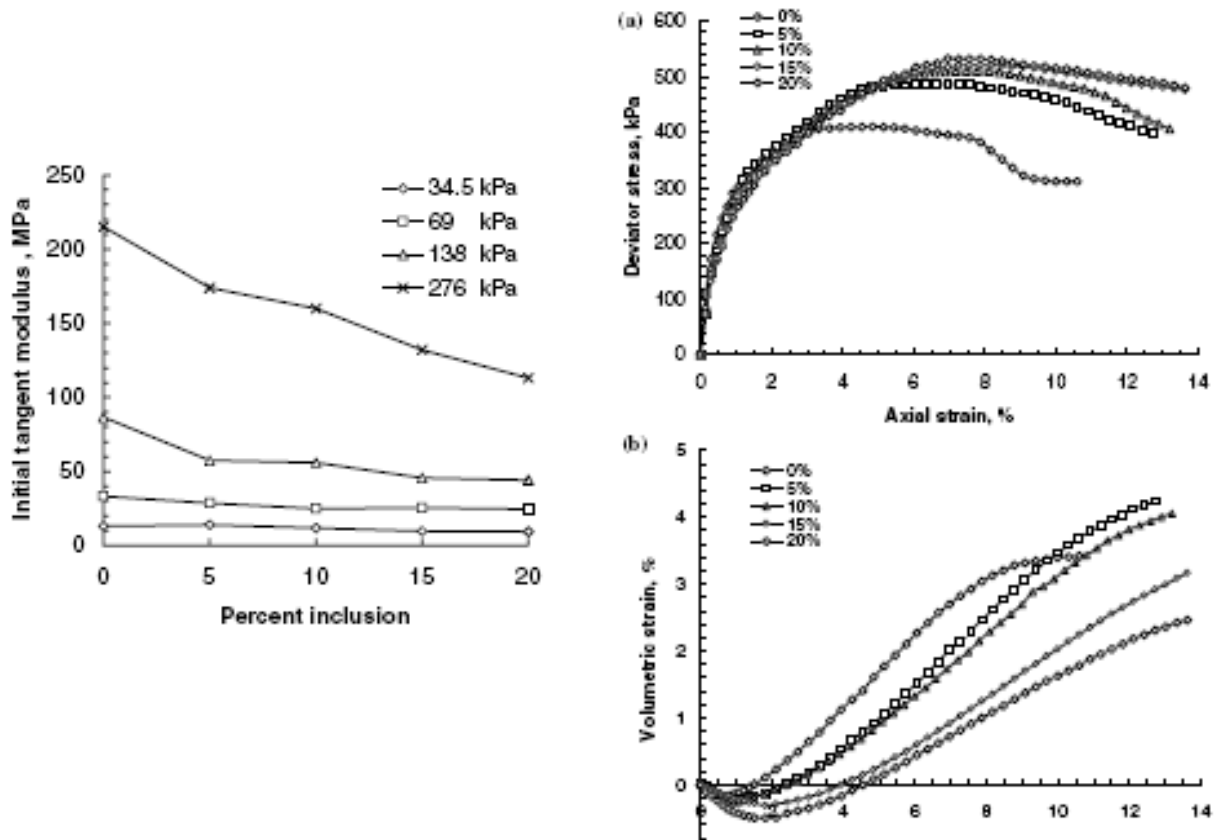


Figure 5.15 : Evolution du module initial en fonction du pourcentage massique de pneu (à gauche) et réponses en contrainte et en déformation volumique des échantillons pour une contrainte de confinement de 138kPa (à droite). Essais menés sur des mélanges sable de Badarpur – pastilles de pneu, extraits de Venkatappa Rao et Dutta (2006).

### 5.3 Modélisation du comportement mécanique des mélanges sable – pastilles de pneu

L'objectif des modélisations proposées est là encore de vérifier dans quelles mesures il est possible, par une modélisation par éléments discrets, de prédire le comportement macroscopique d'un mélange (ici sable et pastilles de pneu) en intégrant le comportement de chaque famille d'éléments, leur agencement (porosité de la matrice sableuse) et les différentes proportions.

Les paramètres micromécaniques et géométriques du modèle sont calibrés, à partir des résultats expérimentaux, suivant le protocole établi au chapitre 3 pour les éléments modélisant le sable. Pour les paramètres d'interaction entre les pastilles de pneu et le sable, une procédure de calibration a été établie sur la base d'un essai de ré-

férence réalisé pour un pourcentage de pastilles donné. Les résultats des simulations sont ensuite comparés aux résultats expérimentaux pour diverses proportions.

---

### 5.3.1 Présentation et description de la procédure de calcul

Le modèle numérique par éléments discrets présenté précédemment et basé sur l'utilisation d'éléments de formes simples, s'est révélé capable de simuler le comportement mécanique d'un sol non cohésif homogène soumis à un essai triaxial, à partir d'un jeu de paramètres microscopiques et géométriques unique (chapitre 3). Nous souhaitons appliquer cette méthodologie de calcul aux mélanges pneu – sable en utilisant par soucis d'efficacité des formes simples et idéalisées pour les pastilles de pneu. Des géométries non convexes permettant une forte imbrication des éléments entre eux ont, dans cette optique, été proposées par analogie aux travaux présentés précédemment.

La procédure de calibration décrite précédemment a été appliquée au sable d'Hostun d'où la détermination d'un jeu de paramètres unique associé à ce matériau. Par analogie à l'expérience, on propose d'introduire des inclusions cylindriques dans le modèle. Les proportions d'inclusions  $P_v$ , utilisées expérimentalement seront reproduites dans les simulations ainsi que la densité relative de la matrice (du sable).

La mise en place des éléments est réalisée par grossissement, d'abord pour les inclusions puis pour les éléments de la matrice. Ce grossissement réalisé en deux phases permet d'abord d'atteindre la proportion volumique de pastilles souhaitée puis la porosité de la matrice correspondant à la valeur désirée.

Le grossissement préalable des éléments modélisant les pastilles de pneu peut permettre à des éléments de la matrice de s'insérer entre les sphères d'une même pastille. Dans ce cas, des forces très importantes seraient générées au niveau des contacts matrice – inclusions lors de la seconde phase du grossissement. Pour remédier à cela, les vides initiaux entre les inclusions sont comblés provisoirement par des sphères supprimées à posteriori lorsque les éléments modélisant le sable sont suffisamment gros pour ne plus s'insérer dans les inclusions. La figure 5.16 présente les inclusions avant et après la phase de grossissement. La forme des inclusions est caractérisée par une angularité de la même manière que pour les autres éléments du modèle (c'est-à-dire à partir de la distance entre les sphères et de leur rayon. Détails dans la partie 2.3.1).

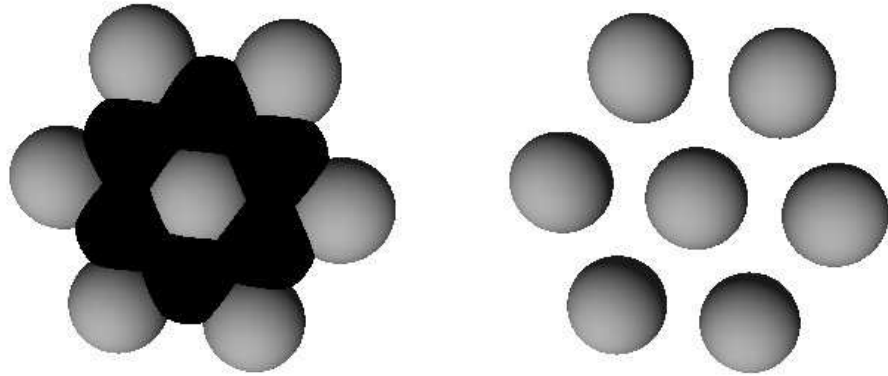


Figure 5.16 : Modélisation d'une pastille de pneu au début de la phase de grossissement (à gauche) et à la fin (à droite), pour une angularité de 150%.

### 5.3.2 Calibration des paramètres pour le sable d'Hostun

Les paramètres microscopiques et géométriques des éléments modélisant le sable d'Hostun sont ceux obtenus dans la partie 4.3.2.2 à partir d'un essai expérimental mené à 80kPa et répertoriés dans le tableau 4.2.

La figure 5.17 compare les réponses des déviateurs et des déformations volumiques pour le modèle et l'expérience pour des pressions de confinement de 40, 80 et 120kPa. On constate que le modèle permet une bonne reproduction des déviateurs mais engendre un comportement excessivement dilatant.

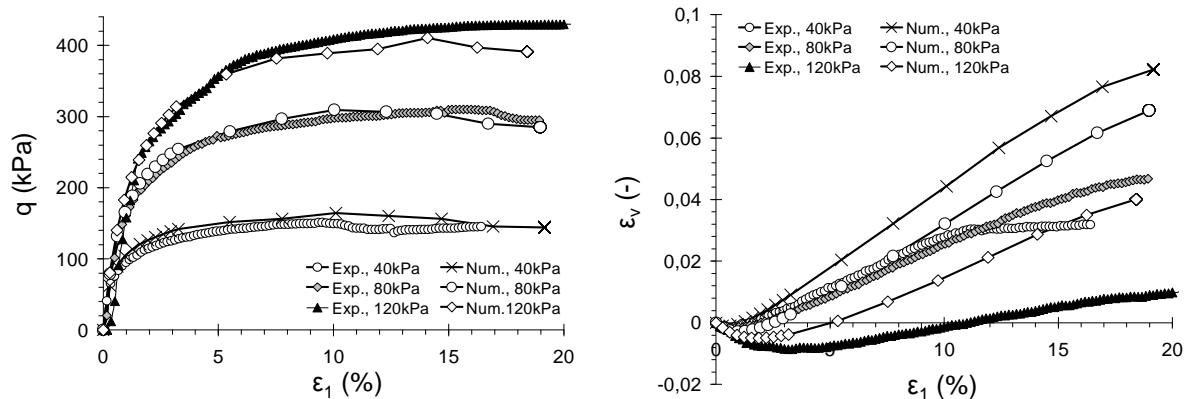


Figure 5.17 : Comparaison des essais expérimentaux et numériques après calibration des paramètres pour le sable d'Hostun.

Pour s'affranchir du manque de précision sur les premières mesures expérimentales réalisées lors de l'écrasement, le module d'élasticité initial  $E_0$  et le coefficient de Poisson  $\nu_0$  sont calculés (expérimentalement et numériquement) pour une déformation axiale comprise entre 0,3% et 0,6%. Le tableau 5.2 compare les valeurs expérimentales et numériques et montre une bonne correspondance. On vérifie également que les densités relatives expérimentales sont bien traduites par le modèle.

	$\sigma_3$ (kPa)	40	80	120
Exp.	DR (%)	67	69	57
	$E_0$ (MPa)	5,6	14,8	23,6
	$\nu_0$ (-)	0,486	0,375	0,268
Num.	DR (%)	66	68	58
	$E_0$ (MPa)	8,3	16,2	19,0
	$\nu_0$ (-)	0,497	0,348	0,275

**Tableau 5.2 : Paramètres des simulations menées sur le sable d'Hostun ( $P_v = 0\%$ ).**

### 5.3.3. Démarche proposée pour la calibration des paramètres micromécaniques des inclusions

Les essais expérimentaux sous sollicitation triaxiale menés sur les pastilles de pneu seules engendrent un comportement purement élastique pour la gamme de déformation couverte par la presse triaxiale. Il est donc impossible de calibrer raisonnablement l'ensemble des paramètres micromécaniques des pastilles de pneu à partir de ces essais d'autant plus que le comportement d'interface sable – pastilles de pneu est prépondérant dans le comportement du mélange. On choisit donc de calibrer les paramètres d'interaction des inclusions avec le sable à partir d'un essai réalisé sur un mélange pour une proportion moyenne :  $P_v = 31\%$ .

#### 5.3.3.1 Limite du modèle existant

De la même manière que dans le chapitre 3, une étude paramétrique est menée pour déterminer l'influence des paramètres microscopiques et géométriques des pastilles sur le comportement du mélange. Pour cela, des échantillons tels que celui présenté sur la figure 5.18 sont réalisés avec  $P_v = 31\%$ .

Les paramètres testés susceptibles d'influer sur la valeur de l'angle de frottement résiduel du mélange sont : le nombre total d'éléments  $Nb$ , l'angularité des pastilles  $ang$ , leur rayon  $R_{past}$  et leur angle de frottement microscopique  $\varphi_{\mu,past}$ . Le tableau 5.3 donne les valeurs de base de ces quatre paramètres pour les différentes simulations réalisées ainsi que l'angle de frottement résiduel obtenu. Ces paramètres sont modifiés un à un pour diverses simulations :

- pour les essais numérotés de 1 à 3, seul  $Nb$  est modifié ;

- pour les essais numérotés 2, 4 et 5, seul  $ang$  est modifié ;
- pour les essais numérotés 2, 6 et 7, seul  $R_{past}$  est modifié ;
- pour les essais numérotés 6, 7 et 8, seul  $\varphi_{\mu,past}$  est modifié.

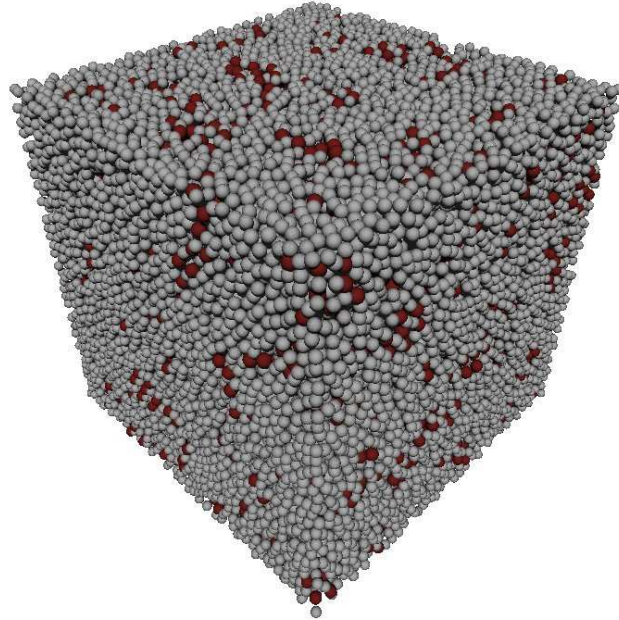


Figure 5.18 : Représentation d'un échantillon pour  $P_v = 31\%$ .

n° d'essai	Paramètres des pastilles				$\varphi_{res}$ (°)
	$Nb$	$ang$ (%)	$R_{past}$ (m)	$\varphi_{\mu,past}$ (°)	
1	8000	160	0,1	30	< 42,0
2	16000	160	0,1	30	40,1
3	32000	160	0,1	30	39,9
4	16000	140	0,1	30	39,8
5	16000	180	0,1	30	39,9
6	16000	160	0,06	30	39,7
7	16000	160	0,12	30	39,8
8	16000	160	0,06	45	< 42,0

Tableau 5.3 : Paramètres des simulation menées pour  $P_v = 31\%$  avec rotation libre des pastilles.

