



**HAL**  
open science

# Comportement mécanique de géocellules - applications aux constituants de merlons pare-blocs cellulaires

Stéphane Lambert

► **To cite this version:**

Stéphane Lambert. Comportement mécanique de géocellules - applications aux constituants de merlons pare-blocs cellulaires. Sciences de l'ingénieur [physics]. Université Joseph-Fourier - Grenoble I, 2007. Français. NNT: . tel-00225981v1

**HAL Id: tel-00225981**

**<https://theses.hal.science/tel-00225981v1>**

Submitted on 30 Jan 2008 (v1), last revised 30 Jan 2008 (v2)

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

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

# Thèse

*présentée par*

**Stéphane LAMBERT**

*pour obtenir le grade de*

**DOCTEUR DE L'UNIVERSITE JOSEPH FOURIER**

**Spécialité : Sciences de la Terre et de l'Univers et de l'environnement**

## **Comportement mécanique de géocellules - application aux constituants de merlons pare-blocs cellulaires**

**Soutenue le 5 décembre 2007**

Composition du jury :

Jacky Mazars	<i>Président</i>
Richard Kastner	<i>Rapporteur</i>
Moulay Saïd El Youssoufi	<i>Rapporteur</i>
Pierre Foray	<i>Examineur</i>
Olivier Millet	<i>Examineur</i>
Stéphane Bonelli	<i>Examineur</i>
François Nicot	<i>Directeur de thèse</i>
Philippe Gotteland	<i>Co-directeur de thèse</i>

Cette thèse a été préparée en partenariat entre l'Unité de Recherche Erosion Torrentielle, Neige et Avalanches du Cemagref de Grenoble et le laboratoire 3S-R



# Remerciements

En tout premier lieu, je tiens à remercier Philippe Gotteland et François Nicot pour m'avoir donné la possibilité de travailler sur ce sujet, puis d'avoir assuré l'encadrement de ce travail. Je tiens également à remercier le Cemagref pour m'avoir permis de me former par la recherche dans le cadre de mon activité professionnelle.

Je remercie tous les membres de mon jury et en particulier M. El Youssoufi, du LMGC de Montpellier, et M. Kastner, de l'INSA de Lyon pour avoir accepté de rapporter ce travail. Leurs remarques m'ont été précieuses et leurs conclusions pour le moins encourageantes.

Une thèse à dominante expérimentale comme celle-ci mobilise des moyens financiers et humains importants.

Aussi, je tiens à remercier le Pôle Grenoblois des Risques Naturels pour la confiance accordée, à deux reprises, et l'important et indispensable soutien financier apporté à mes travaux. Au même titre je remercie la structure fédérative RNVO-VOR.

Egalement, un merci à France Maccaferri, et en particulier à Karine Aubry, pour les matériaux, matériels et l'assistance technique.

Pour ce qui concerne les moyens humains, je tiens à exprimer ma très grande gratitude envers ceux qui m'ont accompagné dans ce travail, en me faisant profiter de leurs compétences et en m'accordant de leur temps. Je pense ici en notamment à Hervé, Manu, Fred, Pascal, Xavier, Julien et, en externe au Cemagref, à Julien Lorentz et Pascal Perrotin compagnons d'impacts, Yves Orengo et, enfin, Alain Pétronne, Directeur Général des presses de compression de l'IUT Génie civil de Grenoble.

Dans la même ligne, un grand merci à toutes les petites mains et autres gros bras qui se sont attelés, parfois sous un soleil de plomb, à manipuler les grains de sable, les pastilles de pneus, les gros cailloux (pour un volume total en place de  $10\text{m}^3$ ) et le fameux 'cochonnet'. Ils ont partagé à mes côtés les plaisirs d'expérimentations 'lourdes'. Certains ont déjà été cités, mais que les autres, acteurs de l'ombre et stagiaires en particulier, prennent ici conscience de ma grande reconnaissance.

A David sans qui toute la magie du comportement des gabions n'aurait pu être si bien révélée au monde entier - rien de moins- et qui a supporté bien des choses, dont la plus amusante est sans conteste mon étourderie qui lui a valu, un jour, un aller-retour express entre Grésy-plage et Grenoble.

A Franck, artiste ès cubo-tonnoïdes qui trouve plus rigolo de jeter des cailloux avec une arbalète que de boucher des trous de phares, pour sa constante bonne humeur et nos nombreux échanges scientifico-exploratoires sur nos sujets de recherche propres, et proches. Et pas que !

Pour ce qui concerne l'entourage professionnel, je serais inexcusable de ne pas remercier ceux qui ont contribué à détendre l'atmosphère et casser le rythme du travail quotidien, en particulier par quelques discussions bien moins sérieuses que tout ce qui est écrit par la suite, avec notamment pour centre de gravité (ou d'attraction) la machine à café.

C'est en baissant les yeux, non par humilité mais par réalisme, que je voudrais exprimer une autre forme de reconnaissance. A mes pieds et surtout à certaines chaussures qui m'ont permis de m'aérer l'esprit autant que les poumons, en partant par digues et par monts, remettre les choses en ordre dans ma tête. L'acronyme qui en fait la marque n'a jamais eu autant de sens pour moi. Sans cela, certaines choses seraient bien moins claires dans ce mémoire !

Et, c'est par le plus important que je souhaite finir, ma famille.

Auguste, Adèle et Andéol, j'ai essayé de faire en sorte que ces 4 années ne soient pas une paren(t)hèse. Vous n'avez pas réellement compris ce que j'avais fait pendant tout ce temps et vous vous êtes montrés particulièrement inattentifs lors de ma soutenance mais vous êtes ma plus belle réussite. Chaque jour vous m'apprenez à relativiser et à être patient...

A Vinciane qui m'a accompagné et soutenu tout au long de cette aventure.

Ensemble, vous avez eu à supporter quelques effets de la tension, inévitable, surtout ces six derniers mois. Pardonnez moi, et oubliez vite.

A vous quatre va tout mon amour.





# Table des matières

<b>1</b>	<b>Introduction</b>	<b>13</b>
1.1	Contexte . . . . .	14
1.1.1	Les attentes sociétales . . . . .	14
1.1.2	L'aléa chute de blocs . . . . .	14
1.1.3	Les stratégies de lutte contre le risque chute de blocs . . . . .	15
1.1.4	Les ouvrages de protection passive . . . . .	16
1.2	Des merlons pare-blocs à technique cellulaire? . . . . .	18
1.2.1	Principe . . . . .	18
1.2.2	L'approche du problème . . . . .	19
1.2.3	Le volet modélisation numérique . . . . .	20
1.2.4	Le volet expérimental . . . . .	21
1.3	Présentation de notre contribution - structure du mémoire . . . . .	21
<b>2</b>	<b>Etat de l'art</b>	<b>23</b>
2.1	Matériaux constitutifs des cellules . . . . .	24
2.1.1	Pneumatiques transformés et mélanges pneu-sable . . . . .	24
2.1.1.1	L'enjeu de la valorisation . . . . .	24
2.1.1.2	Pneumatiques . . . . .	26
2.1.1.3	Pneumatiques transformés . . . . .	26
2.1.1.4	Mélanges pneu-sable . . . . .	29
2.1.1.5	Risques environnementaux . . . . .	31
2.1.2	Gabions et grillage . . . . .	31
2.1.3	Géomatériau confiné . . . . .	33
2.1.4	Assemblée granulaire . . . . .	37
2.1.4.1	Transmission des efforts . . . . .	37
2.1.4.2	Rupture des grains . . . . .	40
2.1.5	Conclusion . . . . .	41
2.2	Impact sur géomatériaux et structures . . . . .	42
2.2.1	Contexte . . . . .	42
2.2.1.1	Impact sur sol . . . . .	42
2.2.1.2	Impact sur structures . . . . .	43
2.2.2	Expressions pour la force d'impact, la pénétration et la force transmise	43
2.2.2.1	Force d'impact sur géomatériaux . . . . .	44



2.2.2.2	Force transmise . . . . .	46
2.2.2.3	Pénétration . . . . .	46
2.2.2.4	Commentaires sur ces expressions . . . . .	47
2.2.2.5	Autres conclusions de ces études . . . . .	47
2.2.3	Impact sur une couche granulaire . . . . .	48
2.2.4	Impact sur merlons pare-blocs . . . . .	52
2.2.5	Conclusion . . . . .	58
<b>3</b>	<b>Les matériaux constitutifs : caractérisation mécanique ciblée</b>	<b>61</b>
3.1	Objectif . . . . .	62
3.2	Grillage et gabion . . . . .	62
3.2.1	Description du grillage . . . . .	62
3.2.2	Caractéristiques du grillage . . . . .	64
3.2.3	Caractérisation de la double torsade . . . . .	67
3.2.4	Comportement du grillage en traction bidirectionnelle . . . . .	68
3.2.5	Modélisation numérique du grillage . . . . .	71
3.3	Géotextile . . . . .	71
3.4	Granulats et assemblée de granulats . . . . .	74
3.4.1	Caractérisation de la roche mère . . . . .	74
3.4.2	Granulats : forme et dimensions . . . . .	74
3.4.3	Caractérisation mécanique des granulats . . . . .	76
3.4.4	Empilement de deux éléments . . . . .	77
3.4.4.1	Résistance à la compression . . . . .	77
3.4.4.2	Contrainte et modules apparents . . . . .	79
3.4.4.3	Détermination de la surface de contact effective . . . . .	80
3.4.4.4	Limites de validité . . . . .	82
3.4.5	Modélisation numérique des granulats . . . . .	82
3.5	Sable et pneus transformés . . . . .	85
3.5.1	Description du sable . . . . .	85
3.5.2	Pneumatiques . . . . .	85
3.5.2.1	Description des pneus transformés . . . . .	85
3.5.2.2	Caractéristiques descriptives des pastilles . . . . .	86
3.5.2.3	Comportement d'une pastille sous compression . . . . .	87
3.5.3	Essais triaxiaux sur mélanges de sable et de pastilles de pneus . . . . .	87
3.5.3.1	Influence du pourcentage de pneus . . . . .	90
3.5.3.2	Influence de l'orientation des pneus . . . . .	93
3.5.3.3	Interprétation . . . . .	94
3.5.4	Modélisation numérique des matériaux fins . . . . .	96
3.6	Conclusion . . . . .	97

<b>4</b>	<b>Comportement sous chargement pseudo-statique</b>	<b>99</b>
4.1	Objectif . . . . .	100
4.2	Expérimentations et traitement des résultats . . . . .	101
4.2.1	Préparation des cellules . . . . .	101
4.2.1.1	Cellules sable et cellules pneu-sable . . . . .	101
4.2.1.2	Cellules granulats . . . . .	103
4.2.2	Dispositif expérimental . . . . .	103
4.2.3	Exploitation des résultats . . . . .	106
4.2.3.1	Force appliquée et déplacement axial . . . . .	106
4.2.3.2	Déplacement latéral . . . . .	108
4.2.3.3	Variation volumique des cellules . . . . .	108
4.3	Cellules remplies de matériaux fins . . . . .	110
4.3.1	Compression uniaxiale de cellules 500 en conditions non confiné . . .	110
4.3.2	Influence des caractéristiques de l'enveloppe . . . . .	116
4.3.2.1	Géotextile . . . . .	116
4.3.2.2	Grillage . . . . .	120
4.3.2.3	Conclusion . . . . .	125
4.3.3	Influence des caractéristiques du matériau de remplissage . . . . .	125
4.3.4	Influence des conditions aux limites . . . . .	127
4.4	Cellules remplies de granulats . . . . .	129
4.4.1	Compression uniaxiale de cellules 500 . . . . .	129
4.4.2	Influence de la taille de la cellule . . . . .	134
4.4.3	Influence des caractéristiques des matériaux constitutifs . . . . .	136
4.4.3.1	Caractéristiques du grillage . . . . .	137
4.4.3.2	Granulométrie de l'assemblée granulaire . . . . .	137
4.4.3.3	Conclusion . . . . .	138
4.4.4	Influence des conditions aux limites . . . . .	138
4.4.5	Modélisation numérique d'une cellule granulats . . . . .	140
4.5	Discussion . . . . .	143
4.5.1	Analyse phénoménologique . . . . .	143
4.5.2	Extrapolation à l'échelle de l'ouvrage . . . . .	146
4.6	Conclusion . . . . .	148
<b>5</b>	<b>Comportement sous impact</b>	<b>149</b>
5.1	Objectif . . . . .	150
5.2	Expérimentations et traitement des résultats . . . . .	150
5.2.1	Dispositif expérimental . . . . .	151
5.2.2	Traitement des données . . . . .	156
5.2.2.1	Accélération . . . . .	156
5.2.2.2	Force transmise . . . . .	161
5.2.3	Cellules soumises à essai . . . . .	162
5.3	Comportement sous sollicitations dynamiques d'impact . . . . .	164

5.3.1	Exemple : Impact sur couche de sable . . . . .	164
5.3.2	Comportement des cellules granulates . . . . .	170
5.3.2.1	Présentation des résultats . . . . .	170
5.3.2.2	Comparaison avec le comportement sous chargement pseudo- statique . . . . .	177
5.3.2.3	Interprétation . . . . .	179
5.3.2.4	Simulations numériques . . . . .	180
5.3.3	Comportement des cellules remplies de matériaux fins . . . . .	181
5.3.3.1	Présentation des résultats . . . . .	181
5.3.3.2	Comparaison avec le comportement sous chargement pseudo- statique . . . . .	189
5.3.3.3	Interprétation . . . . .	189
5.4	Comportements comparés selon le matériau de remplissage . . . . .	191
5.5	Discussion . . . . .	196
5.6	Extrapolation à l'échelle de l'ouvrage . . . . .	198
5.7	Conclusion . . . . .	199
<b>6</b>	<b>De la cellule à l'ouvrage</b>	<b>201</b>
6.1	Principe fonctionnel et structures envisagées . . . . .	202
6.2	Mise en œuvre . . . . .	205
6.3	Comportement de l'ouvrage sous son poids propre . . . . .	206
6.3.1	Merlons cellulaires mono-matériau . . . . .	206
6.3.2	Merlons cellulaires composites . . . . .	206
6.3.3	Merlons avec espaces intercellulaires . . . . .	207
6.4	Comportement de l'ouvrage sous impact . . . . .	207
6.4.1	Rappel des principales conclusions . . . . .	208
6.4.2	Prise en compte de la diffusion des efforts . . . . .	210
6.4.3	Comportement global de l'ouvrage . . . . .	211
6.4.4	Suggestions pour les choix structurels . . . . .	212
6.5	Modélisation numérique . . . . .	213
6.6	Conclusion . . . . .	214
	<b>Conclusion</b>	<b>217</b>
	<b>Références bibliographiques</b>	<b>221</b>
	<b>Annexes</b>	<b>233</b>

# Table des figures

1.1	Mécanismes de rupture d'éboulements rocheux . . . . .	15
1.2	Les ouvrages de protection passive. . . . .	16
1.3	2 exemples de merlons pare-blocs. . . . .	17
1.4	Ouvrages pare-blocs constitués de cellules mono-matériau. . . . .	18
1.5	Exemple de merlon pare-blocs cellulaire 'sandwich'. . . . .	19
1.6	Interactions entre particules par la MED. . . . .	20
2.1	Destination des pneus usagés. . . . .	25
2.2	Le pneusol. . . . .	25
2.3	Vue en coupe d'un pneumatique. . . . .	26
2.4	Mécanismes expliquant l'influence du pourcentage de pneu sur la résistance d'un mélange pneu-sable. . . . .	29
2.5	Evolution de la résistance au cisaillement d'un mélange à 30% de copeaux de pneus avec la contrainte normale. . . . .	30
2.6	Utilisation militaire des gabions. . . . .	31
2.7	Différentes applications de gabions constitués de grillage métallique. . . . .	32
2.8	Maille hexagonale. . . . .	33
2.9	Compression diamétrale d'un géoconteneur cylindrique, d'après <i>Iizuka et al.</i> [85]. . . . .	35
2.10	Essais de compression sur cellules d' <i>Agostini et al.</i> [13]. . . . .	37
2.11	Chaînes de force au sein d'un assemblage granulaire soumis à cisaillement. . . . .	38
2.12	Influence de la rupture des chaînes de force sur le comportement d'une assemblée granulaire. . . . .	40
2.13	Distribution des forces sous une couche de matériaux amortissants, d'après <i>Chikatamarla et al.</i> [46]. . . . .	49
2.14	Modélisation numérique d'un impact sur une couche de matériaux granulaires. . . . .	50
2.15	Impact sur couche granulaire. Etude de <i>Calvetti et al.</i> [37]. . . . .	51
2.16	Influence des caractéristiques du matériau constitutif de la couche impactée sur l'effort transmis. . . . .	51
2.17	Ouvrage soumis à impact pour l'étude présentée par <i>Burroughs et al.</i> [36]. . . . .	53
2.18	Coupes des ouvrages soumis à impact pour l'étude de l'Université de Turin [132]. . . . .	53
2.19	Impact sur modèle réduit de merlons par <i>Blovsky</i> [31]. . . . .	55
2.20	Ouvrage et résultats de l'étude présentée par <i>Nomura et al.</i> [128]. . . . .	55

2.21	Merlon "sandwich" de type GeoRockwall étudié par <i>Yoshida</i> [166]. . . . .	56
2.22	Structure sandwich étudiée par <i>Lorentz</i> [105]. . . . .	57
2.23	Modélisation numérique par éléments finis de l'impact d'un merlon par <i>Subrin</i> [152]. . . . .	58
3.1	Cage de grillage métallique et description géométrique d'une maille hexagonale.	63
3.2	Répartition des tirants. . . . .	63
3.3	Illustration d'un essai de traction sur grillage. . . . .	64
3.4	Essais de traction sur les grillages de l'étude. . . . .	65
3.5	Rapport de résistance à la traction selon l'orientation par rapport à la torsade.	65
3.6	Chemin de déformation "géométrique" d'une maille. . . . .	66
3.7	Eprouvettes torsadées soumises à essais. . . . .	69
3.8	Comportements comparés en traction simple des torsades. . . . .	69
3.9	Punch test sur nappe de grillage. . . . .	70
3.10	Variation de surface d'une maille soumise à traction. . . . .	71
3.11	Comportements en traction simple d'un fil seul et d'une torsade retenus pour la modélisation numérique du grillage. . . . .	72
3.12	Réponse du grillage soumis à l'essai de traction sur bande large. . . . .	72
3.13	Punch test : comparaison expérimental/numérique. . . . .	73
3.14	Essai de compression sur la roche mère. . . . .	74
3.15	Granulométrie des granulats de remplissage de cellules 500. . . . .	76
3.16	Compression sur empilement. . . . .	78
3.17	Définition de la surface d'influence moyenne des granulats. . . . .	80
3.18	Modèle de contact inter-granulats. . . . .	81
3.19	Module apparent des empilements de granulats. . . . .	81
3.20	Différents types de contact inter-granulats. . . . .	83
3.21	Principales étapes de la génération des agrégats modélisant les granulats. . . . .	84
3.22	Granulométrie des granulats : comparaison numérique/expérimentale. . . . .	84
3.23	Description du modèle de contact inter-agrégats. . . . .	84
3.24	Distribution granulométrique des sables de Seine et d'Hostun. . . . .	85
3.25	Photographies des pneus transformés. . . . .	86
3.26	Essais de compression sur pastilles. . . . .	87
3.27	Essais triaxiaux sur mélanges pneu-sable. . . . .	89
3.28	Mélanges pneu-sable pour deux orientations des pastilles différentes. . . . .	90
3.29	Influence de la teneur en pneus sur le comportement à l'essai triaxial de mélanges pneu-sable. . . . .	92
3.30	Influence de l'orientation des pastilles sur le comportement d'un mélange pneu-sable. . . . .	93
3.31	Développement du plan de cisaillement au sein d'un mélange pneu-sable. . . . .	95
3.32	Orientation relative du plan de cisaillement par rapport à celle des pastilles. . . . .	95
3.33	Modélisation numérique MED des essais triaxiaux sur mélanges pneu-sable. . . . .	96
4.1	Remplissage des cellules. . . . .	102

4.2	Essai de compression pseudo-statique sur cellules non confinées. Mesures prises.	104
4.3	Essai de compression pseudo-statique sur cellules non confinées. . . . .	104
4.4	Confinement des cellules 500. . . . .	105
4.5	Effet d'un cycle sur la réponse d'une cellule 500 sable soumise à compression.	106
4.6	Exemples de réponse de cellules non confinées en compression. . . . .	107
4.7	Déformation schématique d'une cellule lors de l'essai de compression pseudo-statique. . . . .	108
4.8	Estimation du volume des cellules : définitions géométriques. . . . .	109
4.9	Photographies de cellules remplies de matériaux fins lors de la compression. .	111
4.10	Essai de compression sur 2 cellules 500 sable. . . . .	113
4.11	Déformées d'une cellule sable lors d'un essai de compression . . . . .	113
4.12	Estimation du volume d'une cellule 500 sable. . . . .	114
4.13	Retard de l'effet de confinement par l'enveloppe selon la forme de la cellule et l'orientation du chargement. . . . .	115
4.14	Chemin de déformation des faces latérales cellule 500 sable. . . . .	116
4.15	Influence du mode de mise en œuvre du géotextile sur la réponse d'une cellule 300 sable. . . . .	118
4.16	Influence de la résistance à la traction du géotextile sur la réponse de la cellule.	118
4.17	Influence des caractéristiques du grillage sur la réponse d'une cellule 500 sable non confinée. . . . .	121
4.18	Influence des caractéristiques du grillage sur la déformation des faces latérales.	122
4.19	Orientation de la maille du grillage les 4 faces latérales des différentes cellules.	123
4.20	Influence de l'orientation de la maille du grillage sur la réponse de la cellule.	124
4.21	Influence de la teneur en pneus des mélanges sur la réponse d'une cellule 500 non confinée. . . . .	126
4.22	Influence des conditions aux limites sur le comportement de cellules 500 remplies de sable et de pneus. . . . .	128
4.23	Photographies des cellules 500 non confinées remplies de granulats. . . . .	130
4.24	Effet de voûte lors d'un essai sur cellule 500 granulats non confinée. . . . .	131
4.25	Contrainte apparente sur cellule 500 granulats non confinée de la série G6 et modèle élasto-plastique proposé. . . . .	131
4.26	Déplacement latéral des faces de cellules 500 granulats non confinée. . . . .	132
4.27	Influence de la taille sur le comportement d'une cellule granulats non confinée.	136
4.28	Essais de compression sur cellules 1000 remplies de granulats. . . . .	137
4.29	Influence du diamètre du fil de grillage sur le comportement de cellules 300 granulats non confinées. . . . .	138
4.30	Influence de la granulométrie du matériau de remplissage sur le comportement de cellules 300 granulats non confinées. . . . .	139
4.31	Influence des conditions aux limites sur le comportement d'une cellule 500 granulats. . . . .	140
4.32	Photographies d'une cellule 500 granulats confinée après essai. . . . .	141
4.33	Principe de fabrication numérique de la cage. . . . .	141

4.34	Principe de constitution numérique de l'assemblage granulaire. . . . .	142
4.35	Calage du modèle numérique de la cellule. . . . .	142
4.36	Validation du modèle numérique de la cellule. . . . .	143
4.37	Répartition et effet des tirants. . . . .	147
5.1	Dispositif expérimental d'impact et illustration. . . . .	151
5.2	Description de l'impacteur. . . . .	152
5.3	Description du socle. . . . .	153
5.4	Principe de détermination de l'enfoncement. . . . .	154
5.5	Principe et mise en œuvre du confinement matériau pour une cellule 500 granulats. . . . .	155
5.6	Mobilisation des effets de bords du massif de confinement. . . . .	156
5.7	Signaux de l'accéléromètre brut et lissé lorsque l'impacteur et soumis à un coup de marteau. . . . .	157
5.8	Valeurs brutes et corrigées des paramètres cinématiques. . . . .	158
5.9	Impact sur une couche de sable de 0,3m d'épaisseur. . . . .	159
5.10	Définition des instants particuliers lors de l'impact. . . . .	160
5.11	Oscillations sur la force transmise aux appuis lors d'impacts sur cellules 500. . . . .	161
5.12	Photographies avant/après des différentes cellules soumises à impact. . . . .	165
5.13	Force d'impact et force transmise aux appuis lors d'un impact sur une couche de sable de 50cm d'épaisseur. . . . .	166
5.14	Propagation de l'onde de compression à travers la couche de sable, le socle et l'impacteur. . . . .	167
5.15	Photographies de l'impact sur une cellule 500 granulats non confinée. . . . .	170
5.16	Réponse à l'impact d'une cellule 500 granulats non confinée. . . . .	172
5.17	Influence de l'énergie cinétique sur la réponse des cellules 500 granulats non confinées. . . . .	174
5.18	Réponse d'une cellule 1000 granulats non confinée soumise à impact. . . . .	175
5.19	Influence des conditions aux limites sur la réponse des cellules 500 granulats. . . . .	176
5.20	Modèle simplifié de comportement d'une cellule 500 granulats soumise à impact. . . . .	177
5.21	Influence de la fracturation des granulats sur la réponse des cellules sous impact. . . . .	178
5.22	Validation du modèle numérique sous chargement dynamique d'impact. . . . .	180
5.23	Modélisation numérique de l'effet de confinement matériau. . . . .	181
5.24	Photographies de l'impact sur une cellule 500 sable non confinée. . . . .	182
5.25	Force d'impact et force transmise aux appuis lors d'impacts sur cellules 500 sable non confinées, pour différentes hauteurs de chute. . . . .	183
5.26	Influence de l'énergie cinétique sur la réponse des cellules 500 sable non confinées. . . . .	184
5.27	Influence des conditions aux limites sur la réponse d'une cellule 500 sable. . . . .	185
5.28	Influence du confinement mise en évidence par l'impulsion relative. . . . .	186