On constate que pour l'ensemble des simulations effectuées, l'angle de frottement résiduel varie peu et reste inférieur à 42°. Ces valeurs sont supérieures à celle obtenue pour le sable seul (environ 39,4°) mais ne permettent pas d'atteindre les va-



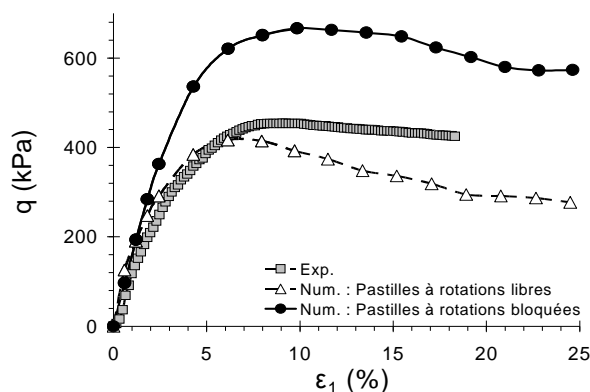
leurs expérimentales obtenues sur les mélanges (entre  $43^\circ$  à  $49^\circ$  sur la figure 5.11). Aucun des paramètres microscopiques ou géométriques du modèle n'est donc susceptible d'engendrer une augmentation de l'angle de frottement résiduel permettant d'atteindre les valeurs expérimentales. Le modèle ainsi proposé n'est donc pas en mesure de simuler l'angle de frottement résiduel obtenu pour les mélanges.

### 5.3.3.2 Influence du blocage des rotations des inclusions

La valeur de la résistance résiduelle étant quasi indépendante de l'angle de frottement d'un matériau (pour des valeurs supérieures à  $15^\circ$  environ), il n'est pas pertinent d'envisager une modification du frottement de contact pour augmenter la résistance résiduelle (rappelons que la valeur du frottement au contact de deux éléments est choisie comme la valeur du frottement la plus faible de chacun des éléments).

Dans la partie 3.3, le blocage des rotations s'est révélé un artifice efficace pour augmenter la résistance d'un échantillon lors des simulations. On se propose donc de comparer les résultats de deux simulations numériques réalisées en bloquant ou non la rotation des inclusions pendant les phases de confinement et d'écrasement. Les échantillons testés sont donc similaires au terme de la phase de mise en place.

La figure 5.19 présente les déviateurs obtenus et la courbe expérimentale pour des pressions de confinement de 80kPa. L'état résiduel est atteint uniquement dans le cas des pastilles (ou inclusions) à rotations bloquées (pour  $\varepsilon_l = 23\%$ ). Malgré tout, on constate que la résistance résiduelle est bien supérieure lorsque les rotations des pastilles sont bloquées. Cette solution a été retenue pour une meilleure approche du comportement macroscopique des mélanges. Pour cette raison, une étude paramétrique est menée pour déterminer l'influence des paramètres géométriques et microscopiques des pastilles à rotations bloquées dans le modèle en vue de leur calibration.



**Figure 5.19 : Influence du blocage des rotations des inclusions dans le modèle sur l'évolution du déviateur pour  $P_v = 31\%$  et comparaison à l'expérience.**

5.3.4. Calibration des paramètres des inclusions

L'étude paramétrique est menée pour  $P_v = 31\%$  qui correspond à la proportion choisie pour la calibration des paramètres. Le nombre d'éléments composant le modèle est imposé afin de limiter les temps de calculs. Il est pris égal à 16000.  $r'$  est le rapport de taille moyen entre les rayons d'une pastille  $R_{past}$  et un élément modélisant la matrice sableuse  $R_{mat}$ . Le tableau 5.4 résume l'influence des paramètres microscopiques et géométriques des pastilles de pneu sur la réponse macroscopique du mélange. Pour chaque paramètre testé, trois simulations numériques ont été réalisées. Ce tableau ne permet donc pas d'établir des dépendances strictes des paramètres mais il fait apparaître clairement les tendances suivantes :

- chaque paramètre macroscopique dépend de 3, 4 ou 5 paramètres caractérisant les pastilles ;
- il n'existe pas un jeu de paramètres unique pour calibrer les pastilles et leurs interactions avec le sable de manière systématique.

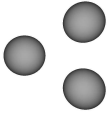
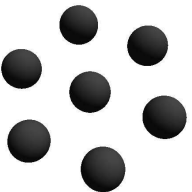
D'autre part, un paramètre tel que  $r'$  (respectivement  $ang$ ) influant sur l'interpénétration entre les pastilles et les éléments modélisant le sol peut engendrer des tendances différentes selon la valeur de  $ang$  (respectivement  $r'$ ). Finalement, aucune procédure claire n'est donc établie pour calibrer les paramètres des pastilles et on se contentera de chercher un jeu de paramètres satisfaisant.

	$\phi_c$	$\nu_0$	$E_0$	$\phi_{pic}$	$\psi$
$r'$	▼	▲	▲	▼	▼
$ang$	-	- (/▲)	▼	▼/▲	▼/▲
$\alpha$	-	▼	▲	▲	-
$E_c$	- /▲	▲	▲	▲	▲
$\phi_\mu$	▲	-	-	▲	▲

- ▲ : Fonction croissante du paramètre testé
- ▼ : Fonction décroissante du paramètre testé
- : Indépendance vis-à-vis du paramètre testé
- / : Opérateur "ou"

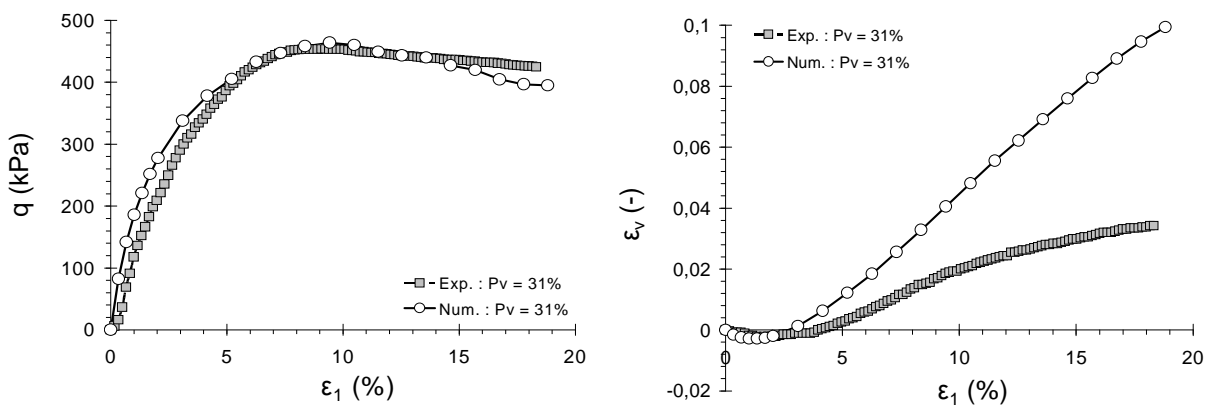
**Tableau 5.4 : Influence des paramètres des pastilles sur la réponse du modèle établie à partir de 15 simulations.**

Les paramètres des pastilles sont déterminés afin d'approcher au mieux la courbe expérimentale pour  $P_v = 31\%$ . La tableau 5.5 donne les paramètres microscopiques et géométriques retenus.

	Sable	Pastilles
$N_s$	3	7
$R_{max}/R_{min}$	1,05	1,00
$ang$ (%)	165	185
$\alpha$	0,1	0,1
$E_c$ (MPa)	380	50
$\varphi_\mu$ (°)	14,0	20,0
Forme des éléments		

**Tableau 5.5 : Paramètres microscopiques et géométriques pour le sable et les pastilles de pneu.**

La figure 5.20 présente le déviateur et la déformation volumique obtenus pour la simulation et l'expérience. On constate que le modèle engendre un déviateur résiduel plus faible et une dilatance beaucoup plus importante. Cette dernière a déjà été observée pour la matrice seule et n'est donc pas uniquement due à la présence des inclusions.



**Figure 5.20 : Evolutions du déviateur (à gauche) et de la déformation volumique (à droite) pour  $P_v = 31\%$  après calibration des paramètres des pastilles.**

Il est probable qu'un autre jeu de paramètres donne une meilleure approche du comportement expérimental. Cependant, la phase de calibration ne suivant aucune procédure, cette recherche s'avère longue et n'est donc pas envisagée.

### 5.3.5 Influence de la proportion d'inclusions

Des simulations sont réalisées pour  $P_v = 11\%$  et  $P_v = 43\%$  jusqu'à une déformation axiale de 20%. Les densités relatives de la matrice sableuse sont données dans le tableau 5.6 pour chaque proportion. On cherche numériquement à reproduire au mieux les valeurs expérimentales moyennes (moyennes effectuées sur l'ensemble des essais menés pour une proportion et un compactage donnés).

L'évolution du déviateur est présentée sur la figure 5.21. Globalement, on constate que la résistance des échantillons n'évolue pas proportionnellement à  $P_v$ . Pour  $P_v = 43\%$ , un comportement lâche est logiquement observé du fait de la faible densité relative de la matrice ( $DR = -47\%$ ). Pour de faibles déformations (figure 5.21, à droite), le module d'élasticité initial mesuré autour de 0,1% de déformation axiale évolue avec la densité relative de la matrice (les valeurs de  $DR$  sont données dans le tableau 5.6). La densité de la matrice semble donc davantage influencer sur le module initial que la proportion de pastilles.

La figure 5.22 présente l'évolution de la déformation volumique. De la même manière que pour le déviateur, les phénomènes de contractance et de dilatance ne semblent pas uniquement gérés par la proportion volumique de pastilles, mais aussi par la densité de la matrice.

Le comportement des mélanges sable – pastilles de pneu n'apparaît donc pas majoritairement contrôlé par la proportion de pastilles ou la densité de la matrice, mais par l'effet combiné de ces deux paramètres.

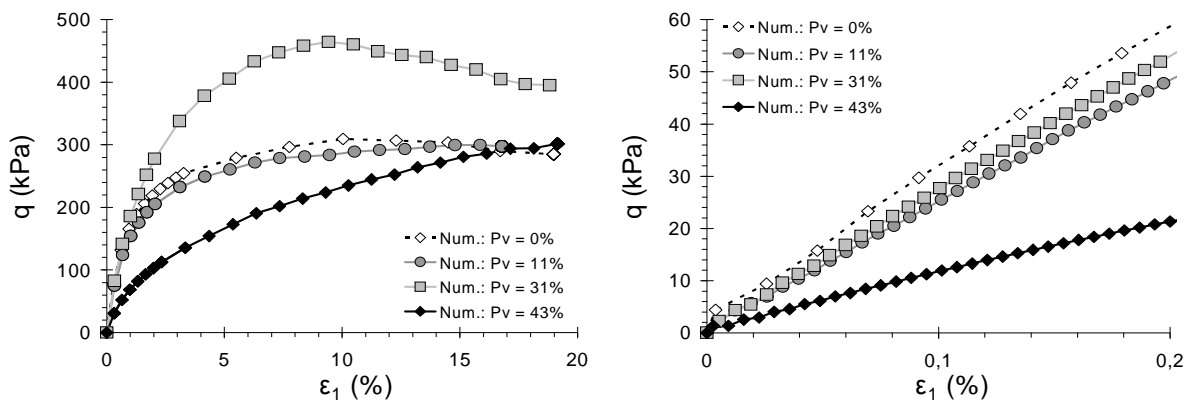
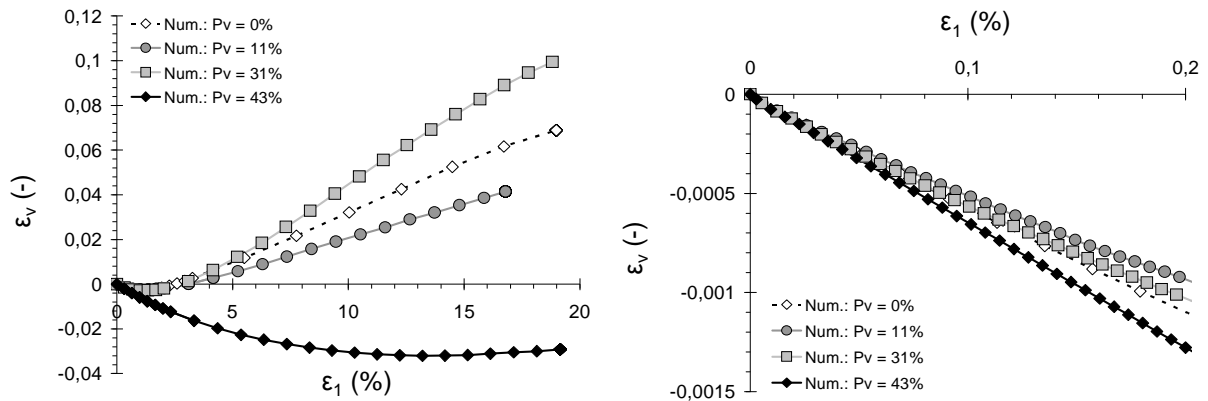


Figure 5.21 : Influence de  $P_v$  sur le déviateur.