5.29	Force d'impact et force transmise aux appuis lors d'impacts sur cellules 500 non confinées, remplies de matériaux fins. . . . .	186
5.30	Réponse à l'impact d'une cellule 1000 remplie de sable et non confinée. . . . .	187
5.31	Evolution de la réponse d'une cellule sur deux impacts successifs. . . . .	188
5.32	Coefficient de restitution des différentes cellules 500. . . . .	191
5.33	Réponses de différentes cellules pour une hauteur de chute de 5,5m. . . . .	193
5.34	Forces d'impact et transmise aux appuis maximales pour les cellules confinés en fonction de l'énergie d'impact. . . . .	194
5.35	Force maximale transmise par les différentes cellules. . . . .	195
5.36	Principe des transferts à travers la cellule. . . . .	196
5.37	Typologie des réponses de cellules. . . . .	198
6.1	Différentes possibilités structurelles pour les merlons cellulaires. . . . .	204
6.2	Principe du calcul de la force transmise par une cellule à sa surface d'appui. . . . .	209
6.3	Contrainte maximale moyenne sur la surface d'appui d'une cellule impactée. . . . .	211
6.4	Principe de la modélisation numérique de l'ouvrage. . . . .	213
6.5	Modèle constitutif de la cellule au sein de l'ouvrage. . . . .	214
6.6	Simulation numérique d'impacts d'énergie variable sur un merlon. . . . .	215





# Liste des tableaux

1.1	Exemples de merlons pare-blocs en France. . . . .	17
2.1	Exemples d'application en travaux publics des pneus usagés non réutilisables. . . . .	27
3.1	Dimensions et résistance à la traction des grillages utilisés - données producteur. . . . .	64
3.2	Traction sur fil simple et sur fils torsadés manuellement - résultats. . . . .	69
3.3	Caractéristiques des géotextiles - données producteur. . . . .	73
3.4	Dimensions des granulats. . . . .	75
3.5	Caractéristiques géométriques et résistance des empilements constitués de granulats rectifiés et de demi-granulats. . . . .	78
3.6	Caractéristiques mécaniques mesurées des empilements de granulats rectifiés. . . . .	79
3.7	Caractéristiques des pastilles de pneus utilisées. . . . .	86
3.8	Conditions expérimentales pour les essais triaxiaux sur mélanges pneu-sable. . . . .	88
3.9	Caractéristiques des éprouvettes avant essai triaxial. . . . .	88
4.1	Conditions expérimentales pour les essais de compression pseudo-statique sur cellules remplies de matériaux fins. . . . .	112
4.2	Contrainte de confinement et contrainte principale majeure estimées et comparaison avec les mesures. . . . .	120
4.3	Conditions expérimentales pour les essais de compression pseudo-statique sur cellules remplies de granulats. . . . .	129
4.4	Modules des cellules retenues pour mettre en évidence l'influence de la taille et du confinement. . . . .	134
4.5	Séries d'essais retenues pour mettre en évidence l'influence de la taille des cellules. . . . .	135
4.6	Synthèse des caractéristiques des cellules 500 à 5% de déformation axiale. . . . .	146
5.1	Conditions expérimentales pour les essais d'impact sur cellules. . . . .	163
5.2	Module de compressibilité, $M_E$ , calculé d'après différentes expressions. . . . .	168
5.3	Validité des différentes expressions donnant l'enfoncement. . . . .	169
5.4	Résultats caractéristiques des impacts sur cellules remplies de granulats. . . . .	171
5.5	Résultats des impacts sur cellules remplies de matériaux fins. . . . .	182
5.6	Valeurs maximales des forces d'impact et transmise pour les différents matériaux de remplissage et les différentes conditions aux limites. . . . .	192

---

---

# Chapitre 1

## Introduction

## 1.1 Contexte

### 1.1.1 Les attentes sociétales

Les zones de montagne subissent un fort développement démographique et économique depuis plusieurs décennies. Ce développement se traduit par une augmentation du nombre d'infrastructures et de constructions, ainsi que par l'augmentation du trafic sur les voies de communication. Sans être exceptionnel, il s'exprime sur des zones fortement exposées aux risques naturels, ceci à une époque de très faible acceptation du risque.

Ainsi, ce développement en zones montagneuses conduit de plus en plus souvent, sur ces espaces réduits, à la confrontation avec les aléas qui leur sont propres. Alors qu'auparavant on construisait loin des secteurs potentiellement exposés, on cherche maintenant à occuper des surfaces en les soustrayant à l'aléa par la construction d'ouvrages de protection. Pour relever ce défi, les politiques publiques doivent être accompagnées par la communauté scientifique, dont la contribution porte sur le développement de méthodes et outils pour la conception et la validation d'ouvrages de réduction du risque qui soient économiquement supportables.

### 1.1.2 L'aléa chute de blocs

En termes de risques naturels, les zones montagneuses se distinguent par la prédominance des phénomènes gravitaires rapides : avalanches, laves torrentielles et chutes de blocs. Par chute de blocs on désigne un type de mouvement de terrain particulier caractérisé par le déplacement rapide et brutal d'un volume de roche inférieur à la centaine de m<sup>3</sup>. Au delà, on parle d'éboulement en masse puis d'éboulement en grande masse (ou écroulement) selon que le volume mobilisé est inférieur ou supérieur à quelques centaines de m<sup>3</sup>.

La roche mobilisée provient de falaises, d'escarpements ou d'affleurements rocheux, soumis à l'évolution naturelle (Fig 1.1). Les facteurs de prédisposition sont des facteurs intrinsèques à la roche : présence de discontinuités (stratigraphie, hétérogénéité) et géométrie des discontinuités par rapport à la topographie [19]. Les facteurs dégradants sont les éléments externes concourant à la dégradation de la falaise : l'eau, les cycles gel/dégel, la sismicité et l'occupation du sol par la végétation. Ces facteurs peuvent aussi être qualifiés d'aggravants. Le départ d'un volume de roche résulte de la perte de stabilité mécanique consécutive à l'action d'un ou plusieurs de ces facteurs aggravants sur une zone prédisposée [65]. Différents mécanismes de rupture peuvent être à l'origine du mouvement : glissement plan ou dièdre, basculement, rupture de surplomb [74]. Parfois, cette roche provient de pentes sur lesquelles des blocs avaient acquis une stabilité, par appui sur un tronc d'arbre par exemple. Dans cette configuration, un incendie ou une intervention forestière pourra être le facteur déclenchant du phénomène.

Une fois le phénomène initié les blocs peuvent chuter, rebondir, rouler ou glisser sur le versant en fonction de la topographie, des caractéristiques du sol en place et de la végétation. La trajectoire suivie par les blocs dépend alors à la fois de l'environnement proche, comme la pente [147] ou le couvert végétal [58], mais également des dimensions des blocs. Ce

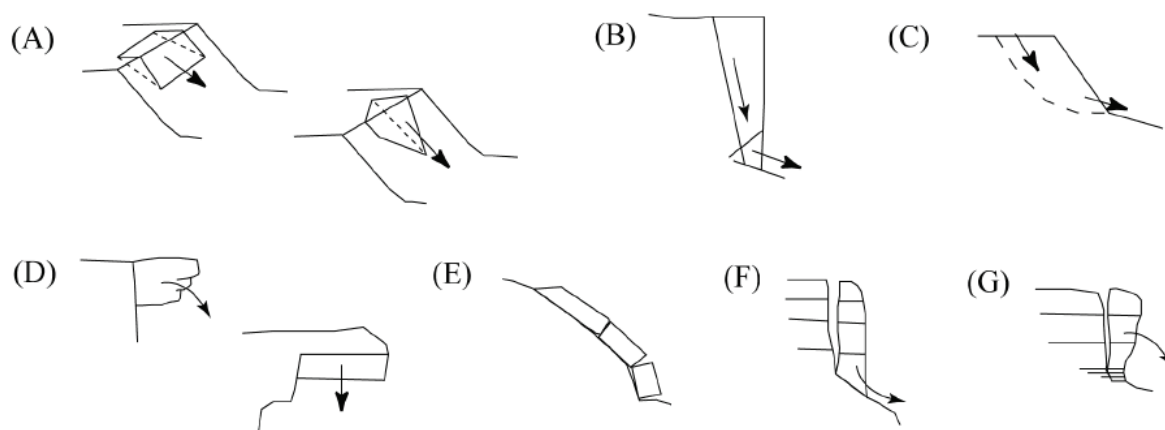


FIG. 1.1 – Mécanismes de rupture d'éboulements rocheux: (A) glissements plan et dièdre, (B) glissement composé, (C) glissement rotationnel, (D) rupture de surplomb ou de dalle de toit, (E) rupture de banc, (F) rupture de colonne en pied, (G) basculement de colonne. D'après Groupe Falaise [74] et Frayssines [65].

mouvement peut s'accompagner de fragmentation. La vitesse de translation dépend des mêmes paramètres, avec des valeurs courantes de 5 à 30m/s [12][16][57][76]. Au terme de leur course, les blocs peuvent atteindre des enjeux (infrastructures ou habitations): les conséquences peuvent être graves même pour des blocs de petite taille.

Cet aléa concerne au premier plan les massifs alpins et pyrénéens mais également des zones d'altitude plus modeste qui présentent des falaises. Ainsi, 25% des communes de l'Isère sont concernées par un risque modéré à fort de chutes de blocs, hors éboulement de grande ampleur (source ONF-RTM<sup>1</sup>). Et, dans des secteurs tels que le Val d'Arly ou la vallée de la Romanche, ou même sur les massifs de Chartreuse et du Vercors, les chutes de pierre sont quotidiennes. Cet aléa peut donc être très fréquent.

Ces phénomènes peuvent avoir pour conséquences des dégâts aux forêts, des coupures de routes, des dégradations et destructions d'infrastructures et atteintes mortelles aux personnes. Ainsi, sur les 2200 chutes de blocs recensées dans la base de données 'événements' du RTM, environ la moitié ont causé des dégâts sur des constructions ou infrastructures, et une centaine ont atteint des personnes, entraînant blessures ou décès. Par ailleurs, le Ministère de l'écologie et du développement durable (MEDD), fait état de 6 personnes tuées en France entre 2001 et 2002 du fait de chutes de blocs et d'éboulements.

### 1.1.3 Les stratégies de lutte contre le risque chute de blocs

Lorsque l'aléa chute de blocs est susceptible d'atteindre des enjeux, donc qu'il y a risque, différentes stratégies peuvent être adoptées. Le choix de la stratégie s'appuie d'abord sur la caractérisation de l'aléa qui suppose une détection des masses rocheuses potentiellement instables et l'évaluation de leur probabilité de rupture. Puis, l'analyse trajectographique

1. Office national de forêts - Service de Restauration des Terrains en Montagne

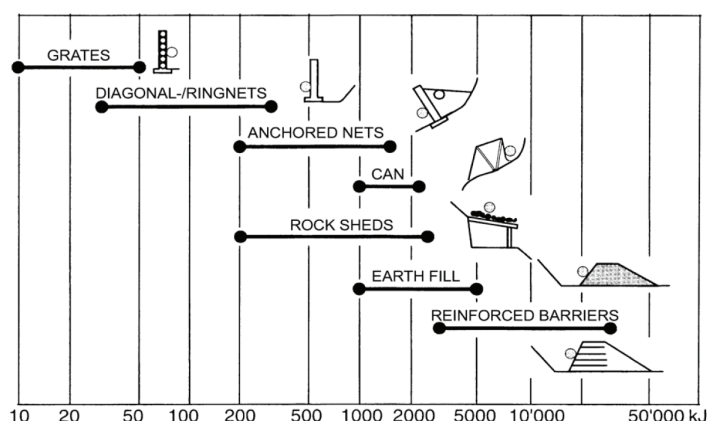


FIG. 1.2 – Les différents types d'ouvrages de protection passive et leur plage de fonctionnement en terme d'énergie cinétique du bloc, d'après Descoedres [55].

détermine les zones exposées au risque. Si des enjeux sont menacés, la stratégie mise en œuvre peut s'appuyer sur des mesures non-structurales (PPR<sup>2</sup>, purge des falaises, surveillance, évacuation des habitations, fermeture de routes...) et des mesures structurales. Ces dernières se traduisent par la construction d'ouvrages visant soit à limiter le départ des blocs soit à réduire l'exposition des enjeux par un contrôle de la trajectoire des blocs [96]. Ces deux types de parades sont respectivement qualifiés d'actives et de passives, en considération de leur action sur l'aléa et non de leur principe de fonctionnement.