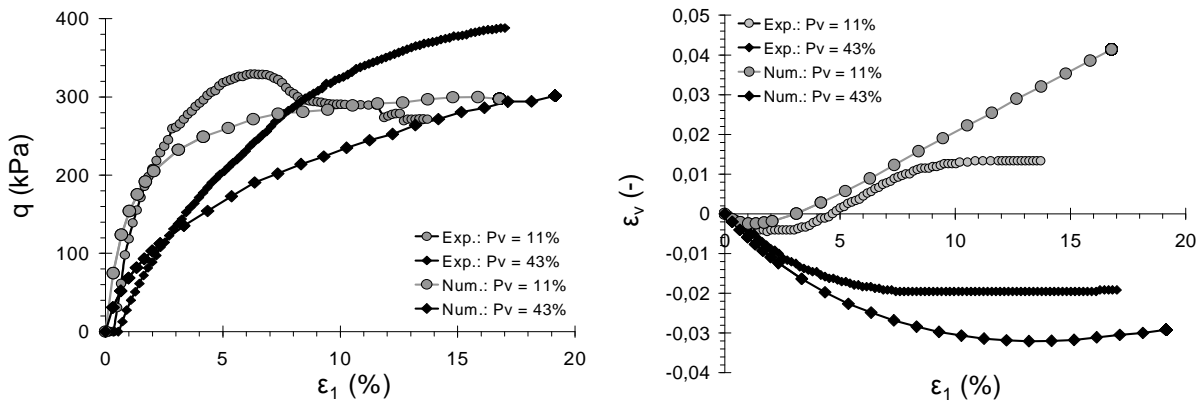


**Figure 5.22 : Influence de  $P_v$  sur la déformation volumique.**

### 5.3.6 Comparaison aux résultats expérimentaux

La calibration des paramètres microscopiques et géométriques du sable d'Hostun et des pastilles de pneu ayant été respectivement effectuées sur les essais à  $P_v = 0\%$  et  $P_v = 31\%$ , on compare à présent les résultats numériques et expérimentaux pour  $P_v = 11\%$  et  $P_v = 43\%$ .

Les résultats sont présentés sur la figure 5.23. Concernant les courbes des déviateurs (à gauche), on constate que le modèle ne reproduit pas le comportement pic – palier observé expérimentalement pour  $P_v = 11\%$  (ce comportement pic – palier est moins prononcé pour des contraintes de confinement de 40kPa et 120kPa dans l'expérience et même si ces essais correspondent à des densités de la matrice plus faibles, il est probable que le comportement pic – palier soit exagéré à 80kPa) et que l'échantillon numérique est moins résistant pour  $P_v = 43\%$ . Les courbes des déformations volumiques montrent également que le modèle ne permet pas une approche quantitative de l'expérience.



**Figure 5.23 : Evolutions du déviateur (à gauche) et de la déformation volumique (à droite) pour le modèle et l'expérience avec  $P_v = 11\%$  et  $P_v = 43\%$ .**

Cependant, si on compare les résultats numériques obtenus pour les diverses proportions, on constate que les tendances expérimentales sont globalement bien reproduites qualitativement.

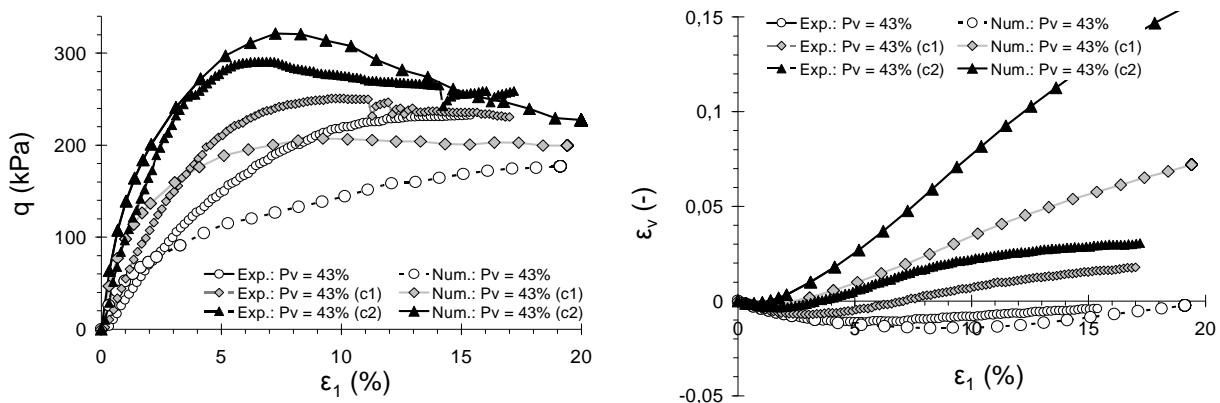
Le tableau 5.6 permet la comparaison des valeurs des modules d'élasticités et des coefficients de Poisson initiaux mesurés entre 0,3% et 0,6% de déformation axiale (à cause de l'incertitude sur les premières mesures expérimentales). On constate que les évolutions des valeurs sont bien reproduites par le modèle. Par exemple, le coefficient de Poisson maximal est bien atteint pour  $P_v = 11\%$ , ce qui n'est ni directement engendré par la densité de la matrice (ici plus lâche que pour  $P_v = 0\%$  et  $P_v = 31\%$ ), ni par la proportion (inclue entre 0% et 31%). Cela signifie que le modèle permet de rendre compte d'un phénomène uniquement lié au mélange des deux matériaux et non pas à un paramètre particulier.

	$\sigma_3$ (kPa)	0	11	31	43
Exp.	DR (%)	69	50	62	- 50
	$E_0$ (MPa)	14,8	13,3	14,8	7,6
	$\nu_0$ (-)	0,375	0,389	0,335	0,212
Num.	DR (%)	68	52	62	- 47
	$E_0$ (MPa)	16,2	15,3	18,3	5,7
	$\nu_0$ (-)	0,348	0,376	0,357	0,203

**Tableau 5.6 : Paramètres des simulations menées pour différentes valeurs de  $P_v$ .**

Des simulations sont menées pour diverses densités, une pression de confinement de 40kPa et  $P_v = 43\%$ . Les densités relatives des modèles sont respectivement de -47%, 11% et 66% et celles de l'expérience -96% , 8% et 64% pour les essais non compactés, peu compactés (c1) et compactés (c2). La figure 5.24 compare les résultats expérimentaux et numériques en terme de déviateurs (à gauche) et déformations volumiques (à droite). L'augmentation de la résistance et de la dilatance avec la densité est bien observée mais l'influence de la densité relative est beaucoup plus marquée au sein du modèle. Celui – ci n'est donc pas en mesure de reproduire l'influence de la densité relative pour  $P_v = 43\%$ .

Le modèle s'avère donc capable de rendre compte du comportement mécanique complexe des mélanges sable – pastilles de pneu d'un point de vue qualitatif mais est insuffisant pour obtenir une prédiction quantitative des résultats expérimentaux. Le jeu de paramètres utilisé pour modéliser les pastilles de pneu n'est pas unique et la forme adoptée n'est peut – être pas optimale. Sur ce point, des essais complémentaires sont donc nécessaires.



**Figure 5.24 : Influence de la densité pour le modèle et l'expérience avec  $P_v = 43\%$  et une pression de confinement de 40kPa.**

## 5.4 Conclusion

La phase expérimentale a montré combien il était difficile d'appréhender le comportement des mélanges sable – pastilles de pneu du fait de la complexité du matériau testé et compte tenu des problèmes expérimentaux rencontrés. En effet, la mise en place des matériaux s'est révélée difficile, les échantillons sont souvent peu homogènes et les densités relatives finalement obtenues montrent une forte variabilité. Pour une proportion de pastilles donnée, les variations de densités relatives faibles (inférieures à 10%) n'ont pas toujours de répercussion significative sur les résultats macroscopiques d'où les difficultés rencontrées pour interpréter les résultats. Des essais complémentaires sont donc nécessaires pour établir des courbes moyennes et préciser certaines tendances. D'autre part, on peut envisager de réaliser des échantillons à densités relatives de la matrice constantes pour des proportions de pastilles de pneu variables et inversement, afin d'aboutir à une meilleure connaissance du comportement de ces mélanges.

Les simulations numériques des mélanges sable – pastilles de pneu ont été menées sur la base des protocoles et procédures établies aux chapitres 3 et 4 pour simuler le comportement des sables et des mélanges sable – gravier. Dans ce cadre, des formes simples non convexes favorisant l'imbrication des éléments entre eux ont été privilégiées. Par analogie aux travaux antérieurs, les procédures de calibration des paramètres ont été réalisées sur des essais de référence.

Les simulations numériques effectuées sur le sable d'Hostun seul montrent que le modèle peut engendrer une dilatance excessive (remarque déjà effectuée dans le chapitre 3). D'autre part, la nature singulière du matériau pneu et des mélanges a :

- nécessité un blocage des rotations des pastilles pour augmenter la résistance des mélanges ;

- conduit à l'impossibilité d'établir une procédure de calibration des paramètres sur la seule base des essais réalisés sur le matériau pneu seul. Une procédure spécifique sur un essai de référence réalisé à un pourcentage d'inclusions donné a été nécessaire pour calibrer à la fois les paramètres des pastilles de pneu et leurs interactions avec le sable.

La comparaison des résultats numériques et expérimentaux a montré que le modèle est capable de rendre compte dans une certaine mesure du comportement des mélanges sable – inclusions d'un point de vue qualitatif, mais qu'il est insuffisant sous sa forme actuelle sur le plan quantitatif. Certains aspects ou paramètres importants sont cependant bien pris en considération dans le modèle actuel comme par exemple l'influence de la compacité de la matrice sableuse.

Certains points peuvent être améliorés comme la forme des inclusions ou la prise en considération de lois d'interaction spécifiques entre les éléments. En effet, les paramètres d'interaction entre deux familles d'éléments sont obtenus actuellement à partir des équations définies au chapitre 2 sur la base des paramètres microscopiques déterminés pour chacune des familles d'éléments en présence. Ces hypothèses se justifient assez bien pour des matériaux proches géométriquement et mécaniquement comme les mélanges sable – gravier mais peuvent être remises en cause lorsque sont associés entre eux des matériaux aux caractéristiques mécaniques très différentes. D'où l'utilité pour des matériaux complexes de définir trois types de lois d'interaction : sol – sol, sol – inclusion et inclusion – inclusion. Ceci introduit des paramètres supplémentaires qu'il faut être en mesure de déterminer expérimentalement, ce qui comme on l'a vu précédemment peut s'avérer difficile.





## Conclusions et perspectives

Les travaux de recherche présentés dans ce mémoire ont permis de tester la capacité d'un modèle basé sur la MED à restituer le comportement macroscopique de matériaux granulaires composites. La confrontation entre modélisation et expérimentation s'est faite sur la base d'essais de compression triaxiale.

L'originalité du travail de modélisation repose sur deux constats évidents :

- les niveaux de résistance atteints par des assemblées de sphères dans des modèles 3D d'essais triaxiaux sont insuffisants pour modéliser des sols, d'où la nécessité de prendre en considération des formes d'éléments plus élaborées ;
- la densité d'un matériau conditionne son comportement macroscopique.

Sur cette base, des formes simples non convexes ont été proposées par assemblage d'éléments sphériques. Ces éléments engendrent de fortes porosités dans les échantillons. De ce fait, les gammes de porosités atteintes par le modèle sont généralement bien supérieures à celles de l'expérience. La densité des échantillons dans le modèle est donc calibrée sur la densité des échantillons expérimentaux via la densité relative. Celle-ci a été établie à partir des porosités minimales et maximales obtenues suivant une procédure de calcul précise et reproductible.

La procédure de calibration et le modèle numérique ont été validés par des essais expérimentaux réalisés sur des matériaux homogènes à différentes densités et sous diverses pressions de confinement. Les résultats obtenus et les tendances observées ont servi d'assise à l'étude des matériaux composites constitués par association de matériaux homogènes non cohésifs.

Au sein d'un modèle homogène, les matériaux granulaires sont caractérisés par des paramètres de forme (géométrie des éléments), des lois de contact et des paramètres traduisant l'agencement des éléments (densité de l'échantillon). La procédure de calibration est définie pour évaluer ces paramètres à partir d'un seul résultat expérimental.

Les simulations menées sur matériaux homogènes ont mis en évidence le rôle déterminant des rotations des éléments sur le niveau de résistance atteint par les échantillons. Ainsi le blocage des rotations leur confère une forte résistance. La création d'éléments de formes non convexes composées de seulement 2 ou 3 sphères permet de limiter les rotations et d'atteindre des résistances comparables à celles des sols granulaires non cohésifs jusqu'à l'état résiduel avec des temps de calculs modérés.

D'un point de vue général, le modèle d'essai triaxial permet de prédire le comportement d'essais expérimentaux pour diverses densités relatives initiales et pressions de confinement. Il n'est donc pas nécessaire de reproduire la structure granulaire (forme des grains, granulométrie) d'un matériau pour en modéliser son comportement à l'échelle macroscopique.

Les matériaux granulaires composites étudiés sont réalisés par mélange de deux composants différents. Deux cas sont envisagés : un mélange de sols (sable et gravier) et un mélange d'un sol et d'inclusions (sable et pastilles de pneu).

La différence fondamentale entre le sable et le gravier réside dans la forme et la taille des grains. Après une calibration indépendante pour chacun des matériaux, les éléments modélisant le sable et le gravier sont associés au sein du mélange dans des proportions similaires à celles de l'expérimentation. Les formes d'éléments requises pour chaque matériau sont proches et la taille relative des éléments influe peu sur le comportement macroscopique lorsqu'elle est proche de 1 (valeur qui optimise les temps de calculs). Les résistances issues de l'expérience sont bien simulées pour diverses proportions de matériaux, notamment à l'état résiduel, sans reproduire les densités relatives dans le modèle. On note que l'utilisation d'éléments de même forme (modèles  $3R$  pour le sable et le gravier) conduit à une meilleure approximation des résultats expérimentaux qu'un modèle mixte ( $2R$  pour le sable et  $3R$  pour le gravier).

La nature des matériaux sable et pneu est en revanche assez différente. Le comportement élastique du pneu pour une large gamme de déformations a empêché l'utilisation de la procédure de calibration établie sur la seule base des essais réalisés sur le matériau pneu. La calibration des paramètres des pastilles de pneu et de leur interaction avec le sable est donc réalisée à partir de courbes expérimentales de référence obtenues sur les mélanges sable – pastilles de pneu pour un pourcentage d'inclusions donné. Les fortes résistances pouvant être atteintes par les mélanges dans l'expérience nécessitaient une modification des lois de contact ou une réduction de la rotation des éléments au sein du modèle. Par analogie aux travaux antérieurs, la deuxième proposition a été retenue en bloquant la rotation des pastilles de pneu lors de l'écrasement de l'échantillon. Les résultats des simulations montrent la capacité du modèle à prédire les résultats expérimentaux pour diverses proportions du mélange d'un point de vue qualitatif uniquement. L'introduction de lois d'interaction spécifiques (interaction sol – sol, sol – inclusion et inclusion – inclusion) semble nécessaire pour une meilleure approche quantitative du problème.