### 1.1.4 Les ouvrages de protection passive

Les principaux ouvrages de protection passive, exposés à impact, sont les écrans de filets, casquettes et merlons. Ces différents types de parade ont leurs propres domaines d'application, en termes d'énergie notamment (Fig. 1.2). Ils se distinguent également en termes de zone d'implantation, certains ouvrages ne pouvant être implantés sur des versants à très forte pente, d'autres visant à protéger des voies de circulation uniquement. La topographie et l'énergie des blocs dans la zone d'implantation sont ainsi les premiers critères de choix pour le type de structure. Le dimensionnement de la structure s'appuie ensuite sur la connaissance de l'énergie et de la hauteur de passage des blocs, définis par l'étude trajectographique.

Parmi les différents types d'ouvrages de protection passive, les merlons sont les seuls permettant d'arrêter des blocs d'énergie supérieure à 5000kJ. Les merlons sont des ouvrages construits en élévation par rapport au terrain naturel (Fig. 1.3). Dans leur conception classique, ils sont constitués de matériaux de remblai, provenant généralement du site de construction par excavation de la fosse de réception à l'amont<sup>3</sup>. Ces matériaux sont le plus souvent associés à des techniques de renforcement de sol, utilisant notamment des géosynthétiques ou des pneumatiques, autorisant un raidissement de leur face à l'amont

2. Plan de prévention des risques

3. Cette fosse est située à l'amont de l'ouvrage, c'est à dire du côté du versant à l'origine de l'aléa.



FIG. 1.3 – Merlons pare-blocs de Lumbin (38) et de Saint Martin de Queyrières (05), décrits au tableau 1.1.

Commune (départ.)	Constitution		Dimensions (m)		
	Corps de remblai	Face à l'amont	Long.	Haut.	Larg. en crête
St Rambert en Bugey (01)	GTX* + sol	pneu	100	5	3
Saint Martin de Queyrières (05) [48]	GTX + sol + Textomur (aval)	pneu	370	3,6	3
L'Hospitalet (09)	terre et éboulis	éboulis	120	2	1
Lumbin (38)	GTX + sol	pneu	80	6	3
Mizoen (38)	pneu + sol	pneu	280	5	3
Barjac (48)	GTX + sol	pneu	480	7	4
Gedre (65)	remblai compacté	enrochements	320	5,6	2 à 4
Aigueblanche (73) [116]	GTX + sol	pneu	800	7,2	5

\* GTX : géotextile, ou produit apparenté

TAB. 1.1 – Exemples de merlons pare-blocs en France métropolitaine, illustrant la variété des techniques et des dimensions d'ouvrage.

pour une plus grande efficacité d'arrêt des blocs [31][48][110][116]. Les merlons forment ainsi un écran auquel est associée une fosse de réception des blocs, au pied de la face à l'amont.

Les merlons sont utilisés de plus en plus fréquemment depuis la fin des années 80 ; leur nombre actuel approche les 200 unités en France. Une dizaine de nouveaux merlons sont construits chaque année. Ces ouvrages ont une longueur allant de 70 à 800 mètres pour une hauteur allant de 3 à 10 mètres, voire plus (Tab.1.1). Parce qu'ils supposent un terrassement important et mobilisent des grands volumes de matériaux, ces ouvrages sont relativement coûteux. Le coût moyen rapporté au mètre carré de parement à l'amont est d'environ 150 euros, études et travaux compris.

Cependant, le dimensionnement des ouvrages de lutte passive contre les phénomènes gravitaires est confronté à la complexité des phénomènes mis en jeu ainsi qu'au manque de connaissances liées à la spécificité des sollicitations appliquées par ces phénomènes sur





FIG. 1.4 – *Ouvrages pare-blocs constitués de cellules mono-matériau (Sainte Marie de Cuines (73), Route de la grande traversée (97)).*

les ouvrages. Ce manque de connaissances scientifiques conduit, vraisemblablement et dans une logique sécuritaire, à un coûteux surdimensionnement. Il en va ainsi des merlons de protection contre les chutes de blocs.

## 1.2 Des merlons pare-blocs à technique cellulaire ?

### 1.2.1 Principe

Les merlons cellulaires sont un type particulier de merlons construits à partir d'éléments préfabriqués, ou cellules. Ces cellules sont constituées de cages remplies de géomatériaux. Quelques merlons de ce type, réalisés à partir de gabions, sont actuellement en fonction (Fig 1.4). Cependant, une innovation réside dans l'exploitation du caractère cellulaire de l'ouvrage pour construire un ouvrage composite, ou sandwich (Fig. 1.5).

Dans un tel ouvrage, les cellules constitutives des différentes couches du sandwich sont remplies de différents matériaux. Les caractéristiques des cellules sont modulées en fonction de la position occupée par la cellule dans l'ouvrage et de son rôle lors de l'interception d'un bloc rocheux par l'ouvrage. En fonction de la position, des espacements intercellulaires sont ménagés et les déplacements entre cellules sont rendus possibles ou non. L'objectif visé, avec une telle conception, est de concentrer sur le parement à l'amont les déformations et les dégradations résultant de l'impact par le bloc rocheux. La partie de la structure à l'aval est alors peu sollicitée; la force qui lui est transmise est très réduite.

L'énergie cinétique du bloc incident est diffusée par les cellules de parement amont et les cellules de noyau et est dissipée par:

- fracturation d'éléments grossiers,
- déformation des cellules,
- frottement entre cellules.

La nature cellulaire de ces merlons apparaît comme un avantage certain pour la pérennité

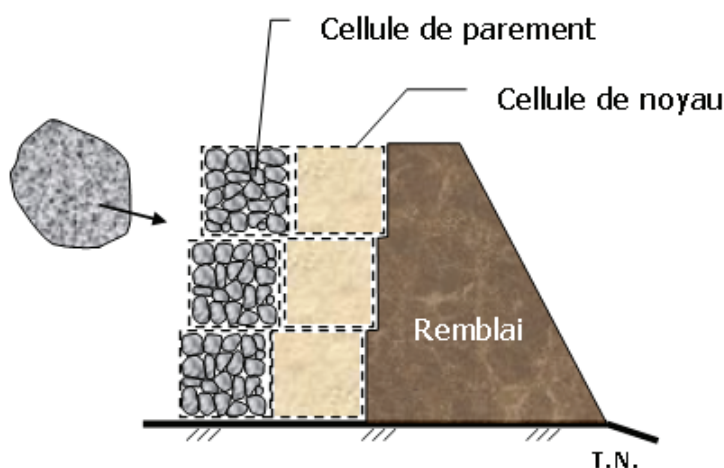


FIG. 1.5 – Exemple de merlon pare-blocs cellulaire 'sandwich'.

de ce principe fonctionnel. En effet, ce type de structure est pré-senti comme plus facile d'entretien au cours de la vie de l'ouvrage et en particulier pour la réparation en cas de dégradations avérées suite à un impact par un bloc.

Un autre intérêt réside dans la possibilité de construire, avec ces cellules, des ouvrages à parement vertical, ou quasi-vertical, réduisant le risque de franchissement par le bloc.

Par rapport aux structures existantes, tels que merlons renforcés, filets ou écrans, ce type d'ouvrage a pour finalité l'interception de blocs d'énergie modérée à élevée dans des zones à forte contrainte d'emprise au sol.

Cette technique constitue également un moyen de requalification par plaquage du parement dissipatif sur la face à l'amont d'ouvrages existants.

Dans le cadre de cette étude, les cellules se présentent sous la forme de cellules grillagées fermées. Les matériaux de remplissage sont des géomatériaux, grossiers ou fins, ainsi que des matériaux anthropiques pour lesquels notre intérêt s'est porté sur les produits de la transformation de pneumatiques usagés. Au delà de l'objectif de valorisation d'un déchet, l'objectif est ici d'exploiter les caractéristiques de ces matériaux, notamment en mélange.

### 1.2.2 L'approche du problème

La mise en œuvre opérationnelle de ce principe conceptuel suppose de définir les conditions techniques dans lesquelles les hypothèses posées sont vérifiées. En particulier, il est nécessaire, d'une part, de vérifier dans quelles limites l'ouvrage sera stable par lui-même et, par ailleurs, dans quelle mesure la force transmise vers la partie de l'ouvrage à l'aval sera effectivement réduite.

L'investigation de ce concept technologique suit une démarche multi-échelle entreprise en associant approche numérique et approche expérimentale. Le comportement des matériaux constitutifs, de la cellule et de l'ouvrage sont successivement abordés.

L'interaction expérimental-numérique se traduit par le calage puis la validation des

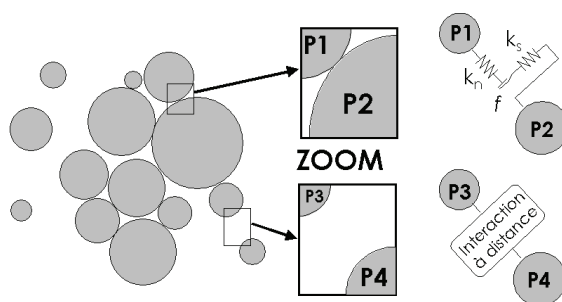


FIG. 1.6 – Interactions entre particules par la MED: loi de contact régie par les raideurs tangentielle et normale au contact et interaction à distance.

modèles numériques. En retour, la modélisation numérique permet des investigations plus larges, l'accès à des paramètres difficiles à mesurer expérimentalement, puis au dimensionnement des ouvrages.

Les travaux menés s'intègrent dans le cadre du projet *Rempare*<sup>4</sup>, labellisé et financé par l'ANR en 2006. *Rempare* vise à améliorer les méthodes de conception des ouvrages de défense passive vis-à-vis des chutes de blocs, en intégrant la valorisation de résidus anthropiques.

### 1.2.3 Le volet modélisation numérique

La modélisation numérique dans le domaine du génie civil fait largement appel à la méthode aux éléments finis. Cette méthode est en effet bien adaptée lorsque les matériaux sont assimilables à des matériaux continus. Cependant, elle se révèle moins performante lorsqu'il s'agit de modéliser une sollicitation de type impact localisé sur des matériaux grossiers, ou sur un ouvrage constitué de géocellules composites. Une approche discrète apparaît mieux adaptée.

Les géocellules remplies de granulats ont ainsi été modélisées en trois dimensions par la méthode aux éléments distincts (MED). Cette méthode numérique, développée par *Cundall et Strack* [49] pour modéliser les matériaux granulaires ou les milieux fracturés, permet de reproduire des phénomènes locaux, géométriques ou mécaniques, qui gouvernent le comportement de ces milieux. Elle a été utilisée dans de nombreux champs de la géomécanique: modélisation du béton, industrie minière, propagation d'onde dans les assemblées de particules, écoulements de grains...

Cette méthode traite le milieu comme un assemblage de corps distincts. Les éléments de base sont de forme sphérique (Fig. 1.6). Les interactions entre sphères représentant le matériau de remplissage sont définies par des lois de contact locales, dont dépend le comportement macroscopique du milieu modélisé. Les interactions entre sphères représentant le grillage sont définies par des interactions à distance. La MED permet ainsi de gérer dans un même environnement de calcul les deux types de matériaux constitutifs des cellules: l'enveloppe grillagée et le matériau de remplissage granulaire grossier

4. RE-Ingénierie des Merlons de Protection par composants Anthropiques Recyclés

*David Bertrand* [24] a utilisé la MED pour modéliser les cellules remplies de matériaux granulaires grossiers, puis les ouvrages. Les principaux résultats de ses travaux numériques, menés dans le cadre de sa thèse de doctorat, seront rappelés par la suite. Par ailleurs, ce même outil a été utilisé par *Christophe Salot* [148], dans le cadre de sa thèse sur la modélisation des mélanges de géomatériaux avec des pneumatiques transformés. Les résultats de ses travaux en rapport avec les expérimentations menées dans le cadre de cette étude seront également présentés.

### 1.2.4 Le volet expérimental

L'investigation du concept technologique (utilisation de cellules et de résidus de pneus) a été entreprise dans le cadre de notre travail de thèse en s'intéressant prioritairement à l'échelle de la cellule. Sachant que les matériaux et structures abordés ainsi que leur comportement sont globalement peu documentés, l'investigation est menée en visant différents objectifs :

- Compréhension phénoménologique du fonctionnement des cellules;
- Fourniture des données de calibration, puis de validation, pour les modèles numériques;
- Orientation des choix pour une/des solutions technologiques innovantes, traduisant le concept technologique.

## 1.3 Présentation de notre contribution - structure du mémoire

Cette thèse s'intéresse ainsi au comportement de merlons soumis à impact de blocs rocheux, et en particulier aux merlons à technique cellulaire. Elle s'inscrit dans une démarche visant à proposer une alternative technico-économiquement optimisée aux ouvrages actuellement mis en œuvre. Cette thèse a une portée essentiellement expérimentale et constitue pendant du volet numérique abordé par D. Bertrand, dans le cadre de sa thèse [24].

La structure de ce mémoire suit la logique "multi-échelle" des travaux menés. Après l'état de l'art, on s'intéresse aux matériaux constitutifs des cellules, puis au comportement des cellules, sous sollicitations pseudo-statiques et dynamiques d'impact. Les résultats obtenus sont alors extrapolés à l'échelle de l'ouvrage.

Dans un premier temps, on dresse l'état de l'art sur les matériaux constitutifs des cellules et sur les sollicitations d'impact sur géomatériaux et structures. Les matériaux les moins courants que sont les mélanges pneu-sable et les grillages sont tout particulièrement examinés. Le comportement des matériaux granulaires grossiers est évoqué, notamment dans le but de souligner l'importance des effets d'échelle sur le comportement des assemblages granulaires. Enfin, on présente les travaux relatifs à la réponse sous sollicitations dynamiques d'impact de sols et de structures de protection contre les chutes de blocs rocheux.

Dans un deuxième temps, on caractérise les matériaux constitutifs des cellules (grillage, géotextile, granulats, sable, pneus transformés et mélange pneu-sable) en termes géométri-

ques et mécaniques, sous sollicitations pseudo-statiques. Cette caractérisation est orientée et vise à produire les données nécessaires à l'interprétation des résultats aux échelles supérieures. Elle s'appuie sur des données fournies par les producteurs et, surtout, sur des essais que nous avons réalisés spécifiquement au laboratoire. Cette caractérisation a permis le calage des modèles numériques pour le grillage, les granulats et les mélanges pneu-sable. Ces modèles sont également présentés.

Dans un troisième temps, on traite du comportement des cellules soumises à chargement pseudo-statique. Les essais concernent des cellules cubiques remplies de sable, de granulats ou de mélange pneu-sable, de trois tailles différentes. Deux types de conditions aux limites sont appliquées aux faces latérales des cellules. Après avoir décrit le mode opératoire, les résultats sont présentés, puis discutés. Le comportement de ces cellules est abordé à travers les essais sur cellules remplies de sable, mettant clairement en évidence l'interaction entre les matériaux constitutifs. Le comportement des cellules granulats est ensuite traité. Le développement du modèle numérique des cellules granulats est présenté.

Dans un quatrième temps, on s'intéresse au comportement des cellules sous sollicitations dynamiques d'impact. Les expérimentations développées spécifiquement sont présentées. La réponse d'une cellule à une sollicitation d'impact, provoqué par le largage vertical d'un impacteur, est évaluée à travers la force appliquée par l'impacteur et la force transmise par la cellule à son support. Les paramètres de l'étude sont l'énergie d'impact, le matériau de remplissage, les conditions aux limites et la taille des cellules. Le dispositif expérimental et le mode opératoire sont détaillés. Les résultats sont présentés et discutés, dans une optique de compréhension phénoménologique et dans une optique de définition des conditions optimales pour la réduction des efforts transmis. Les résultats sur cellules granulats sont comparés avec les résultats des simulations numériques.

Dans un cinquième et dernier temps, le comportement de l'ouvrage est abordé. La discussion s'appuie sur les résultats relatifs au comportement des cellules, sous chargement pseudo-statique et sous impact, présentés aux chapitres précédents. L'objectif de cette discussion est d'évaluer la pertinence du principe technologique des ouvrages cellulaires et d'en définir les modalités de validité. Ce chapitre est ainsi une transition entre ces travaux, principalement centrés sur la cellule, et les travaux à mener à l'échelle de l'ouvrage dans le cadre du projet *Rempare* qui en sont la perspective directe.

---

## Chapitre 2

### Etat de l'art

Dans un premier temps, cet état de l'art s'intéresse aux matériaux constitutifs des cellules. L'objectif est de souligner les traits essentiels du comportement des matériaux utilisés et, pour les matériaux les moins courants (mélange pneumatiques transformés-sable, grillage), de préciser leurs caractéristiques mécaniques sous sollicitations pseudo-statiques.

Dans un deuxième temps, on évoque les travaux relatifs à la réponse sous sollicitation dynamique d'impact des géomatériaux ainsi que celle de certaines structures pare-blocs.

## 2.1 Matériaux constitutifs des cellules

### 2.1.1 Pneumatiques transformés et mélanges pneu-sable

#### 2.1.1.1 L'enjeu de la valorisation

Pour limiter les atteintes à l'environnement, la société est de plus en plus fréquemment confrontée à la nécessité de revaloriser ses déchets. Il en va ainsi des pneumatiques en fin de cycle, c'est à dire les pneumatiques usagés non réutilisables (PUNR) qui, contrairement aux pneus usagés réutilisables (PUR), ne peuvent plus remplir leur fonction initiale même après rechapage. Chaque année, ce sont environ 280 000T de PUNR qui sont produits en France [14]. Comme pour tout déchet, deux alternatives sont possibles : l'enfouissement ou la valorisation, sous forme d'énergie ou sous forme de matière. La 'valorisation matière' vise à utiliser la matière collectée pour fabriquer de nouveaux produits.

Une volonté forte de valorisation matière s'est affirmée en France à partir des années 1990. Et, à partir de juillet 2002, la France a fixé par voie de décret l'interdiction de stockage de ces déchets en installation de stockage de déchets (ISD), suivant en cela une directive européenne (1999/31/EC) [72]. Par ailleurs, la filière classique de valorisation énergétique en cimenterie devrait être rapidement confrontée aux exigences relatives à la pollution atmosphérique [137]. Pour mettre en place un système de collecte et organiser les filières de valorisation ultérieure des déchets une taxe spécifique, supportée par le consommateur, a été instaurée. Des démarches similaires ont été engagées par tous les pays économiquement développés où les stocks de pneumatiques constituent un réel problème, notamment par le fait qu'ils sont non décomposables. La valorisation matière suppose la recherche de débouchés pour ces matériaux. Une des filières de valorisation est le domaine des travaux publics où, par leurs propriétés, les pneus peuvent apporter des solutions techniques innovantes dans des contextes très différents. La recherche de débouchés pour ces matériaux en Travaux Publics a été et reste une piste de développement investiguée [71].

Les premières applications de pneus usagés dans le domaine de la géotechnique et du génie civil sont apparues dans les années 1980. A partir des années 1990, elles ont été de plus en plus fréquentes et variées pour répondre à la demande croissante de valorisation. Ainsi, en France, le Pneusol (Fig. 2.2) trouva comme application la répartition des contraintes sur certains ouvrages enterrés ou la réduction de la poussée sur les murs de soutènement [154]. Cette démarche de valorisation a été accompagnée de nombreuses publications, présentant les possibles utilisations et investiguant les caractéristiques de ces nouveaux matériaux,

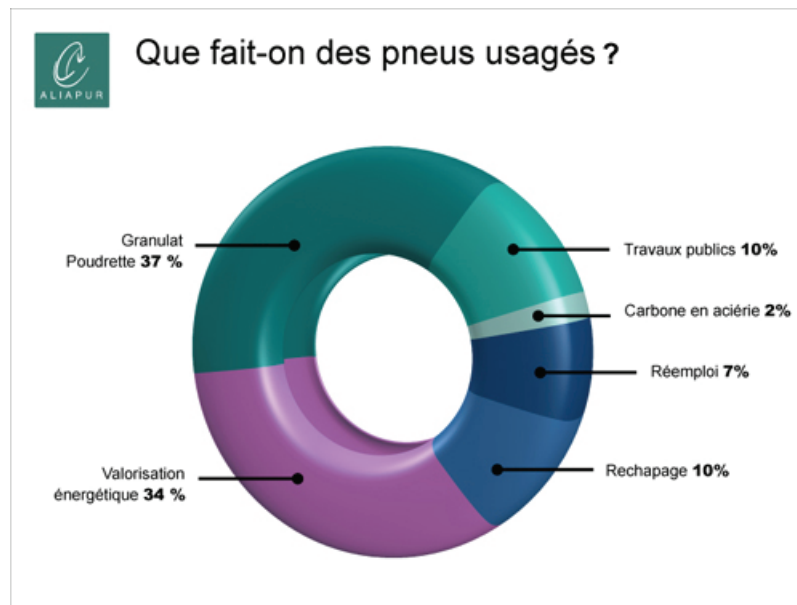


FIG. 2.1 – Destination des pneus usagés (réutilisables et non réutilisables), d'après Aliapur [14].

qu'ils soient utilisés en l'état ou transformés avant utilisation.

Les pneumatiques ont en effet de multiples propriétés qui leur donnent un intérêt dans l'ingénierie civile et géotechnique, tout particulièrement dans les travaux publics: durabilité, faible densité, faible sensibilité à l'eau, faible conductivité thermique. Les pneus transformés présentent, en plus, une forte porosité et de bonnes propriétés de frottement. Lorsqu'ils sont mélangés avec du sol, ils constituent des inclusions à résistance forte [111]. Le plus souvent la réutilisation des pneus se fait après transformation, par des procédés variés (déflanquage, déchiquetage, broyage...).

Dans les applications génie civil (Tab. 2.1), ces matériaux peuvent être utilisés en asso-

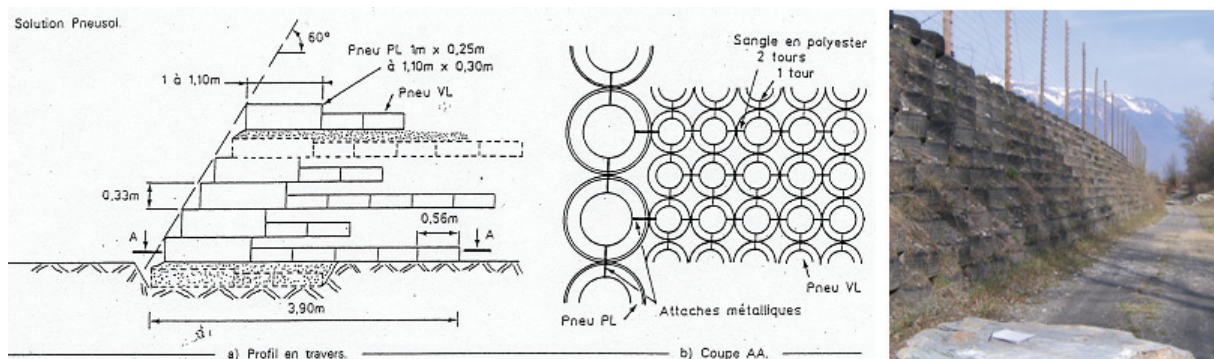


FIG. 2.2 – Le Pneusol, inventé en 1974, fut un des premiers procédé à permettre la valorisation des pneumatiques usagés en génie civil, d'après Long [104]. Il trouva plus tard son application en protection contre les chutes de blocs, comme ici à Ste Marie de Cuines (73).



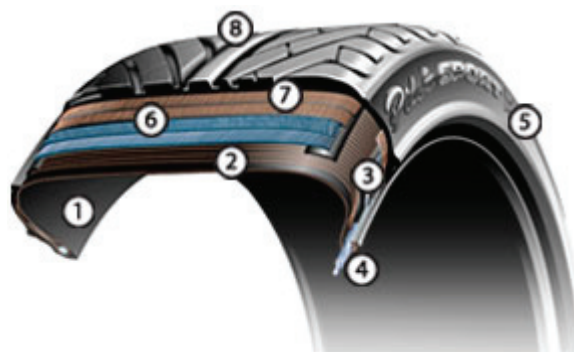


FIG. 2.3 – Un pneumatique est composé de gomme synthétique ou naturelle (1, 5, 8) et d'éléments de renforts (2, 3, 4, 6, 7). D'après Michelin [118].

ciation ou en mélange avec des matériaux granulaires non cohérents (sables, graviers...), des matériaux cohérents (argiles et limons) ou des matériaux anthropiques tels que les machefers d'incinération d'ordures ménagères (MIOM).