Des études numériques et expérimentales complémentaires sont à l'heure actuelle nécessaires à la compréhension des mélanges sols – inclusions. Notons que pour ces matériaux non homogènes la phase expérimentale est délicate et qu'il est notamment difficile d'obtenir aisément une base de données fiable et rigoureuse tant il est complexe de maîtriser la mise en œuvre, la porosité ou la réalisation de l'essai. Afin d'évaluer les limites du modèle, il serait intéressant de poursuivre le travail numérique et expérimental engagé en testant le modèle dans des cas plus larges :

- avec des densités relatives proches de 0% et 100% sur des matériaux homogènes ;

## Conclusions et perspectives

- avec des matériaux composites complexes (non limités à des mélanges de deux composants) ;
- pour des types de sollicitations différentes, que ce soit en conditions statiques (essais de cisaillement direct, essais cycliques, etc.) ou dynamiques (impacts).

Certains aspects spécifiques abordés dans ce travail mériteraient d'être étudiés plus en détails. Par exemple, la comparaison entre les simulations triaxiales et les simulations biaxiales de révolution avec membrane pourrait être approfondie puisque les résultats macroscopiques actuels font apparaître des différences de comportement significatives. Des observations à l'échelle microscopique semblent nécessaires pour comprendre ces différences et pourraient être l'objet d'études ultérieures.

Au terme de ces réalisations, le modèle aura été soumis à des cas extrêmes (du moins en ce qui concerne la MED) et l'étude du comportement à des échelles supérieures pourra être envisagée et mener à des propositions de dispositions constructives pour les structures composées de matériaux granulaires.



## Références bibliographiques

- ABOURA A.** *Etude expérimentale du comportement mécanique de matériaux granulaires non conventionnels*, 288 p. Thèse : Mécanique : Grenoble I : **1999**
- ACHMUS M., ABDEL-RAHMAN K.** The influence of “up-scaling” on the results of particle method calculations of non-cohesive soils, *Numerical Modeling in Micromechanics via Particle Methods*, Proc. of the First International PFC Symposium (Gelsenkirchen, Germany, 6/7 November 2002), Konietzky (ed), **2003**, p. 183-187
- AGNOLIN I., ROUX J.-N.** Elasticity of sphere packings: pressure and initial state dependence, *Powders and Grains*, Proc. of the 5<sup>th</sup> international conference on micromechanics of granular media (Stuttgart, Germany, 18-22 July 2005), Garcia-Rojo et al. (eds), **2005**, p. 87-92
- ALONSO-MARROQUIN F.** *Micromechanical investigation of soil deformation: incremental response and granular ratcheting*, 150 p. Thèse : Sciences naturelles : Universität Stuttgart : **2004**
- ALONSO-MARROQUIN F., VARDOULAKIS I.** Micromechanics of shear bands in granular media, *Powders and Grains*, Proc. of the 5<sup>th</sup> international conference on micromechanics of granular media (Stuttgart, Germany, 18-22 July 2005), Garcia-Rojo et al. (eds), **2005**, p. 701-704
- ASAF Z., RUBINSTEIN D., SHMULEVICH I.** Evaluation of link-track performances using DEM, *Journal of Terramechanics*, **2006**, 43, p. 141-161
- ASHMAWY A.H., SUKUMARAN B., HOANG V.V.** Evaluating the influence of particle shape on liquefaction behaviour using discrete element modelling, Proc. 13<sup>th</sup> Int. Off-shore and Polar Engineering Conf. (ISOPE, Honolulu), **2003**, 2, p. 542-549
- BAGI K.** A quick method to produce random dense arrangements of particle, *Powders and Grains*, Proc. of the 5<sup>th</sup> international conference on micromechanics of granular media (Stuttgart, Germany, 18-22 July 2005), Garcia-Rojo et al. (eds), **2005a**, p. 41-44
- BAGI K.** An algorithm to generate random dense arrangements for discrete element simulations of granular assemblies, *Granular Matter*, **2005b**, 7, p. 31-43
- BARDET J.P., PROUBET J.** A numerical investigation of the structure of persistent shear bands in granular media, *Geotechnique*, **1991**, 41, 4, p. 599-613
- BERTRAND D., NICOT F., GOTTELAND P.** DEM modeling of soil geocomposite material for rockfall impact, *Numerical modeling in micromechanics via particle methods*, Proc. of the 2<sup>nd</sup> International PFC symposium (Kyoto, Japan, October 2004), Shimizu et al. (eds.), **2004**, 8 p.
- BERTRAND D., GOTTELAND P., LAMBERT S., NICOT F., DERACHE F.** Multi-scale modelling of cellular geo-composite structure under localized impact, *Revue Européenne de génie civil*, **2006**, 10, 3, p. 309-322
- BIAREZ J., HICHER P.-Y.** *Elementary mechanics of soil behaviour*, Balkema (ed.), Rotterdam, **1994**, 208 p.

- BILOTTA E., FLORA A., LANIER J., VIGGIANI G.** Experimental observation of the behaviour of a 2D granular material with inclusions, *Rivista Italiana di Geotecnica*, **2002**, 3, p. 9-22
- BOWMAN E.T., SOGA K., DRUMMOND T.W.** Particle shape characterization using Fourier descriptor analysis, *Geotechnique*, **2001**, 51, 6, p. 545-554
- BRANDL H., BLOVSKY S.** Protective barriers against rockfall, *Geotechnical engineering with geosynthetics*, Eurogeo 3 (Munich, Germany, 01-03 March 2004), Floss and Bräu (eds), **2004**, p. 95-100
- CALVETTI F., TAMAGNINI C., VIGGIANI G.** Non linearità incrementale dei terreni : un approccio micromeccanico, Incontro Annuale dei Ricercatori di Geotecnica (Napoli, Italia, 19-21 Giugno 2002), **2002**, 4 p.
- CALVETTI F., VIGGIANI G., TAMAGNINI C.** Micromechanical inspection of constitutive modelling, *Constitutive modelling and analysis of boundary value problems in geotechnical engineering*, Hevelius (ed), **2003**, p. 187-216
- CALVETTI F., DI PRISCO C., NOVA R.** Experimental and numerical analysis of soil-pipe interaction, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, **2004**, 130, 12, p. 1292-1299
- CALVETTI F., NOVA R.** Micro-macro relationships from DEM simulated element and in-situ tests, *Powders and Grains*, Proc. of the 5<sup>th</sup> international conference on micromechanics of granular media (Stuttgart, Germany, 18-22 July 2005), Garcia-Rojó et al. (eds), **2005**, p. 245-249
- CAMBORDE F., MARIOTTI C., DONZE F.V.** Numerical study of rock and concrete behaviour by discrete element modelling, *Computers and Geotechnics*, **2000**, 27, p. 225-247
- CAMBOU B., JEAN M.** *Micromécanique des matériaux granulaires*, Hermès science publication (ed.), Paris, **2001**, 332 p.
- CECICH V., GONZALES L., HOISAETER A., WILLIAMS J., REDDY K.** Use of shredded tires as lightweight backfill material for retaining structures, *Waste Management & Research*, **1996**, 14, p. 433-451
- CHANG M.-F., YU G., NA Y.-M., CHOA V.** Evaluation of relative density profiles of sand fill at a reclaimed site, *Can. Geotech. J.*, **2006**, 43, p. 903-914
- CHAREYRE B., BRIANCON L., VILLARD P.** Theoretical versus experimental modeling of the anchorage capacity of geotextiles in trenches, *Geosynthetics International*, **2002**, p. 97-123
- CHAREYRE B., VILLARD P.** Discrete element modeling of curved geosynthetic anchorages with known macro-properties, *Numerical Modeling in Micromechanics via Particle Methods*, Proc. of the First International PFC Symposium (Gelsenkirchen, Germany, 6/7 November 2002), Konietzky (ed), **2003**, p. 197-203
- CHAREYRE B.** *Modélisation du comportement d'ouvrages composites sol – géosynthétique par éléments discrets – Application aux ancrages en tranchées en tête de talus*, 235 p. Thèse : Mécanique : Grenoble I : **2003**
- CHEN Y., ISHIBASHI I., JENKINS J.T.** Dynamic shear modulus and fabric: part I, depositional and induced fabric, *Géotechnique*, **1988**, 38, 1, p. 25-32

- CHENG Y.P., NAKATA Y., BOLTON M.D.** Discrete element simulation of crushable soil, *Geotechnique*, **2003**, 53, p. 633-641
- CHEVALIER B., COMBE G., VILLARD P.** Etude du comportement mécanique des matériaux granulaires hétérogènes par simulations numériques discrètes, *Bulletin des Ponts et Chaussées*, **2007**, 35 p., à paraître
- CHIEN L.-K., OH Y.-N., CHANG C.-H.** Effects of fines content on liquefaction strength and dynamic settlement of reclaimed soil, *Can. Geotech. J.*, **2002**, 39, p. 254-265
- CHO G-C, DODDS J., SANTAMARINA J.C.** Particle shape effects on packing density, stiffness and strength: Natural and crushed sands, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, **2006**, 132, 5, p. 591-602
- COLA S., SIMONINI P.** Mechanical behavior of silty soils of the Venice lagoon as a function of their grading characteristics, *Can. Geotech. J.*, **2002**, 39, p. 879-893
- COLLIAT-DANGUS J.L., DESRUES J., FORAY P.** Triaxial testing of granular soil under elevated cell pressure, *Advanced triaxial testing of soil and rock*, American Society for Testing and Materials STP 977 (Philadelphia, USA), Donaghe et al. (eds), **1988**, p. 290-310
- COLLOP A.C., McDOWELL G.R., LEE Y.W.** Modelling dilation in an idealised asphalt mixture using discrete element modelling, *Granular Matter*, **2006**, 8, p. 175-184
- COMBE G.** *Mécanique des matériaux granulaires et origines microscopiques de la déformation*, LCPC (ed.), Paris, **2002**, 165 p.
- CONSOLI N.C., MONTARDO J.P., PRIETTO P.D.M., PASA G.S.** Engineering behavior of a sand reinforced with plastic waste, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, **2002**, 128, 6, p. 462-472
- COOK B.K., LEE M.Y., DIGIOVANNI A.A., BRONOWSKI D.R., PERKINS E.D., WILLIAMS J.R.** Discrete element modeling applied to laboratory simulation of near-wellbore mechanics, *International Journal of Geomechanics*, **2004**, 4, 1, p. 19-27,
- CUI L., O’SULLIVAN C.** Development of a mixed boundary environment for axisymmetric DEM analysis, *Powders and Grains*, Proc. of the 5<sup>th</sup> international conference on micromechanics of granular media (Stuttgart, Germany, 18-22 July 2005), Garcia-Rojo et al. (eds), **2005**, p. 301-305
- CUNDALL P.A., STRACK O.D.L.** A discrete numerical modelling method for granular assemblies, *Geotechnique*, **1979**, 29, 1, p. 47-65
- CUNDALL P.A.** Computer simulations of dense sphere assemblies, *Mechanics of granular materials*, Satake M. et Jenkins J.T. (eds), **1988**, p. 113-123
- CUNDALL P.A., HART R.** Numerical modelling of discontinua, *Eng. Comput.*, **1992**, 9, p. 101-113
- DE GENNARO V., CANOU J., DUPLA J.C., BENAHMED N.** Influence of loading path on the undrained behaviour of a medium loose sand, *Can. Geotech. J.*, **2004**, 41, p. 166-180
- DEGNY E.** *Etude du comportement d’un sable dense à l’aide d’une presse tridimensionnelle*, 229 p. Thèse : Université scientifique et médicale et INPG, Grenoble : **1984**
- DELUZARCHE R., DEDECKER F., FRY J.J.** Static and dynamic analysis of stability of rocky slopes via particle methods, *Numerical Modeling in Micromechanics via Parti-*



- cle Methods*, Proc. of the First International PFC Symposium (Gelsenkirchen, Germany, 6/7 November 2002), Konietzky (ed), **2003a**, p. 125-131
- DELUZARCHE R., CAMBOU B., FRY J.J.** Modeling of rockfill behaviour with crushable particles, *Numerical Modeling in Micromechanics via Particle Methods*, Proc. of the First International PFC Symposium (Gelsenkirchen, Germany, 6/7 November 2002), Konietzky (ed), **2003b**, p. 219-224
- DESRUES J., VIGGIANI C.** Strain localization in sand: an overview of the experimental results obtained in Grenoble using stereophotogrammetry, *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, **2003**, 28, 4, p. 279 -321
- DONEV A., CISSE I., SACHS D., VARIANO E.A., STILLINGER F.H., CONNELLY R., TORQUATO S., CHAIKIN P.M.** Improving the density of jammed disordered packings using ellipsoids, *Science*, **2004**, 303, p. 990-993
- DONZE F.V., MAGNIER S.A.** Spherical Discrete Element Code, Discrete Element Project Report n°2, Laboratoire GEOTOP (Université du Québec, Montréal, Canada), **1997**
- EMERIAULT F., CLAQUIN C.** Statistical homogenization for assemblies of elliptical grains: effect of the aspect ratio and particle rotation, *Int. Journal of Solids and Structures*, **2004**, 41, p. 5837-5849
- EVANS M.D., ZHOU S.** Liquefaction behavior of sand-gravel composites, *Journal of Geotechnical Engineering*, **1995**, 121, 3, p. 287-298
- FAZEKAS S., TOROK J., KERTESZ J., WOLF D.E.** Computer simulation of three dimensional shearing of granular materials: formation of shear bands, *Powders and Grains*, Proc. of the 5<sup>th</sup> international conference on micromechanics of granular media (Stuttgart, Germany, 18-22 July 2005), Garcia-Rojo et al. (eds), **2005**, p. 223-226
- FERRENDIER S.** *Influence de l'évolution granulométrique des abrasifs sur l'enlèvement de matière lors de la découpe par jet d'eau abrasif*, 187 p. Thèse : Mécanique : Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Paris : **2001**
- FOOSE G.J., BENSON C.H., BOSSCHER P.J.** Sand reinforced with shredded waste tires, *Journal of Geotechnical Engineering*, **1996**, 122, 9, p. 760-767
- FU Y.** *Experimental quantification and DEM simulation of micro – macro behaviours of granular materials using X – ray tomography imaging*, 269 p. Thèse : Philosophie : Louisiana state university : **2005**
- GARBOCZI E.J.** Three-dimensional mathematical analysis of particle shape using X-ray tomography and spherical harmonics: Application to aggregates used in concrete, *Cement and Concrete Research*, **2002**, 32, p. 1621-1638
- GELARD D.** *Identification et caractérisation de la cohésion interne du matériau terre dans ses conditions naturelles de conservation*, 198 p. Thèse : Mécanique : INP Grenoble : **2005**
- GHAZAVI M.** Shear strength characteristics of sand-mixed with granular rubber, *Geotechnical and Geological Engineering*, **2004**, 22, p. 401-416
- GOTTELAND P., LAMBERT S., SALOT C., GRAS V.** Investigating the strength characteristics of tyre chips – sand mixtures for geo-cellular structure engineering, International workshop on scrap tire derived geomaterials – Opportunities and challenges, (Yokosuka, Japan, 23-24 March 2007), **2007**, 11 p.