### 2.1.1.2 Pneumatiques

Schématiquement, un pneumatique est constitué de gomme et de renforts (Fig. 2.3). Différents types de gomme, ou caoutchouc synthétique, sont utilisés pour les surfaces de roulement et les flancs. Les renforts constituent la carcasse. Ils sont constitués de tresses métalliques ou de fibres synthétiques et se trouvent en quantité variable en fonction de la zone considérée. La bande de roulement se caractérise par une forte épaisseur (couche d'usure) et des renforts importants et, par opposition, le pneu est fin et présente peu de renforts sur les flancs. Par ailleurs, la structure et ses caractéristiques dépendent du type de pneumatiques et de sa destination première (VL ou PL).

### 2.1.1.3 Pneumatiques transformés

Les matériaux issus de la transformation des pneumatiques peuvent être (traduction libre d'après AFNOR [7])

- des pneus coupés, de dimension supérieure à 300 mm, résultant par exemple du déflanquage ou de la découpe en lanières;
- des déchiquetures, de dimension allant de 50 à 300mm;
- des copeaux, de dimension allant de 10 à 50mm;
- des granulats de dimension allant de 0,5 à 15mm;
- des poudres et poudres fines allant de 0 à 0,5mm.

Les matériaux obtenus ont une densité relative variant de 1 à 1,36 en fonction de la quantité de renforts contenus; les densités élevées étant obtenues pour les morceaux contenant le plus grand nombre de couches de tresses métalliques [61].

*Pneumatiques entiers, coupés ou déflanqués*

Application	Nom de la technique	Références bibliographiques
Mur anti-bruit	PNEUSOL	<i>Beaumont et al.</i> [18]
Berges fluviales et martimes (anti-érosion / épis)	RINGtech	<i>Simm et al.</i> [150]
Remblai renforcé (merlon...)	PNEUSOL PNEUTEX PNEURESIL	<i>Long</i> [104], <i>Yoon et al.</i> [165] <i>Mathieu et Marchal</i> [116] <i>Coulet et Perrin</i> [47]
Remblai allégé	PNEURESIL	<i>Delohen</i> [54]

*Pneumatiques déchiquetés ou broyés*

Application	Références bibliographiques
Remblai routier (allégé)	<i>Bosscher et al.</i> [33]
Remblai derrière un mur de soutènement (allégé)	<i>Cecich et al.</i> [41], <i>Tweedie et al.</i> [157]
Drainage en couverture/fond de stockage de déchets	<i>Warith et al.</i> [161], <i>Reddy et Marella</i> [145]
Isolation thermique (chaussées)	<i>Humphrey et al.</i> [83]
Renforcement couche d'argile	<i>Cetin et al.</i> [42]
Barrière passive contre la diffusion de pollution dans les sols	<i>Smith et al.</i> [151]
Renforcement de chaussée	<i>Cao</i> [39]

TAB. 2.1 – Exemples d'application en travaux publics des pneus usagés non réutilisables (PUNR).

Le matériau constitué de l'assemblage de ces morceaux de pneus transformés présente une porosité élevée. *Edeskar* [60], citant plusieurs auteurs, rapporte des porosités allant de 37 à 79%. Les masses volumiques rapportées vont de 250 à 990kg/m<sup>3</sup> [60][145]. Ces deux caractéristiques dépendent fortement de la taille des morceaux de pneus transformés et de la contrainte appliquée sur le matériau [33].

Les caractéristiques mécaniques de ce matériau ont été principalement étudiées par le biais d'essais de cisaillement direct, notamment par *Edeskar* [60], *Foose et al.* [64] et *Yang et al.* [163]. Elles ont également été étudiées par des essais triaxiaux, par *Lee et al.* [99], *Masad et al.* [113], *Wu et al.* [162] et *Yang et al.* [163]. Ces deux méthodes ont été utilisées pour déterminer leur résistance au cisaillement et leur angle de frottement. Elles conduisent cependant à des résultats différents [163] avec, en particulier, des conclusions divergentes sur l'influence de la taille des morceaux de pneus sur la résistance au cisaillement selon la méthode employée [60]. On peut néanmoins retenir de ces travaux les tendances et conclusions partagées.

Lors d'un essai triaxial sur un assemblage de pneus transformés, l'augmentation de la contrainte déviatoire avec la déformation axiale est quasiment linéaire et on observe un comportement contractant jusqu'à 15% de déformation axiale. L'étude bibliographique d'*Edeskar* [60], rassemblant des données relatives à des pneus transformés de toutes tailles et dimensions, fait état de valeurs d'angle de frottement et de cohésion variant sur des plages très larges : de 6 à 38° et de 0 à 80kPa, respectivement. On notera que, très souvent, aucun pic n'est atteint : la résistance au cisaillement augmente avec la déformation axiale. La résistance au cisaillement et l'angle de frottement de ce matériau sont alors déterminés d'après les mesures à 10 ou 20% de déformation axiale. Le module d'Young est plus faible que celui des sols, avec une valeur d'environ 1000kPa pour une pression de confinement de 100kPa. Il dépend de la pression de confinement suivant une loi quadratique. La relation établie par *Yang et al.* [163], pour des granulats de pneus de 2 à 10mm, relie le module d'Young du mélange à la pression de confinement :

$$E = 13,2 \sigma_3 - 0,0191 \sigma_3^2 \quad (2.1)$$

Lors d'un essai de cisaillement direct sur un assemblage de pneus transformés, la résistance au cisaillement croît non linéairement avec la déformation. La plupart du temps, aucun pic n'est observé. Sous faible contrainte normale et pour une déformation axiale inférieure à 15%, le matériau est contractant. La résistance au cisaillement, déterminée à partir des mesures à 10% de déformation axiale, dépend de la contrainte normale suivant une loi puissance [163].

*Heimdal et Drescher* [80] ont par ailleurs montré que des amas de morceaux de pneus de grandes dimensions (150 à 200mm) présentaient une certaine anisotropie. Ces matériaux ont tendance à s'aligner suivant le plan de glissement, modifiant notamment le rapport des modules d'Young entre les directions perpendiculaire et parallèle au plan, ce dernier étant le plus grand.

D'autres caractéristiques mécaniques ont été mesurées pour ces matériaux (fluage sous compression, coefficient de poussée au repos, résilience), ainsi que des caractéristiques hy-

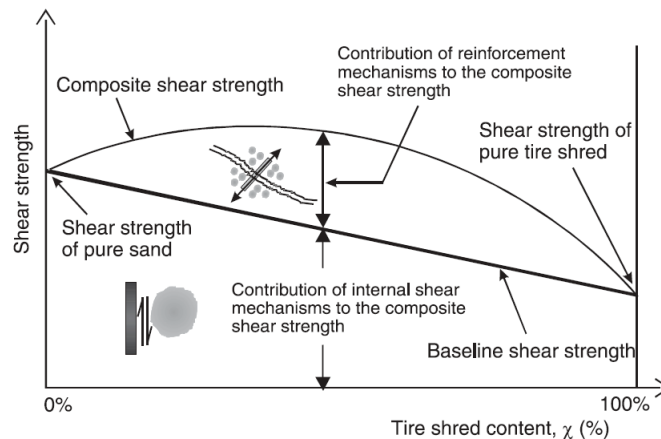


FIG. 2.4 – Zornberg et al. [170] expliquent l'influence sur la résistance au cisaillement du pourcentage du mélange pneu-sable par un terme lié au cisaillement dans le matériau et un terme lié à un effet de renforcement, mobilisant des efforts de traction dans les pneus.

drauliques (perméabilité, capillarité) et des caractéristiques physiques et chimiques (conductivité thermique, durabilité). Edeskar [60], en particulier, fournit des valeurs pour ces caractéristiques.

#### 2.1.1.4 Mélanges pneu-sable

Les matériaux résultant de la transformation des pneus usagés sont plus fréquemment employés en mélange avec du sol. De nombreuses études se sont intéressées aux caractéristiques de ces mélanges [145]. En laboratoire ces mélanges sont généralement faits avec du sable. Parmi ces études celles de Lee et al. [99], Masad et al. [113], Venkatappa Rao et Dutta [158], Yang et al. [163], Youwai et Bergado [168] ou Zornberg et al. [170] font spécifiquement référence à des essais triaxiaux. Celles de Foose et al. [64] et celles de Ghazavi et Sakhi [66] s'appuient sur des essais de cisaillement direct. Elles diffèrent par leurs objectifs, les méthodes employées et la forme des pneus transformés utilisés. Leur intérêt est de mettre en évidence l'influence de l'ajout de morceaux de pneus dans une matrice sableuse.

Jusqu'à environ 30% en masse, l'ajout de pneu dans une matrice sableuse conduit à l'augmentation de la résistance au cisaillement. Au delà, de cet optimum, la résistance décroît. L'optimum obtenu par Zornberg et al. [170] par des essais triaxiaux sur des mélanges avec des morceaux de pneus rectangulaires de grandes dimensions (25 à 110 mm de long) est de 35% en masse. Ghazavi et Sakhi [66] ont obtenu une valeur de 25% pour des morceaux de 20 à 40mm. Edil et Bosscher [61] ont montré que lors d'essais de cisaillement direct, le bénéfice de l'ajout de morceaux de pneus est moins marqué sous des contraintes normales élevées.

Par ailleurs, Foose et al. [64] ont observé que l'influence de la densité du sable sur la résistance au cisaillement direct était plus forte sur un mélange que sur le sable seul. Jusqu'à l'optimum, le mélange est dilatant [168][170].

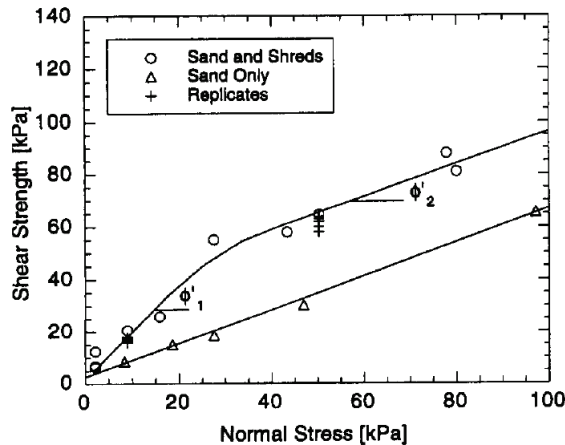


FIG. 2.5 – La résistance au cisaillement d'un mélange pneu-sable à 30% de copeaux de pneus de 50mm varie non linéairement avec la contrainte normale, d'après Foose et al. [64].

Au delà de l'optimum, il est contractant à faible déformation puis dilatant [113][158]. Et, lorsque la part sableuse diminue, le comportement tend vers celui d'un échantillon constitué de morceaux de pneus.

L'angle de frottement interne des mélanges pneu-sable est très variable ( $33,7^\circ \pm 15^\circ$ ), tel que rapporté par Reddy et Marella [145] reprenant les données fournies par 13 auteurs. Cependant, l'enveloppe de rupture déterminée par des essais de cisaillement direct n'est pas linéaire (Fig. 2.5). On retient généralement pour valeur d'angle de frottement celui défini aux contraintes normales les plus faibles. Foose et al. [64] ont obtenu un angle de frottement de  $67^\circ$  pour un mélange de 20% en masse de morceaux de pneus de 150mm de long avec un sable de  $34^\circ$  d'angle de frottement. Ghazavi et Sakhi [66] obtiennent le même angle de frottement pour un mélange à 50% en masse de morceaux de pneus de  $40 \times 80$ mm avec un sable de même angle de frottement.

En fait, les pneus transformés, lorsqu'ils sont de taille suffisante, agissent comme des inclusions dont l'efficacité est plus grande lorsqu'ils sont placés perpendiculairement au plan de cisaillement. Ceci a été mis en évidence par Edil et Bosscher [61] après avoir réalisé des essais de cisaillement direct. Cet auteur, ainsi que Foose et al. [64], a observé que la bande de cisaillement était plus fine lorsque les pneus transformés étaient placés sans orientation préférentielle.

D'autres caractéristiques mécaniques de ces mélanges ont fait l'objet d'études. On citera par exemple Ghazavi et Sakhi [67] qui ont évalué l'influence de la forme des lanières de pneus sur la réponse d'un mélange avec du sable lors d'un essai CBR ainsi que Youwai et al. [169] et Tatlisoz et al. [153] qui ont respectivement abordé l'interaction de ces matériaux avec des grillages hexagonaux et des géosynthétiques de renforcement.

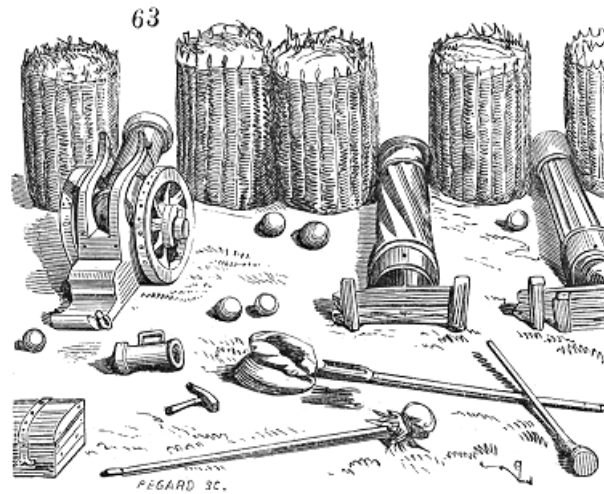


FIG. 2.6 – Utilisation militaire de gabions, paniers cylindriques sans fond remplis de terre et formant un parapet de protection, d'après Viollet-le Duc [160].

### 2.1.1.5 Risques environnementaux

Comme pour toute réutilisation en génie civil ou géotechnique de sous-produits industriels ou déchets d'activités humaines se pose la question du risque environnemental. Les pneumatiques sont constitués et contiennent "en surface" de nombreux composés chimiques nuisibles à la santé et à l'environnement. Le contexte d'application visé dans le cadre de cette étude est similaire à d'autres applications déjà mises en œuvre. Ces questions de pollution sont notamment abordées par *Edeskar* [60] et *Markewitz et al.* [111]. Elles ne le seront pas dans le cadre de ce travail (action spécifique du programme ANR-*Rempare* 2006).

## 2.1.2 Gabions et grillage

Les merlons cellulaires objets de cette étude ont pour composants élémentaires des gabions fabriqués à partir de cages de grillage métallique.

Sous le terme gabion sont rassemblées des techniques par lesquelles un sol est contenu dans une enveloppe. Depuis l'antiquité ce principe a été utilisé par le génie militaire pour constituer des abris ou pour renforcer des fortifications. Ces gabions étaient alors constitués de cylindres d'osier ou de bois remplis de sol (Fig. 2.6).

A partir du milieu du XIX<sup>ème</sup> siècle ce principe s'est développé plus largement par l'utilisation de grillage métallique, produit industriellement, pour constituer des cages en forme de parallélépipède rectangle. Ces gabions trouvèrent leurs premières applications en aménagement des rivières, puis en géotechnique. Du fait de leur perméabilité et de leur tolérance à la déformation ils servent fréquemment d'ouvrages de butée de pied pour stabiliser des terrains en mouvement. Leurs applications se sont largement diversifiées : seuil de barrage, mur de soutènement, écran anti-bruit, mur pare-blocs... (Fig. 2.7).

Ainsi, de nos jours, ce terme est le plus souvent synonyme de cages grillagées remplies de



FIG. 2.7 – Différentes applications de gabions constitués de grillage métallique : mur de soutènement renforcé, merlon pare-blocs, protection contre l'érosion d'une culée de pont en rivière, écran anti-bruit, soutènement par mur poids et seuils torrentiels (France Maccaferri).

géomatériaux grossiers. Il existe néanmoins d'autres formes de gabions. Certains reprennent le principe originel, comme les gabions constitués à partir de palplanches [56] et d'autres reprennent le principe plus moderne de la cage mais en utilisant du treillis métallique soudé en lieu et place du grillage.

Les gabions utilisés dans le cadre de cette étude sont fabriqués à partir de grillage à maille hexagonale (Fig. 2.8). Ce type de grillage est largement employé et une application courante en zone montagneuse est la lutte active contre les chutes de blocs par filets plaqués, ou pendus. Dans une optique assez proche on peut également citer la protection contre l'érosion des talus dégradés. Enfin, ces grillages peuvent également être utilisés comme nappes de renforcement de remblai [159].

Malgré la diversité des applications et le nombre d'ouvrages concernés, il existe très peu de données publiées et issues de travaux de recherche sur les caractéristiques mécaniques propres des grillages double torsion.

*Bergado et al.* [21], *Bergado et al.* [22], *Ghionna et al.* [68] et *Indraratna et Lasek* [86] se sont intéressés à l'interaction entre un grillage métallique et le sol, le plus souvent dans une problématique de renforcement de massif de sol. Ils s'intéressent à la résistance à l'arrachement des nappes, laquelle mobilise un effort de traction dans le grillage ainsi que l'interface entre les deux matériaux. En particulier, *Bergado et al.* [21] ont abordé la déformation de la maille lors de ce type de sollicitation. Ils montrent qu'une bande de

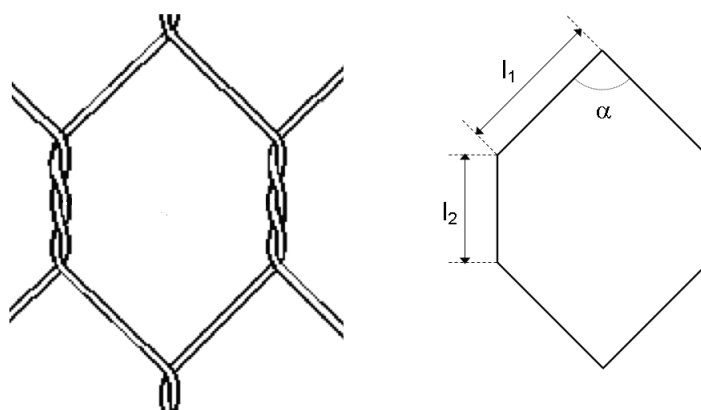


FIG. 2.8 – Maille hexagonale, dite double-torsion.

grillage libre de se déformer latéralement et soumise à traction subit une forte striction. La maille change de forme, avec un allongement dans la direction parallèle à l'effort de traction et un rétrécissement dans la direction perpendiculaire, dans son plan. L'influence de ce changement de forme sur la réponse mécanique du grillage n'est pas abordée. L'étude de *Bergado et al.* [21] a été reprise par *Muhunthan et al.* [123] pour l'estimation du comportement des grillages double torsion utilisés sur les talus dégradés pour limiter leur érosion et les départs de blocs rocheux. Ces auteurs proposent une relation entre l'allongement de la maille,  $u_d$ , et l'effort,  $P$ , qui lui est appliqué, les déformations de la maille dans la direction perpendiculaire au chargement étant bloquées.

$$u_d = \frac{\sqrt{P^2 + 4SEP\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) + 4S^2E^2\cos^4\left(\frac{\alpha}{2}\right)} - 2SE\cos^2\left(\frac{\alpha}{2}\right)}{SE\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right)} l_1 + \frac{P}{2SE} l_2 \quad (2.2)$$

où  $S$  est la section des fils de grillage,  $E$  est le module élastique de l'acier utilisé,  $\alpha$  est l'angle au sommet de la maille hexagonale,  $l_1$  et  $l_2$  sont respectivement les longueurs des brins simples et torsadés de la maille (*cf.* Fig. 2.8). Dans ces conditions, et supposant que la limite plastique n'est pas atteinte, l'effort augmente quasi-linéairement avec la déformation de la maille. Cette expression montre également que sous un même effort l'allongement de la maille augmentera si son angle au sommet est plus faible.

Les seules données finalement disponibles sur les caractéristiques mécaniques des grillages proviennent d'essais de production réalisés par les producteurs. Celles concernant les grillages utilisés dans cette étude sont présentées au chapitre suivant, paragraphe 3.2.2.

### 2.1.3 Géomatériau confiné

Le comportement des matériaux de remplissage des cellules est modifié par la présence de l'enveloppe grillagée. En effet, qu'elle soit ouverte ou fermée, l'enveloppe restreint la



variation de volume du géomatériau lorsque il est déformé. L'enveloppe a alors un effet de confinement sur le géomatériau de remplissage.

Le comportement des géomatériaux confinés a été largement étudié, notamment dans une optique de renforcement des sols par "conteneurisation" par des géotextiles tridimensionnels alvéolaires. Dans ces structures, le sol est soit pris entre deux nappes de géotextile soit cloisonné dans un cylindre géotextile [97], induisant un effet de confinement. Les mécanismes mis en jeu et la façon d'aborder cet effet présentent des similitudes avec ceux d'une cage grillagée enveloppant un matériau granulaire.

Bien avant de concerner ces ouvrages, l'effet du confinement sur les caractéristiques du sol a été abordé par *Henkel et Gilbert* [81] dans les années 50. La question traitée était alors la correction des résultats de l'essai triaxial de révolution en fonction des caractéristiques de la membrane utilisée, avec application particulière à une argile. Ils ont établi un modèle permettant de corriger les résultats en fonction des caractéristiques de l'enveloppe. A tout instant l'effet de confinement par une enveloppe se traduit par une contrainte de confinement supplémentaire sur l'éprouvette,  $\Delta\sigma_3$ , donnée par :

$$\Delta\sigma_3 = \frac{2 M}{D_0} \left( \frac{1 - \sqrt{1 - \epsilon_a}}{1 - \epsilon_a} \right) \quad (2.3)$$

avec  $D$  le diamètre initial de l'éprouvette,  $M$  le module en traction de l'enveloppe et  $\epsilon_a$  la déformation axiale de l'éprouvette.

Pour établir ce modèle, il a été supposé que l'éprouvette se déformait comme un cylindre droit parfaitement isochore. Cette hypothèse peut être considérée comme valable lorsque l'éprouvette est faiblement déformée mais peut être remise en cause en grands déplacements, par cisaillement.

A partir de la fin des années 1980, différents auteurs se sont intéressés spécifiquement à des géo-composites "cellulaires" (ou géoconteneur) où le sol est entouré de géotextile, en faisant largement référence à l'approche de *Henkel et Gilbert* [81]. Les types de géoconteneur et mode de sollicitation diffèrent d'une étude à l'autre :

- *Ratel* [144]: conteneur géotextile cylindrique à section carrée ou circulaire (de 420mm de hauteur  $H$  et de diamètre  $D$  variable) rempli de sable et soumis à compression simple suivant le diamètre. Utilisation de différents géotextiles, de raideur variant d'un rapport de 1 à 8;
- *Bathurst et Karpurapu* [17]: cellule géotextile cylindrique ( $H=D=200$ mm) remplie de sable ou de gravier de granulométrie inférieure à 50mm, soumise à essai triaxial;
- *Reiffsteck* [146]: alvéole géotextile de section hexagonale de 520mm de hauteur, remplie de sable et chargée suivant son axe;
- *Rajagopal et al.* [143]: cellule géotextile cylindrique de 200mm de hauteur soumises à essai triaxial. Le diamètre des cellules dépend du nombre de cellules soumises concomitamment à essai pour évaluer l'influence de l'interaction entre cellules. 4 géotextiles différents ont été utilisés;
- *Iizuka et al.* [84] et *Iizuka et al.* [85]: conteneur géotextile cylindrique ( $H$  et  $D$  valant

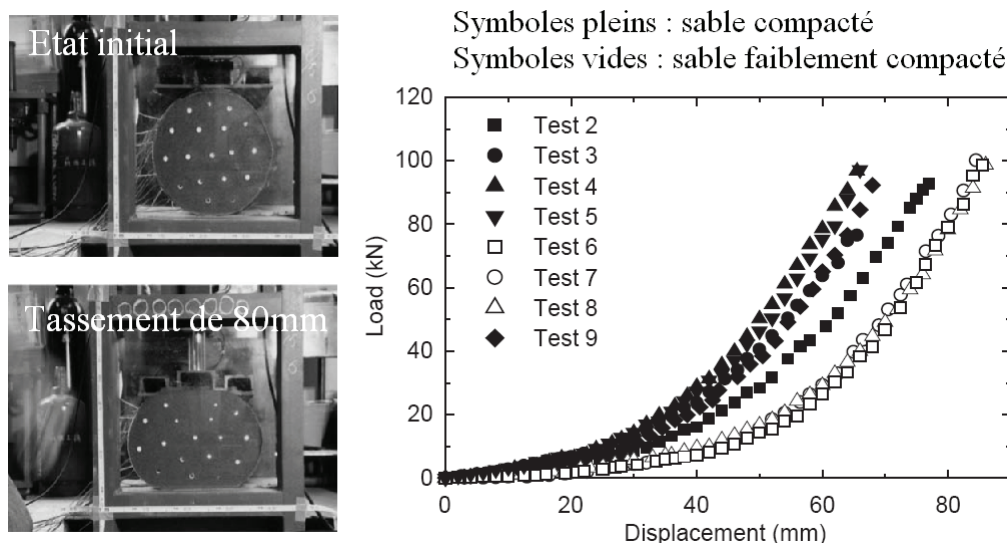


FIG. 2.9 – Essais de compression diamétrale d’un géoconteneur cylindrique ( $D=300\text{mm}$ ) réalisés par Iizuka et al. [85]. Epreuve en début et fin de compression. Courbes force-tassement pour différentes densités et teneurs en eau du sable.

respectivement 400 et 300mm) rempli de sable et soumis à compression diamétrale simple (Fig. 2.9).