- HENTZ S.** *Modélisation d'une structure en béton armé soumise à un choc par la méthode des éléments discrets*, 219 p. Thèse : Mécanique : Grenoble I : **2003**
- INDRARATNA B., IONESCU D., CHRISTIE H.D.** Shear behavior of railway ballast based on large-scale triaxial tests, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, **1998**, 124, p. 439-449
- Itasca Consulting Group, 2003.** *PFC<sup>3D</sup> - Particle Flow Code in three dimensions*, Version 3.0, User's guide, Fish in PFC, Theory and background, Minneapolis
- IVERSON S.R.** Investigation of bulk solids engineering properties and application of PFC<sup>2D</sup> to ore pass flow problems, *Numerical Modeling in Micromechanics via Particle Methods*, Proc. of the First International PFC Symposium (Gelsenkirchen, Germany, 6/7 November 2002), Konietzky (ed), **2003**, p. 251-258
- IWASHITA K., ODA M.** Micro-deformation mechanism of shear banding process based on modified distinct element method, *Powder Technology*, **2000**, 109, p. 192-205
- JENSEN R.P., BOSSCHER P.J., PLESHA M.E., EDIL T.B.** DEM simulations of granular media – structure interface: Effects of surface roughness and particle shape, *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, **1999**, 23, p. 531-547
- JENSEN R.P., PLESHA M.E., EDIL T.B., BOSSCHER P.J., BEN KAHLA N.** DEM simulations of particle damage in granular media – structure interfaces, *The International Journal of Geomechanics*, **2001**, 1, 1, p. 21-39
- KATZENBACH R., SCHMITT A.** Micromechanical modeling of granular materials under triaxial and oedometric loading, *Numerical modeling in micromechanics via particle methods*, Proc. of the 2<sup>nd</sup> International PFC symposium (Kyoto, Japan, October 2004), Shimizu et al. (eds.), **2004**, p. 313-322
- KECILI-LAOUFAFA S., NICOT F.** Modélisation numérique de l'impact d'un bloc rocheux sur un éboulis : Analyse stochastique des coefficients de réflexion, *Revue française de géotechnique*, **2004**, 109, p. 87-97
- KRUMBEIN W.C.** Measurement and geological significance of shape and roundness of sedimentary particles, *Journal of Sedimentary Petrology*, 11, 2, **1941**, p. 64-72
- KRUYT N.P., ROTHENBURG L.** Strength, dilatancy, energy and dissipation in quasi-static deformation of granular materials, *Powders and Grains*, Proc. of the 5<sup>th</sup> international conference on micromechanics of granular media (Stuttgart, Germany, 18-22 July 2005), Garcia-Rojo et al. (eds), **2005**, p. 251-255
- KUHN M.R.** Heterogeneity and patterning in quasi-static behaviour of granular materials, *Granular Matter*, **2003**, 4, p. 155-166
- KUHN M.R., BAGI K.** Contact rolling and deformation in granular media, *Int. Journal of Solids and Structures*, **2004**, 41, 21, p. 5793-5820
- LACAZE C., DUFOUR-LARIDAN E.** Mesure des petites déformations à l'appareil Triaxial de précision : calcul de l'erreur et modifications apportées, *PARAM 2002*, Symp. Int. identification et détermination des paramètres des sols et des roches pour les calculs géotechniques (Paris, 2-3 septembre), **2002**, p. 283-294
- LACHIHBAB A.** *Un modèle numérique pour les composites biphasés matrice – inclusions rigides : Application à la détermination des propriétés élastiques et en fatigue des enrobés bitumineux*, 205 p. Thèse : Structures et Matériaux : Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris : **2004**

- LANCELOT L., SHAHROUR I., AL MAHMOUD M.** Failure and dilatancy properties of sand at relatively low stresses, *Journal of Engineering Mechanics*, **2006**, 132, 12, p. 1396-1399
- LANIER J., JEAN M.** Experiments and numerical simulations with 2D disks assembly, *Powder Technology*, **2000**, 109, p. 206-221
- LE HELLO B., VILLARD P., NANCEY A., DELMAS P.** Coupling finite elements and discrete elements methods, application to reinforced embankment by piles and geosynthetics, *Numerical methods in geotechnical engineering*, 6<sup>th</sup> European Conference (Graz, Austria, 06-08 September 2006), Schweiger (ed), **2006**, p. 843-848
- LE HELLO B.** *Renforcement par géosynthétiques des remblais sur inclusions rigides, étude expérimentale en vraie grandeur et analyse numérique*, 234 p. Thèse : Géomécanique : Grenoble I : **2007**
- LEE J.H., SALGADO R., BERNAL A., LOVELL C.W.** Shredded tires and rubber – sand as lightweight backfill, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, **1999**, 125, p. 132-141
- LI L., HOLT R.M.** Approaching real grain shape in the simulation of sandstone using DEM, *Powders and Grains*, Proc. of the 5<sup>th</sup> international conference on micromechanics of granular media (Stuttgart, Germany, 18-22 July 2005), Garcia-Rojo et al. (eds), **2005**, p. 1369-1373
- LU M., McDOWELL G.R.** The importance of modelling ballast particle shape in the discrete element method, *Granular Matter*, **2007**, 9, p. 69-80
- MAGNIER S.A., DONZE F.V.** Numerical simulations of impacts using a discrete element method, *Mech. Cohes-Frict. Mater.*, **1996**, 3, p.257-276
- MAHBOUBI A., GHAOUTI A., CAMBOU B.** La simulation numérique discrète du comportement des matériaux granulaires, *Revue française de géotechnique*, **1996**, 76, p. 45-61
- MASAD E., SAADEH S., AL-ROUSAN T., GARBOCZI E., LITTLE D.** Computations of particle surface characteristics using optical and X-ray CT images, *Computational Materials Science*, **2005**, 34, p. 406-424
- MASSON S., MARTINEZ J., ROBINET J.C.** Analysis of the behaviour of a confined granular embankment by discrete simulations, Proc. NUMGE2002: Numerical Methods in Geotechnical Engineering (Paris, France, 4-6 September 2002), Mestat (ed), **2002**, p. 137-142
- MATSUSHIMA T., SAOMOTO H.** Discrete element modeling for irregularly-shaped sand grains, Proc. NUMGE2002: Numerical Methods in Geotechnical Engineering (Paris, France, 4-6 September 2002), Mestat (ed), **2002**, p. 239-246
- MATSUSHIMA T.** Effect of irregular grain shape on quasi-static shear behavior of granular assembly, *Powders and Grains*, Proc. of the 5<sup>th</sup> international conference on micromechanics of granular media (Stuttgart, Germany, 18-22 July 2005), Garcia-Rojo et al. (eds), **2005**, p. 1319-1323
- MULLER D.** *Techniques informatiques efficaces pour la simulation des milieux granulaires par la méthode des éléments discrets*, 187 p. Thèse : Mathématiques : EPFL, Lausanne : **1996**

- MUSTOE G.G.W., MIYATA M.** Material flow analyses of non-circular shaped granular media using DEM, *Journal of Engineering Mechanics*, **2001**, 127, 10, p. 1017-1026
- NF EN 933-6** Essais pour déterminer les caractéristiques géométriques des granulats : Evaluation des caractéristiques de surface – Coefficient d'écoulement des granulats. Indice de classement : P18-622-6, AFNOR, septembre 2002, 21p.
- NF P 94-070** Essais à l'appareil triaxial de révolution : Généralités – Définitions, AFNOR, octobre 1994, 21 p.
- NF P 94-074** Essais à l'appareil triaxial de révolution : Appareillage, Préparation des éprouvettes – Essai (UU) non consolidé non drainé – Essai (CU+u) consolidé non drainé avec mesure de pression interstitielle – Essai (CD) consolidé drainé, octobre 1994, 36 p.
- NG T-T, PETRAKIS E.** Triaxial test simulations with discrete element method and hydrostatic boundaries, *Journal of Engineering Mechanics*, **2004**, 130, 10, p. 1188-1194
- NG T.-T.** Behavior of gravity deposited granular material under different stress paths, *Can. Geotech. J.*, **2005**, 42, p. 1644-1655
- NOUGUIER-LEHON C., CAMBOU B., VINCENS E.** Influence of particle shape and angularity on the behaviour of granular materials: A numerical analysis, *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, **2003**, 27, p. 1207-1226
- NOUGUIER-LEHON C., FROSSARD E.** Influence of particle shape on rotations and rolling movements in granular media, *Powders and Grains*, Proc. of the 5<sup>th</sup> international conference on micromechanics of granular media (Stuttgart, Germany, 18-22 July 2005), Garcia-Rojo et al. (eds), **2005**, p. 1339-1343
- O'SULLIVAN C., CUI L., BRAY J.D.** Three-dimensional discrete element simulations of direct shear tests, *Numerical modeling in micromechanics via particle methods*, Proc. of the 2<sup>nd</sup> International PFC symposium (Kyoto, Japan, October 2004), Shimizu et al. (eds.), **2004**, p. 373-382
- O'SULLIVAN C., BRAY J.D.** The importance of accurately capturing particle geometry in DEM simulations, *Powders and Grains*, Proc. of the 5<sup>th</sup> international conference on micromechanics of granular media (Stuttgart, Germany, 18-22 July 2005), Garcia-Rojo et al. (eds), **2005**, p. 1333-1337
- PEDRO L.S.** *De l'étude du comportement mécanique de sols hétérogènes modèles à son application au cas des sols naturels*, 288 p. Thèse : Géotechnique : Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris : **2005**
- PHAM VAN BANG D.** *Comportement instantané et différé des sables des petites aux moyennes déformations : expérimentations et modélisation*, 238 p. Thèse : Mécanique : INSA, Lyon : **2004**
- PIERCE M.E.** PFC3D modelling of inter-particle percolation in caved rock under draw, *Numerical modeling in micromechanics via particle methods*, Proc. of the 2<sup>nd</sup> International PFC symposium (Kyoto, Japan, October 2004), Shimizu et al. (eds.), **2004**, p. 149-156
- PLASSIARD J.-P.** *Modélisation discrète d'impacts de blocs rocheux sur structure de protection type merlons*, Thèse : Mécanique : Grenoble : **2007**, à paraître
- POTAPOV A.V., CAMPBELL C.S.** A fast model for the simulation of non-round particles, *Granular Matter*, **1998**, 1, p. 9-14

- POURNIN L., LIEBLING T.M.** A generalization of distinct element method to tridimensional particles with complex shapes, *Powders and Grains*, Proc. of the 5<sup>th</sup> international conference on micromechanics of granular media (Stuttgart, Germany, 18-22 July 2005), Garcia-Rojo et al. (eds), **2005**, p. 1375-1378
- POWRIE W., NI Q., HARKNESS R.M., ZHANG X.** Numerical modelling of plane strain tests on sands using a particulate approach, *Géotechnique*, **2005**, 55, 4, p. 297-306
- RAHMA A.** Modélisation du comportement du milieu granulaire en fonction de l'écrasement des grains, *Can. Geotech. J.*, **1998**, 35, p. 517-523
- RANGEARD D., MASSON S., VU N.H.** Multiscale analysis of pressuremeter test, Int. Symposium on Numerical Models in Geomechanics, NUMOG IX (Ottawa, Canada, 25-27 August 2004), Pande et Pietruszczak (eds), **2004**, p. 677-682
- REDDY K.R., MARELLA A.** Properties of different size scrap tire shreds: Implications on using as drainage material in landfill cover systems, The 7<sup>th</sup> international conference on solid waste technology and management (Philadelphia, USA, October 2001), 2001, 19 p.
- RICHEFEU V., EL YOUSOUFI M.S., PEYROUX R., BOHATIER C.** Frictional contact and cohesion laws for Casagrande's shear test on granular materials by 3D DEM – comparison with experiments, *Powders and Grains*, Proc. of the 5<sup>th</sup> international conference on micromechanics of granular media (Stuttgart, Germany, 18-22 July 2005), Garcia-Rojo et al. (eds), **2005**, p. 509-511
- ROUX J.-N.** The nature of quasistatic deformation in granular materials, *Powders and Grains*, Proc. of the 5<sup>th</sup> international conference on micromechanics of granular media (Stuttgart, Germany, 18-22 July 2005), Garcia-Rojo et al. (eds), **2005**, p. 261-265
- SALLAM A.M.** *Studies on modeling angular soil particles using the discrete element method*, 228p. Thèse : Philosophie : University of South Florida : **2004**
- SALOT C.** *Modélisation tridimensionnelle d'un composite sol – inclusion par la méthode des éléments discrets*, 49 p. Rapport de Master 2R : Sciences de la Terre : Grenoble I : **2004**
- SAMIEH A.M., WONG R.C.K.** Modelling the responses of Athabasca oil sand in triaxial compression tests at low pressure, *Can. Geotech. J.*, **1998**, 35, p. 395-406
- SAWAMOTO Y., TSUBOTA H., KASAI Y., KOSHIKA N., MORIKAWA H.** Analytical studies on local damage to reinforced concrete structures under impact loading by discrete element method, *Nuclear Engineering and Design*, **1998**, 179, p. 157-177
- SCHNEEBELI G.** Une analogie mécanique pour les terres sans cohésion, *Comptes rendus de l'académie des sciences*, **1956**, tome 243-1, p. 125-126
- SHERWOOD J.D.** Packing of spheroids in three – dimensional space by random sequential addition, *J. Phys. A: Math. Gen.*, **1997**, 30, p. 839-843
- SIMONI A., HOULSBY G.T.** The direct shear and dilatancy of sand – gravel mixtures, *Geotechnical and Geological Engineering*, **2006**, 24, p. 523-549
- SITHARAM T.G.** Micromechanical modeling of granular materials: effect of confining pressure on mechanical behaviour, *Mechanics of Materials*, **1999**, 31, p. 653-665
- SITHARAM T.G., DINESH S.V., SHIMIZU N.** Micromechanical modelling of monotonic drained and undrained shear behaviour of granular media using three-dimensional DEM, *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, **2002**, 26, p. 1167-1189

- SUIKER A.S.J., FLECK N.A.** Frictional collapse of granular assemblies, *Journal for Applied Mechanics*, **2004**, 71, p. 350-358
- SUIKER A.S.J., SELIG E.T., FRENKEL R.** Static and cyclic triaxial testing of ballast and subballast, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, **2005**, 131, p. 771-782
- SUKUMARAN B., ASHMAWY A.** Quantitative Characterization of Discrete Particles, *Géotechnique*, **2001**, 51, 7, p. 619-627
- TORQUATO S., TRUSKETT T.M., DEBENEDETTI P.G.** Is random close packing of spheres well defined?, *Phys. Rev. Lett.*, **2000**, 84, 10, p. 2064-2067
- VALLEJO L.E.** Interpretation of the limits in shear strength in binary granular mixtures, *Can. Geotech. J.*, **2001**, 38, p. 1097-1104
- VARADARAJAN A., SHARMA K.G., VENKATACHALAM K., GUPTA A.K.** Testing and modeling two rockfill materials, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, **2003**, 129, p. 206-218
- VENKATAPPA RAO G., DUTTA R.K.** Compressibility and strength behaviour of sand-tire chip mixtures, *Geotechnical and Geological Engineering*, **2006**, 24, p. 711-724
- WADELL H.** Volume, shape, and roundness of rock particles, *Journal of Geology*, **1932**, 40, p. 443-451
- WEITZ D.A.** Packing in the spheres, *Science*, **2004**, 303, p. 968-969
- YOON Y.W., CHEON S.H., KANG D.S.** Bearing capacity and settlement of tire-reinforced sands, *Geotextiles and Geomembranes*, **2004**, 22, p. 439-453
- YOUWAI S., BERGADO D.T.** Strength and deformation characteristics of shredded rubber tire – sand mixture, *Can. Geotech. J.*, **2003**, 40, p. 254-264
- YOUWAI S., BERGADO D.T.** Numerical analysis of reinforced wall using rubber tire chips-sand mixtures as backfill material, *Computers and Geotechnics*, **2004**, 31, p. 103-1114
- ZORNBERG J.G., CABRAL A.R., VIRATJANDR C.** Behaviour of tire shred – sand mixture, *Can. Geotech. J.*, **2004**, 41, p. 227-241



## Notations

$a$	Longueur moyenne d'un élément
$ang$	Angularité
$C_c$	Coefficient de courbure
$C_r$	Coefficient de rotations
$C_u$	Coefficient d'uniformité
$d$	Distance
$d_n$	Interpénétration de deux sphères ou d'une sphère et d'une paroi
$D$	Diamètre
$DR$	Densité relative
$e$	Elancement d'un échantillon
$E_c$	Module de contact normal
$\overline{E_0}$	Module d'élasticité normal
$\overline{F_G}$	Force résultante au centre de gravité G d'un élément
$F_n$	Effort normal entre deux éléments en contact
$F_s$	Effort tangentiel entre deux éléments en contact
$\underline{I}$	Taux de déformation réduit
$\overline{I}$	Matrice d'inertie d'un élément
$\underline{I}_-$	Matrice d'inertie inverse
$I_v$	Coefficient caractérisant la vitesse d'écrasement
$I_0$	Coefficient caractérisant la contrainte moyenne dans l'échantillon
$k$	Coefficient de correction en présence de géotextiles de protection
$k_{ni}$	Raideur normale d'un élément $i$
$k_{si}$	Raideur tangentielle d'un élément $i$
$K_n$	Raideur normale de contact
$K_s$	Raideur tangentielle de contact
$m$	Masse d'un élément
$m'$	Moyenne empirique
$\overline{M_G}$	Masse de gravier
$\overline{M}_G$	Moment résultant au centre de gravité G d'un élément
$M_S$	Masse de sable
$n$	Porosité
$n_s$	Porosité de la matrice
$n_t$	Porosité totale
$n_0$	Porosité d'un échantillon en début d'écrasement
$N_s$	Nombre de sphères composant un élément
$Nb$	Nombre d'éléments dans un échantillon
$p$	Contrainte moyenne dans l'échantillon durant un essai triaxial
$pf$	Pourcentage d'éléments ayant strictement moins de deux contacts



$P_m$	Proportion massique
$P_v$	Proportion volumique
$q$	Déviateur des contraintes
$r$	Rapport de taille entre la plus petite dimension de l'échantillon et le plus gros élément
$r'$	Rapport de taille moyen entre deux familles d'éléments. Plus précisément entre : <ul style="list-style-type: none"> <li>- les sphères des éléments modélisant le gravier et le sable (chapitre 4) ;</li> <li>- les éléments modélisant les pastilles de pneu et le sable (chapitre 5).</li> </ul>
$R$	Rayon
$R_i$	Rayon d'un élément $i$
$t$	Temps
$\overline{V}$	Volume d'intersection entre deux sphères
$v_a$	Vitesse d'un élément
$V_{ECH}$	Volume total de l'échantillon
$V_{HOSTUN}$	Volume solide du sable d'Hostun dans un échantillon
$V_{PNEU}$	Volume de pneu dans un échantillon
$V_S$	Volume solide dans un échantillon
$\overline{x_G}$	Position du centre de gravité G d'un élément
$x_S$	Position du centre d'une sphère
$z$	Nombre de coordination
$z_{cl}$	Nombre moyen de voisins par élément
$z_{sph}$	Nombre moyen de voisins par sphère
$z_0$	Nombre de coordination en début d'écrasement
$\alpha$	Rapport des rigidités tangentielles et normales
$\alpha'$	Amortissement local
$\beta_i$	Paramètre adimensionnel traduisant l'angle formé par la normale d'un contact et un axe donné
$\Delta d_s$	Incrément de déplacement tangentiel entre deux éléments en contact
$\Delta F_s$	Variation de l'effort tangentiel entre deux éléments en contact
$\Delta T$	Pas de temps
$\Delta \theta$	Rotation moyenne des éléments
$\varepsilon_V$	Déformation volumique
$\varepsilon_l$	Déformation axiale absolue
$\dot{\varepsilon}_l$	Vitesse de déformation axiale
$\eta$	Rapport du déviateur $q$ par la contrainte moyenne $p$
$\overline{\theta}$	Angle de rotation d'un élément
$\overline{\dot{\theta}}$	Vitesse de rotation d'un élément
$\kappa$	Niveau de raideur
$\lambda$	Angle caractéristique de l'angularité d'un élément
$\nu_0$	Coefficient de Poisson
$\rho_G$	Masse volumique solide de gravier
$\rho_S$	Masse volumique solide de sable

$\sigma$	Ecart type
$\sigma_0$	Contrainte moyenne dans l'échantillon durant la mise en place des éléments
$\sigma_1$	Contrainte verticale
$\sigma_3$	Contrainte de confinement
$\varphi$	Angle de frottement
$\varphi_c$	Angle de frottement résiduel
$\varphi_\mu$	Angle de frottement microscopique
$\varphi_{\mu i}$	Angle de frottement microscopique pour un élément $i$
$\psi$	Angle de dilatance
$\overline{\Omega}$	Matrice de rotation

**Indices ou abréviations spécifiques :**

<i>Equ.</i>	Equation
<i>Exp.</i>	Valeur issue de l'expérience
<i>max</i>	Valeur maximale
<i>min</i>	Valeur minimale
<i>moy</i>	Valeur moyenne
<i>nc</i>	Valeur non corrigé
<i>Num.</i>	Valeur issue d'un modèle numérique
<i>pic</i>	Valeur obtenue « au pic » des contraintes
<i>ref.</i>	Référence



## Liste des figures

- Figure 1.1 : Organigramme non exhaustif des matériaux granulaires en mécanique des sols.
- Figure 1.2 : Schéma de principe d'une cellule triaxiale (à gauche, extrait de la norme NF P 94-074) et contraintes sur l'échantillon (à droite).
- Figure 1.3 : Courbes types contrainte – déformation axiale (à gauche) et déformation volumique – déformation axiale (à droite) obtenues pour des essais biaxiaux de révolution.
- Figure 1.4 : Définition des paramètres caractérisant les courbes contrainte –
- Figure 1.5 : Comparaison des résultats obtenus lors d'essais biaxiaux de révolution (Phogadense) et triaxiaux vrais (Tritri). A gauche à droite pour des pressions de confinement respectives de 300 et 800kPa (d'après Degny, 1984).
- Figure 1.6 : Comparaison des résultats obtenus lors d'essais biaxiaux de révolution sur des échantillons de sable denses (a et b) et lâches (c et d) pour une pression de confinement de 90kPa et des conditions de frottements et des élargissements variables (d'après Colliat-Dangus et *al.*, 1988).
- Figure 1.7 : Evolution des indices des vides minimum et maximum en fonction de la proportion de gravier composant un échantillon pour un mélange sable –gravier (d'après Evans et Zhou, 1995).
- Figure 1.8 : Evolution des indices des vides minimum et maximum en fonction de la proportion de gravier composant un échantillon pour un mélange sable –gravier (d'après Simoni et Houlsby, 2006).
- Figure 1.9 : Evolution de la fraction solide (à gauche) et du nombre de contacts moyen par élément (à droite) en fonction du déplacement d'une paroi (Masson et *al.*, 2000).
- Figure 1.10 : Influence de la valeur de l'angle de frottement microscopique sur la réponse d'une assemblée composée d'éléments sphériques.
- Figure 1.11 : Formes d'éléments proposées par Nouguiet-Lehon (Nouguiet-Lehon et *al.*, 2003).
- Figure 1.12 : Formes d'éléments proposées par Potapov et Campbell (1998).
- Figure 1.13 : Formes d'éléments proposées (à droite) et angles de repos obtenus pour diverses formes en centrifugeuse (à gauche). Extraits de Mustoe et Miyata (2001).
- Figure 1.14 : Résultats obtenus par Kuhn et Bagi (2004) pour diverses formes d'éléments pour un essai biaxial en 2D (à gauche) et triaxial (à droite).
- Figure 1.15 : Echantillon composé d'ellipsoïdes par Ng (2005, à gauche) et pseudo - ellipse générée par Emeriault et Claquin (2004, à droite).
- Figure 1.16 : Résultats obtenus par Emeriault et Claquin (2004) pour des essais biaxiaux.
- Figure 1.17 : Exemple d'un élément composé de 7 sphères pour approcher la forme réelle d'un grain (Jensen et *al.*, 1999, à gauche) et d'un échantillon composé d'éléments de formes irrégulières (Fu, 2005).
- Figure 1.18 : Formes d'éléments composés de 13, 24 et 35 sphères (Lu et McDowell, 2007).
- Figure 1.19 : Comparaison des simulations pour des échantillons composés de sphères et d'éléments de deux sphères (d'après O'Sullivan et Bray, 2005).
- Figure 1.20 : Simulation de la réponse d'un sable soumis à un essai triaxial (le trait en gras présente la réponse expérimentale). Extrait de Katzenbach et Schmitt (2004).
- Figure 1.21 : Angles de frottement et de dilatance en fonction de l'angle de frottement microscopique obtenus par Suiker et Fleck (2004) avec et sans rotation des éléments.

Figure 1.22 : Comparaison entre les déviateurs et déformations volumiques obtenus expérimentalement et numériquement par Calvetti et al. (2003).

Figure 2.1 : Principe de la MED lors d'un cycle de calcul.

Figure 2.2 : Représentation des raideurs pour un contact (à gauche). Interpénétration des éléments (à droite).

Figure 2.3 : Forme d'éléments discrets composés de 1, 2, 3 et 4 sphères. Représentation pour des sphères tangentes.

Figure 2.4 : Définition des paramètres  $R$ ,  $d$  (à gauche) et de l'angle  $\lambda$  (à droite).

Figure 2.5 : Eléments de deux sphères pour des angularités de 0, 50, 100 et 150%.

Figure 2.6 : Evolution du nombre de coordination en fonction de la porosité lors de la phase de grossissement pour une assemblée de sphères.

Figure 2.7 : Représentation d'un échantillon quelconque (à gauche). Projection du vecteur contact suivant X, Y et Z (à droite).

Figure 2.8 : Distribution des orientations de contacts après confinement isotrope et au pic du déviateur autour des axes X (en haut), Y (au milieu) et Z (en bas).

Figure 2.9 : Coupe illustrant l'intersection de deux sphères formant deux calottes de part et d'autre du plan (P).

Figure 2.10 : Réponse macroscopique de cinq échantillons (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

Figure 2.11 : Evolution du nombre de coordination pour les cinq échantillons.

Figure 2.12 : Influence des coefficients  $I_v$  (à gauche) et  $I_0$  (à droite) sur l'état initial de l'échantillon.

Figure 2.13 : Influence du taux de déformation réduit sur la réponse macroscopique d'un échantillon (à gauche) et zoom sur la partie initiale des courbes (à droite).

Figure 2.14 : Réponse macroscopique du modèle pour des valeurs d'amortissement de 0, 0.1, 0.3 et 0.7 (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

Figure 2.15 : Force de cisaillement maximale en fonction de l'amortissement lors de la simulation d'essais de cisaillement direct (d'après Fu, 2005).

Figure 2.16 : Influence du nombre d'éléments sur la porosité pour DR = 0% et 100% (à gauche) et sur la porosité et le nombre de coordination initiaux pour DR = 60% (à droite).

Figure 2.17 : Evolution du déviateur (à gauche) et de la déformation volumique (à droite) pour des échantillons de 4000, 8000, 16000 et 32000 éléments.

Figure 2.18 : Evolution du déviateur et de la déformation volumique pour de faibles déformations (à gauche) et du nombre de coordination (à droite) pour des échantillons de 4000, 8000, 16000 et 32000 éléments.

Figure 2.19 : Evolution de la porosité pour diverses densités relatives initiales.

Figure 2.20 : Evolution de la déformation volumique (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite) pour diverses densités relatives initiales.

Figure 2.21 : Evolution du déviateur (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite) pour diverses densités relatives initiales.

Figure 2.22 : Evolution du module initial (à gauche) et du paramètre  $\eta$  (à droite) pour diverses densités relatives initiales.

Figure 2.23 : Evolution du nombre de coordination  $z$  (à droite) et de sa valeur initiale (à gauche) pour diverses densités relatives initiales.

Figure 2.24 : Evolution du paramètre  $\eta$  (à gauche) et de la porosité  $n$  (à droite) pour diverses pressions de confinement.

Figure 2.25 : Evolution du nombre de coordination pour diverses pressions de confinement.

- Figure 2.26 : Modélisation de la membrane par des éléments spécifiques (à droite et au milieu, respectivement extrait de Salot 2004 et Fazekas et al. 2005) et des éléments de l'échantillon (à gauche, d'après Bardet et Proubet, 1991).
- Figure 2.27 : Interaction entre des éléments modélisant le sol et des éléments nappe (d'après Le Hello, 2007).
- Figure 2.28 : Représentation du modèle avant la phase de mise en place (a), après la phase de confinement (b) et durant l'écrasement pour les cas sans frettage (c) et avec frettage (d).
- Figure 2.29 : Influence de l'élançement et du frettage sur l'évolution du déviateur (à gauche) et zoom sur la partie initiale des courbes (à droite).
- Figure 2.30 : Influence de l'élançement et du frettage sur l'évolution de la déformation volumique (à gauche) et zoom sur la partie initiale des courbes (à droite).
- Figure 2.31 : Comparaison des déviateurs pour un essai triaxial et un essai biaxial de révolution (à gauche) et zoom sur la partie initiale des courbes (à droite).
- Figure 2.32 : Comparaison des déformations volumiques pour un essai triaxial et un essai biaxial de révolution (à gauche) et zoom sur la partie initiale des courbes (à droite).
- 
- Figure 3.1 : Influence de l'angularité sur les porosités minimale et maximale (à gauche) et leur différence (à droite).
- Figure 3.2 : Influence de l'angularité sur le nombre de coordination  $z$  à porosités minimale et maximale (à droite) et sur le nombre de voisins par élément  $z_{cl}$  à porosité maximale (à gauche).
- Figure 3.3 : Réponse du déviateur pour diverses angularités (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.4 : Réponse de la déformation volumique pour diverses angularités (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.5 : Réponse de la porosité pour diverses angularités (à gauche) et du nombre de coordination (à droite).
- Figure 3.6 : Evolution du coefficient de rotations  $C_r$  en fonction de l'angularité.
- Figure 3.7 : Influence de l'angularité et du nombre de sphères par élément sur les porosités minimales et maximales (à gauche) et leur différence (à droite).
- Figure 3.8 : Influence de l'angularité et du nombre de sphères par élément sur le nombre de coordination  $z$  (à gauche). A porosité minimale, évolution du nombre de coordination modifié  $z_{sph}$  (à droite).
- Figure 3.9 : Réponse du déviateur pour divers modèle d'éléments (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.10 : Réponse de la déformation volumique pour divers modèle d'éléments (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.11 : Réponse du nombre de coordination pour divers modèle d'éléments.
- Figure 3.12 : Evolution du coefficient de rotations  $C_r$  en fonction de l'angularité et du modèle d'éléments (à gauche) et de l'angle de frottement résiduel en fonction de  $C_r$  (à droite).
- Figure 3.13 : Courbes granulométriques référencées G0 et G4.
- Figure 3.14 : Réponse du déviateur pour les granulométries G0 et G4 (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.15 : Réponse de la déformation volumique pour les granulométries G0 et G4 (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.16 : Réponse du nombre de coordination pour les granulométries G0 et G4.
- Figure 3.17 : Courbes granulométriques référencées G1, G2, G3 et G4.
- Figure 3.18 : Influence du ratio  $R_{max}/R_{min}$  sur la porosité à DR=0%, 61% et 100% (à gauche) et sur le nombre de coordination et le pourcentage d'éléments flottants à DR=61% (à droite).
- Figure 3.19 : Réponse du déviateur pour les granulométries G1 à G4 (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

Figure 3.20 : Réponse de la déformation volumique pour les granulométries G1 à G4 (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

Figure 3.21 : Réponse du nombre de coordination pour les granulométries G1 à G4.

Figure 3.22 : Réponse du déviateur (à gauche) et de la déformation volumique (à droite) pour les granulométries G4, G5 et G6.

Figure 3.23 : Réponse du déviateur (à gauche) et de la déformation volumique (à droite) pour les granulométries G0 à G4 et une porosité initiale de 0,456.

Figure 3.24 : Assemblages de sphères testés (à gauche) et réponses macroscopiques (à droite) pour diverses granulométries. Extraits de Katzenbach et Schmitt (2004).

Figure 3.25 : Réponse du déviateur pour les granulométries G0 et G1 et un modèle d'éléments 3R (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

Figure 3.26 : Réponse de la déformation volumique pour les granulométries G0 et G1 et un modèle d'éléments 3R (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

Figure 3.27 : Réponse du nombre de coordination pour les granulométries G0 et G1 et un modèle d'éléments.

Figure 3.28 : Influence de l'angle de frottement microscopique sur la porosité (DR=0, 50 et 100%) et le nombre de coordination (DR=50%)

Figure 3.29 : Réponse du déviateur pour divers angles de frottement microscopique (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

Figure 3.30 : Réponse de la déformation volumique pour divers angles de frottement microscopique (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

Figure 3.31 : Réponse de la porosité pour divers angles de frottement microscopique.

Figure 3.32 : Influence du module de contact sur la porosité (pour DR=0%, 50% et 100%) et le nombre de coordination (pour DR=50%)

Figure 3.33 : Réponse du déviateur pour divers modules de contact (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

Figure 3.34 : Réponse de la déformation volumique pour divers modules de contact (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

Figure 3.35 : Influence du paramètre  $\alpha$  sur la porosité (DR=0, 50 et 100%) et le nombre de coordination (DR=50%)

Figure 3.36 : Réponse du déviateur pour diverses valeurs de  $\alpha$  (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

Figure 3.37 : Réponse de la déformation volumique pour diverses valeurs de  $\alpha$  (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

Figure 3.38 : Procédure de calibration des paramètres du modèle à partir de données et résultats expérimentaux.

Figure 3.39 : Evolutions du déviateur (à gauche) et de la porosité (à droite) pour diverses densités relatives.

Figure 3.40 : Evolution du nombre de coordination  $z$  pour diverses densités relatives.

Figure 3.41 : Influence de l'angularité sur les porosités minimale et maximale (à gauche) et leur différence (à droite).

Figure 3.42 : Influence de l'angularité sur les nombres de coordination  $z$  (à gauche) et  $z_{cl}$  (à droite) à porosités minimale et maximale.

Figure 3.43 : Influence de l'angularité sur le déviateur (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

Figure 3.44 : Influence de l'angularité sur la déformation volumique (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

Figure 3.45 : Réponse du nombre de coordination  $z_{cl}$  pour diverses angularités.

Figure 3.46 : Influence de l'angle de frottement microscopique sur la porosité (DR=0, 50 et 100%) et le nombre de coordination (DR=50%)

Figure 3.47 : Réponse du déviateur pour diverses valeurs de l'angle de frottement microscopique (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).

- Figure 3.48 : Réponse de la déformation volumique pour diverses valeurs de l'angle de frottement microscopique (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.49 : Influence des rotations sur le déviateur (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.50 : Influence des rotations sur la déformation volumique (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.51 : Influence des rotations sur le nombre de coordination (à gauche) et la porosité (à droite).
- Figure 3.52 : Caractéristiques (à gauche) et photo (à droite) du sable de Ticino (V. Ghionna et D. Porcino).
- Figure 3.53 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  expérimentales (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.54 : Courbes  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.55 : Courbes  $\eta - \varepsilon_1$  expérimentales.
- Figure 3.56 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  pour l'essai expérimental de référence et les modèles calibrés.
- Figure 3.57 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'essai de référence (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.58 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état lâche (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.59 : Courbes  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état lâche (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.60 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état dense (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.61 : Courbes  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état dense (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.62 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'essai de référence.
- Figure 3.63 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état lâche (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.64 : Courbes  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état lâche (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.65 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état dense (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.66 : Courbes  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'état dense (à gauche) et zoom sur la partie initiale (à droite).
- Figure 3.67 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour l'essai de référence. Modèle 2N avec  $\text{ang} = 20\%$  et  $\text{DR} = 48\%$ .
- Figure 3.68 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques. Modèle 1N avec  $\text{DR} = 48\%$  (à gauche) et  $\text{DR} = 77\%$  (à droite).
- Figure 3.69 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour  $\text{DR}=45\%$ . Essai de référence (à gauche) et prédiction pour une contrainte de confinement de 300kPa (à droite). Résultats de Calvetti (Politecnico di Milano, Italie).
- Figure 3.70 : Courbes  $q - \varepsilon_1$  et  $\varepsilon_v - \varepsilon_1$  expérimentales et numériques pour  $\text{DR} = 75\%$ . Contraintes de confinement de 100kPa (à gauche) et de 300kPa (à droite). Résultats de Calvetti (Politecnico di Milano, Italie).
- Figure 3.71 : Comparaison des gammes de porosités obtenues par Calvetti et pour le modèle 1N.
- Figure 3.72 : Influence de la pression de confinement sur  $\varphi_{\text{pic}}$ .
- Figure 3.73 : Influence de la pression de confinement  $s$  sur l'angle de frottement au pic  $\Phi$  lors de la simulation d'essais biaxiaux (Extrait de Calvetti et Nova, 2005).
- Figure 3.74 : Comparaison avec le cas où  $\kappa$  est constant à  $\text{DR}=45\%$ .



Figure 4.1 : Photos du matériau gravier (à gauche) et d'un mélange sable – gravier (à droite).

Figure 4.2 : Courbes granulométriques des différents mélanges étudiés.

Figure 4.3 : Porosité totale  $n_t$  et porosité de la matrice sableuse  $n_s$  en fonction de la proportion massique de gravier.

Figure 4.4 : Photographie d'un échantillon composé de gravier au terme d'un essai (à gauche) et positionnement d'éléments de protection de la membrane (à droite).

Figure 4.5 : Evolutions de  $\eta$  obtenues pour 4 essais à un confinement de 80kPa sur des mélanges sable – gravier ( $P_m = 44\%$ ).

Figure 4.6 : Evolutions de  $\eta$  obtenues pour des pressions de confinement de 40, 80 et 100kPa sur des mélanges sable – gravier ( $P_m = 44\%$ ).

Figure 4.7 : Courbe granulométrique du sable d'Hostun avant usage et après 10 essais triaxiaux.

Figure 4.8 : Influence du géotextile de protection sur le déviateur pour les essais sur gravier.

Figure 4.9 : Influence du géotextile de protection sur le déviateur pour les essais sur sable.

Figure 4.10 : Correction de l'influence du géotextile de protection sur le déviateur au pic et la contrainte moyenne pour le sable (à gauche) et le gravier (à droite).

Figure 4.11 : Correction de l'influence du géotextile de protection pour un essai à 100kPa sur le sable (à gauche) et le gravier (à droite).

Figure 4.12 : Evolution du module d'élasticité initial brut en fonction du pourcentage massique de gravier pour des pressions de confinement de 40, 80 et 100kPa.

Figure 4.13 : Evolution de  $\eta$  pour les essais sur mélanges à 40kPa (en haut), 80kPa (au milieu) et à 100kPa (en bas) avec un agrandissement pour une déformation axiale de l'ordre de 12%.

Figure 4.14 : Diagramme q-p pour les essais sur mélanges.

Figure 4.15 : Evolution de l'angle de frottement résiduel et de la porosité initiale de l'échantillon en fonction de la proportion massique de gravier.

Figure 4.16 : Influence de la proportion volumique de gravier  $f_v$  sur l'évolution du déviateur (d'après Pedro, 2005).

Figure 4.17 : Evolution de  $\eta$  en fonction de la déformation axiale pour des proportions massiques de gravier de 0 et 100%. Comparaison aux courbes expérimentales.

Figure 4.18 : Représentation des éléments modélisant le sable et le gravier à l'échelle (à gauche) et échantillon avec  $P_m = 64\%$  (à droite) pour  $r' = 1,50$ .

Figure 4.19 : Evolution de  $\eta$  en fonction de la déformation axiale pour  $P_m = 64\%$  et  $r' = 1,50$ .

Figure 4.20 : Evolution de  $\eta$  en fonction de la déformation axiale pour des proportions massiques de gravier de 0 et 100%. Comparaison aux courbes expérimentales.

Figure 4.21 : Représentation des éléments modélisant le sable et le gravier à l'échelle (à gauche) et échantillon avec  $P_m = 64\%$  (à droite) pour  $r' = 1,50$ .

Figure 4.22 : Evolution de  $\eta$  en fonction de la déformation axiale pour  $P_m = 64\%$  et  $r' = 1,50$ .

Figure 4.23 : Evolutions de  $\eta$  et de  $\varepsilon_v$  en fonction de  $\varepsilon_1$  pour  $N_b = 8000, 12000$  et  $16000$ .

Figure 4.24 : Représentation des éléments modélisant le sable (en foncé) et le gravier (en clair) pour diverses valeurs de  $r'$ .

Figure 4.25 : Evolution de  $\eta$  en fonction de  $\varepsilon_1$  pour différentes valeurs de  $r'$ .

Figure 4.26 : Evolution de q en fonction de  $\varepsilon_1$  pour différentes valeurs de  $r'$ .

Figure 4.27 : Evolution de  $\varepsilon_v$  en fonction de  $\varepsilon_1$  pour différentes valeurs de  $r'$ .

Figure 4.28 : Evolution de  $\eta$  en fonction de la déformation axiale pour diverses proportions de gravier pour  $r' = 0,67$  (à gauche) et  $r' = 1,50$  (à droite).

Figure 4.29 : Evolution de  $n_{min}$  et  $n_{max}$  (à gauche) et des nombres de coordination associés (à droite) en fonction de  $P_m$  pour  $r' = 0,67$  et  $r' = 1,50$ .

Figure 4.30 : Evolution de l'angle de frottement résiduel en fonction de la proportion de gravier. Comparaison avec les résultats expérimentaux.

- Figure 5.1 : Photographies des pastilles de pneu utilisées.
- Figure 5.2 : Photographie des pastilles de pneus et du sable lors de la réalisation d'un échantillon.
- Figure 5.3 : Ecoulement du sable vers le fond de l'échantillon pour  $P_v = 43\%$ .
- Figure 5.4 : Evolution de DR en fonction de la proportion de pneu.
- Figure 5.5 : Dispersion des résultats pour  $P_v = 31\%$  et  $\sigma_3 = 80\text{kPa}$ .
- Figure 5.6 : Influence du compactage pour  $P_v = 43\%$  et  $\sigma_3 = 40\text{kPa}$ .
- Figure 5.7 : Photographies des échantillons en fin d'essais. De gauche à droite et de haut en bas :  $P_v = 0\%$ ,  $11\%$ ,  $31\%$ ,  $43\%$  et  $58\%$ .
- Figure 5.8 : Résultats en contraintes (à gauche) et déformations volumiques (à droite) pour une pression de confinement de  $40\text{kPa}$ .
- Figure 5.9 : Résultats en contraintes (à gauche) et déformations volumiques (à droite) pour une pression de confinement de  $80\text{kPa}$ .
- Figure 5.10 : Résultats en contraintes (à gauche) et déformations volumiques (à droite) pour une pression de confinement de  $120\text{kPa}$ .
- Figure 5.11 : Influence de la proportion de pneu sur l'angle de frottement maximal pour une déformation axiale inférieure à  $15\%$  (à gauche) et sur l'angle de frottement équivalent pour une déformation axiale de  $15\%$  (à droite).
- Figure 5.12 : Résistance au cisaillement en fonction de la contrainte normale pour divers pourcentages massiques de pneu lors d'essais de cisaillement direct réalisés sur des mélanges sable de Portage – déchiquetés de pneu (d'après Foose et *al.*, 1996).
- Figure 5.13 : Evolution du déviateur maximal en fonction du pourcentage massique de pneu pour un mélange sable de Seine – pastilles de pneu (d'après Gotteland et *al.*, 2007).
- Figure 5.14 : Evolution de la résistance au cisaillement maximale en fonction du pourcentage massique de pneu (ici notée  $\chi$ ) pour un mélange sable de Monterey – déchiquetés de pneu (d'après Zornberg et *al.*, 2004).
- Figure 5.15 : Evolution du module initial en fonction du pourcentage massique de pneu (à gauche) et réponses en contrainte et en déformation volumique des échantillons pour une contrainte de confinement de  $138\text{kPa}$  (à droite). Essais menés sur des mélanges sable de Badarpur – pastilles de pneu, extraits de Venkatappa Rao et Dutta (2006).
- Figure 5.16 : Modélisation d'une pastille de pneu au début de la phase de grossissement (à gauche) et à la fin (à droite), pour une angularité de  $150\%$ .
- Figure 5.17 : Comparaison des essais expérimentaux et numériques après calibration des paramètres pour le sable d'Hostun.
- Figure 5.18 : Représentation d'un échantillon pour  $P_v = 31\%$ .
- Figure 5.19 : Influence du blocage des rotations des inclusions dans le modèle sur l'évolution du déviateur pour  $P_v = 31\%$  et comparaison à l'expérience.
- Figure 5.20 : Evolutions du déviateur (à gauche) et de la déformation volumique (à droite) pour  $P_v = 31\%$  après calibration des paramètres des pastilles.
- Figure 5.21 : Influence de  $P_v$  sur le déviateur.
- Figure 5.22 : Influence de  $P_v$  sur la déformation volumique.
- Figure 5.23 : Evolutions du déviateur (à gauche) et de la déformation volumique (à droite) pour le modèle et l'expérience avec  $P_v = 11\%$  et  $P_v = 43\%$ .
- Figure 5.24 : Influence de la densité pour le modèle et l'expérience avec  $P_v = 43\%$  et une pression de confinement de  $40\text{kPa}$ .
- Figure A.1: Comparaison de résultats macroscopiques obtenus pour le code local et le logiciel commercial PFC<sup>3D</sup>.



# Liste des tableaux

Tableau 2.1 : Synthèse de la dispersion des résultats réalisée sur cinq échantillons.

Tableau 3.1 : Comparaison des porosités et nombres de coordination modifiés pour des géométries d'éléments proches à porosités minimale et maximale.

Tableau 3.2 : Influence de la répartition granulométrique sur les porosités pour DR = 0%, 100% et 61% et le nombre de coordination initial pour DR = 61%.

Tableau 3.3 : Influence de la répartition granulométrique sur le nombre de coordination  $z_{sph}$  à porosité minimale.

Tableau 3.4 : Synthèse de l'étude paramétrique.

Tableau 3.5 : Jeux de paramètres optimaux déterminés pour les différents modèles testés.

Tableau 3.6 : Densités relatives obtenues pour les essais expérimentaux et numériques à diverses contraintes de confinement.

Tableau 4.1 : Paramètres micromécaniques et géométriques pour les matériaux sable et gravier.

Tableau 4.2 : Paramètres micromécaniques et géométriques pour les matériaux sable et gravier.

Tableau 4.3 : Caractéristiques des échantillons pour  $P_m = 64\%$  et diverses valeurs de  $r'$ .

Tableau 4.4 : Caractéristiques des échantillons pour diverses proportions massiques et  $r' = 0,67$ .

Tableau 4.5 : Caractéristiques des échantillons pour diverses proportions massiques et  $r' = 1,50$ .

Tableau 5.1 : Synthèse des essais réalisés.

Tableau 5.2 : Paramètres des simulations menées sur le sable d'Hostun ( $P_v = 0\%$ ).

Tableau 5.3 : Paramètres des simulation menées pour  $P_v = 31\%$  avec rotation libre des pastilles.

Tableau 5.4 : Influence des paramètres des pastilles sur la réponse du modèle établie à partir de 15 simulations.

Tableau 5.5 : Paramètres micromécaniques et géométriques pour le sable et les pastilles de pneu.

Tableau 5.6 : Paramètres des simulations menées pour différentes valeurs de  $P_v$ .

Tableau A.1 : Valeurs de  $r_u$  et  $r_s$ .

Tableau A.2 : Paramètres des simulations dans les chapitres 2 et 3.



# Annexe 1

## Vérification des hypothèses et comparaison des résultats issus du code local et du logiciel PFC<sup>3D</sup>

Le développement d'un code de calcul existant (SDEC) nécessite la vérification de :

- l'hypothèse liée à l'utilisation de la dynamique moléculaire (contacts « mous ») qui considère que les zones de contacts ont une surface négligeable devant la taille des éléments ;
- l'écriture des algorithmes comme conformes à la théorie.

Concernant le premier point, la vérification de l'hypothèse est réalisée pour divers essais. A titre d'exemple, on présente les résultats obtenus pour l'essai présenté dans le chapitre 5 (partie 5.3.2) pour  $P_v = 0\%$  et une contrainte de confinement de 80kPa.

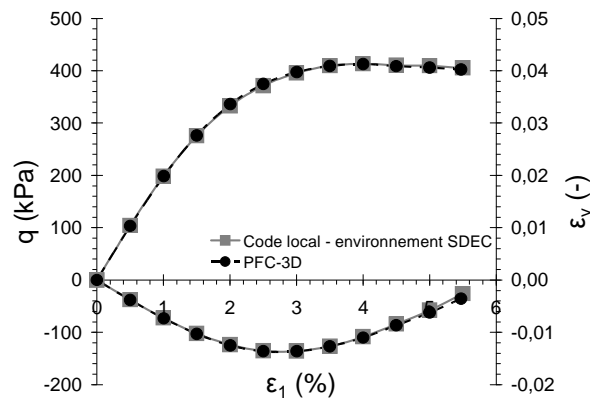
Au terme de la phase de confinement isotrope on définit pour chaque contact le rapport  $r_u$  entre l'interpénétration  $d_n$  et la distance entre les centres des sphères en contact  $d$  (Equ. A1). La valeur maximale et la valeur moyenne de  $r_u$  sont déterminées (tableau A.1) et valent respectivement 0,60% et 0,11%. On calcule également le rapport  $r_s$  entre la surface délimitée par l'intersection des sphères en contact et la surface d'une sphère dans un plan passant en son centre. On obtient respectivement 1,19% et 0,22%. Les valeurs obtenues sont suffisamment faibles pour que l'on puisse considérer que la surface de contact est négligeable devant la taille des éléments

$$r_u = \frac{d_n}{d} \quad (A1)$$

	$r_u$	$r_s$
<i>Valeur maximale (%)</i>	0,60	1,19
<i>Valeur moyenne (%)</i>	0,11	0,22

**Tableau A.1 : Valeurs de  $r_u$  et  $r_s$ .**

La seconde vérification concerne les algorithmes de calcul. Au terme de celle-ci, des résultats du code de calcul utilisé durant cette thèse (développé sous l'environnement SDEC) sont comparés aux résultats d'un autre code. Le choix s'est porté sur le logiciel commercial PFC<sup>3D</sup> (Itasca, 2003). Dans la théorie, ces deux codes de calculs proposent un fonctionnement très proche, tant au niveau de l'intégration du principe fondamental de la dynamique que de la détermination des forces et des moments sur les éléments. La comparaison concerne des essais triaxiaux définis de manière totalement similaire et réalisés sur des assemblées de sphères. Les résultats des essais sont présentés sur la figure A.1 et montrent un comportement identique.



**Figure A.1: Comparaison de résultats macroscopiques obtenus pour le code local et le logiciel commercial PFC<sup>3D</sup>.**

## Annexe 2

### Paramètres des simulations présentées dans les chapitres 2 et 3

Les paramètres utilisés pour les simulations présentées dans les chapitres 2 et 3 sont donnés dans le tableau A.2.

<i>Figures</i>	$\sigma_3$	<i>DR</i>	<i>Mod.</i>	<i>Ang</i>	$E_c$	$\alpha$	$\varphi_\mu$
	(kPa)	(%)	(-)	(%)	(MPa)	(-)	(°)
<b>2.10 à 2.11</b>	80	61	2R	140	300	0.2	20
<b>2.13</b>	110	100	2R	140	600	1.0	30
<b>2.14</b>	110	47	2R	140	1100	0.5	25
<b>2.17 à 2.18</b>	80	61	2R	140	300	0.2	20
<b>2.19 à 2.23</b>	110	-	2R	140	600	1.0	30
<b>2.24 à 2.25</b>	-	50	2R	140	600	1.0	30
<b>2.29 à 2.32</b>	100	-	1R	-	600	0.1	15
<b>3.1 à 3.2</b>	-	-	2R	-	600	0.1	15
<b>3.3 à 3.6</b>	110	50	2R	-	600	0.1	15
<b>3.7 à 3.8</b>	-	-	-	-	600	0.1	15
<b>3.9 à 3.11</b>	110	50	-	100	600	0.1	15
<b>3.14 à 3.16</b>	80	61	2R	140	300	0.2	20
<b>3.19 à 3.23</b>	80	61 / -	2R	140	300	0.2	20
<b>3.25 à 3.27</b>	80	67	3R	180	380	0.1	14
<b>3.29 à 3.31</b>	110	50	2R	100	600	0.1	-
<b>3.33 à 3.34</b>	110	50	2R	140	-	-	-
<b>3.36 à 3.37</b>	110	50	2R	140	-	-	-
<b>3.39 à 3.40</b>	110	-	2N	60	600	0.1	15
<b>3.43 à 3.45</b>	110	50	2N	-	600	0.1	15
<b>3.47 à 3.48</b>	110	50	1N	-	600	1.0	-
<b>3.49 à 3.51</b>	110	50	-	60	600	0.1	15

**Tableau A.2 : Paramètres des simulations dans les chapitres 2 et 3.**







---

## **Modélisation du comportement mécanique d'un matériau granulaire composite par la méthode des éléments discrets**

### **Résumé**

Les matériaux granulaires composites sont fréquemment utilisés dans les ouvrages géotechniques. Ces matériaux, composés de constituants de natures et de tailles différentes, ont une rhéologie complexe difficile à appréhender expérimentalement. Un modèle numérique tridimensionnel basé sur la méthode des éléments discrets est développé et une démarche spécifique est proposée afin de simuler le comportement mécanique de ces matériaux sous sollicitation triaxiale.

Le modèle repose sur l'utilisation d'éléments discrets de formes simples non convexes et sur une procédure de calibration des paramètres. Il a été validé par des essais expérimentaux réalisés pour diverses densités sur des matériaux granulaires homogènes. Le modèle est appliqué aux mélanges sable – gravier et sable – pastilles de pneu pour diverses proportions et comparé à des résultats expérimentaux. L'influence de la forme et de la taille relative des éléments est discutée.

### **Mots clés**

Modélisation numérique – Éléments discrets – Milieux granulaires – Géomatériaux – Composites – Essais triaxiaux – Comportement macroscopique

---

## **Discrete element modeling of macroscopic behaviour of composites granular media**

### **Abstract**

Composites granular materials are frequent components of geotechnical structures. They are composed of different size and nature of particles which generate a complex behaviour difficult to appreciate in experiments. A three-dimensional discrete element model and a specific procedure were developed to simulate the macroscopic behaviour of these materials under triaxial loading.

The numerical model implements non convex elements and is based on a parameter calibration procedure. This approach is validated by comparison with experimental tests on homogeneous granular materials for a variety of relative densities. Simulations are applied with sand – gravel and sand – tyre chips mixtures for different mixing ratios and results are compared with experimental ones. The influence of shape and relative size of elements is discussed.

### **Key-words**

Discrete element modelling – Granular media – Geomaterials – Composites – Triaxial compression tests – Macroscopic behaviour