De ces travaux il ressort que l’angle de frottement du matériau confiné est identique à celui du matériau non confiné. Par contre, la cohésion apparente mesurée augmente proportionnellement à la contrainte de confinement,  $\sigma_3$ . Pour un matériau pulvérulent d’angle de frottement  $\phi$ , cette cohésion apparente, c’est-à-dire qui n’a pas de sens physique, est définie par [17] :

$$C_a = \frac{\sigma_3}{2} \tan \left( \frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) \quad (2.4)$$

L’effet de l’enveloppe se caractérise également par un sensible décalage du pic de résistance : le maximum de contrainte déviatoire est atteint pour une plus grande déformation lorsque le géomatériau est confiné par une enveloppe [17][143].

L’effet de confinement est lié à la variation de volume de l’éprouvette. Cette variation est assez faible et l’on peut considérer que l’hypothèse de *Henkel et Gilbert* [81] est toujours vérifiée. La sollicitation de l’enveloppe, donc l’effet de confinement, s’exprime particulièrement à partir du moment où le volume de l’échantillon commence à décroître. *Ratel* [144] observe une grande déformabilité en début d’essai puis une forte augmentation de la résistance du géo-composite et fait le lien avec la variation de volume. Les mêmes observations peuvent être faites sur les courbes présentées par *Bathurst et Karpurapu* [17] ou de *Iizuka et al.* [84].

L’évolution du volume de l’éprouvette dépend de sa forme initiale et de l’orientation du chargement. La résistance d’un géo-composite cylindrique chargé diamétralement augmente très fortement à partir d’une déformation axiale d’environ 15% [84][144](Fig. 2.9) alors

que l'effet de confinement apparaît dès le début de la compression lorsque l'échantillon cylindrique est chargé suivant son axe [17][146]. Dans le premier cas, la compression en début d'essai peut se faire à volume constant mais pas dans le second où il y a dilatance. Il peut donc exister un retard de l'effet de confinement en fonction de la forme initiale de l'éprouvette et de l'orientation du chargement.

Selon *Ratel* [144], l'influence de la raideur du géotextile est très importante en grandes déformations et significative en faibles déformations. Il calcule la tension dans le géotextile en modélisant la déformation de la cellule (arc de cercle).

*Iizuka et al.* [84] observent qu'avec un sol plus dense, la résistance est plus élevée (Fig. 2.9) et que le volume semble décroître plus tôt. Il explique cela par la dilatance du sol et développe un modèle numérique s'appuyant sur le modèle de *Drucker et Prager* [59]. Ce lien entre effet de confinement et dilatance des sols est considéré par *Yasufuku et al.* [164] pour le dimensionnement de talus renforcés, par une modification du coefficient de sécurité.

L'étude du comportement de cellules seules peut être insuffisante lorsque l'on veut appréhender le comportement d'ouvrages constitués de géo-composites cellulaires. L'interaction entre plusieurs "cellules" a ainsi été abordée par *Rajagopal et al.* [143] et *Reiffsteck* [146]. La présence d'autres cellules, contiguës, augmente la résistance de la cellule soumise à compression.

L'effet du confinement par l'enveloppe sur le matériau de remplissage a été modélisé pour le calcul de certains ouvrages, en s'appuyant sur la notion de cohésion additionnelle précisée auparavant. *Reiffsteck* [146] et *Racana* [138] proposent d'utiliser cette méthode pour le dimensionnement de remblais renforcés par des géocellules alvéolaires. *Madhavi Latha et al.* [109] la reprennent pour étudier le comportement d'un remblai sur sol compressible et dont la base est renforcée par des géocellules triangulaires.

On souligne que la cohésion apparente déduite de l'équation 2.4 suppose que le matériau de remplissage a atteint la limite plastique, suivant le critère de rupture de Mohr-Coulomb. Et, cette cohésion apparente dépend de la déformation axiale atteinte. En toute rigueur, seule la contrainte de confinement supplémentaire, déterminée par l'équation 2.3, peut être calculée aux plus faibles déformations.

Les structures étudiées par ces auteurs diffèrent sensiblement des gabions par leurs forme, taille et matériau de remplissage. Pour les gabions, on dispose des résultats présentés par *Agostini et al.* [13]. Les essais concernent des cellules de 500mm d'arête remplies de concassé de carrière dans différentes conditions d'essais. En particulier ont été réalisés des essais de compression uniaxiale sur cellules dont 2 ou 4 faces latérales étaient libres de se déformer (Fig. 2.10). Ces essais ont été menés jusqu'à atteindre des déformations axiales supérieures à 40%. La résistance mécanique augmente exponentiellement. Le blocage de deux faces latérales conduit à multiplier par un facteur 2 à 3 la résistance de la cellule en fonction de la déformation. Les courbes présentées en figure 2.10 semblent avoir été lissées : le comportement aux contraintes attendues au sein d'un ouvrage (0 à 500kPa) est peu détaillé. Elles sont accompagnées de peu d'informations.

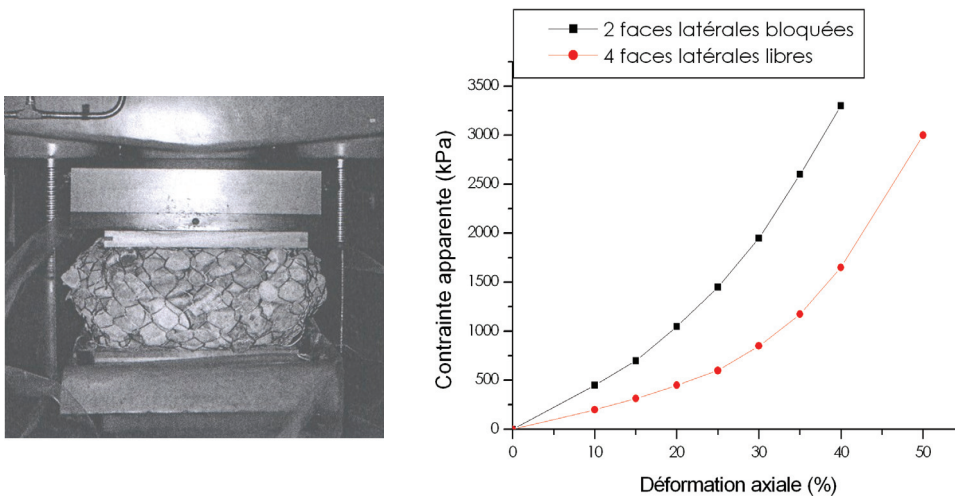


FIG. 2.10 – Essais de compression sur cellules, avec 4 faces latérales libres de déformer et 2 faces latérales bloquées, d'après Agostini et al. [13].

## 2.1.4 Assemblée granulaire

De par leur comportement mécanique, les matériaux granulaires grossiers remplissant certaines cellules se distinguent nettement des milieux continus. Leur nature granulaire induit des phénomènes ayant une influence sur le comportement macroscopique du matériau qu'il y a lieu de prendre en compte, d'autant plus lorsque la taille du grain est grande par rapport à celle de l'échantillon considéré. Une approche de milieu continu est inadaptée pour la description des assemblages granulaires, tout du moins à une certaine échelle.

### 2.1.4.1 Transmission des efforts

Les caractéristiques mécaniques macroscopiques d'une assemblée granulaire dépendent des caractéristiques du matériau constitutif des granulats, des caractéristiques dimensionnelles des granulats (forme, angularité...) et de leur arrangement [38]. De nombreux auteurs se sont intéressés à la question de la transmission des efforts au sein d'une assemblée granulaire; ces assemblages concernant différentes industries et techniques: activité minière, bâtiment et génie civil, industrie chimique, pharmaceutique...

Les premiers travaux sur la transmission des efforts dans les milieux granulaires furent des expérimentations sur des échantillons constitués de disques ou des billes de verre [51]. Pour mettre en évidence le mode de transmission des efforts au sein de l'assemblée granulaire la première et principale technique expérimentale utilisée fut la photoélasticité, permettant de visualiser les efforts dans une assemblée granulaire en deux dimensions [52][130]. Les matériaux dont sont constitués les grains sont transparents (pyrex, plexi-glas) et biréfringents; la lumière qui traverse ces 'grains' est modifiée en fonction de l'état de contrainte auquel ils sont soumis. Pour déterminer les forces de contact, *Mueth et al.* [122] et *Tsounqui et al.* [155] ont utilisé le papier carbone, *Chan et Ngan* [43] ont utilisé un film plastique translucide spécial; ces deux techniques exploitant le diamètre de l'empreinte

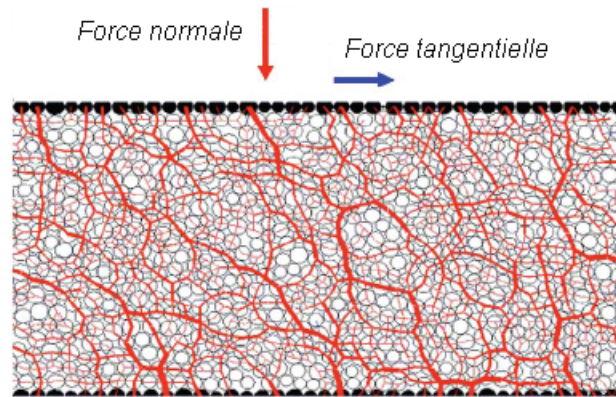


FIG. 2.11 – *Chaînes de force se développant lors du cisaillement d'un massif granulaire composé de disques polydisperses. L'épaisseur des traits rouge est proportionnelle à la composante normale de la force de contact inter-granulaire. D'après da Cruz et al. [50].*

au niveau du contact. Ces techniques expérimentales permirent l'approche des phénomènes ainsi que la validation des modèles numériques développés par la suite.

Les investigations numériques ont été de plus en plus nombreuses à partir des années 1990. L'outil numérique permet d'accéder facilement à de nombreuses grandeurs relatives aux contacts, et aux granulates, dont certaines inaccessibles par des méthodes expérimentales. Ces investigations contribuent largement à la compréhension du comportement des assemblées granulaires, notamment grâce à la méthode aux éléments discrets développée par *Cundall et Strack* [49].

Par des approches expérimentales ou numériques, de nombreux cas ont été traités. En particulier, la modélisation numérique a permis d'investiguer le comportement de ces assemblées en faisant varier de nombreux paramètres, dont la distribution granulométrique (mono, bi ou poly-disperse), la taille de l'échantillon (100 à plusieurs dizaines de milliers de grains), la forme (sphérique ou non), en 2D ou en 3D.

Ces travaux montrent que la transmission d'un effort dans un milieu granulaire ne se fait pas de manière uniforme sur l'ensemble des granulates. Au contraire, les forces de contact entre granulates sont très variables et la transmission des efforts au sein de l'assemblée se fait par le biais d'empilements, de "colonnes" de granulates. Ces colonnes ne mobilisent qu'une partie des granulates de l'assemblée mais reprennent la majeure partie des efforts appliqués. Il apparaît ainsi au sein de l'assemblée des "chaînes de force" (Fig. 2.11) dont l'orientation générale est globalement parallèle à l'axe principal de chargement de l'assemblée granulaire. *Radjai et al.* [141] qualifient de phase forte les contacts entre granulates constitutifs de ces colonnes et par lesquelles transitent les chaînes de force. Les granulates non mobilisés dans ces colonnes peuvent agir sur la stabilité de ces colonnes, par une action transverse, de contreforts, en des contacts constituant la phase faible.

Du fait de ce mode de fonctionnement, les forces de contact entre granulates sont très variables. Cette variabilité peut être illustrée par la distribution statistique des forces nor-

males de contact entre granulats [139]. Les forces supérieures à la moyenne suivent une loi de distribution exponentielle décroissante et celles inférieures à la moyenne suivent une distribution uniforme lorsque l'assemblée est proche de l'équilibre statique [140][142]. Les premières sont supportées par la phase forte et sont plutôt orientées parallèlement à l'axe de chargement. Les secondes sont supportées par la phase faible.

L'amplitude des forces de contact normales est importante. Dans le cas d'essais de type oedométrique sur une assemblée carrée en deux dimensions de 100 éléments circulaires, *Tsoungui et al.* [155] font ainsi état d'une valeur de force maximale sur un élément de 2500N, pour une valeur moyenne d'environ 750N, lorsqu'il applique une force de 5500N sur l'assemblée. En d'autres termes, la force maximale subie par un élément de l'assemblée granulaire constitutive d'une cellule peut être cinq fois plus élevée que la force déduite du produit entre contrainte axiale apparente sur la cellule et surface occupée par l'élément perpendiculairement à cet axe<sup>1</sup>. Ceci signifie que la connaissance de la force appliquée sur l'assemblée est insuffisante pour estimer les forces de contact maximales entre deux granulats de l'assemblée.

Les chaînes de force ne sont cependant pas pérennes. Elles peuvent rompre soit par déplacement d'un des granulats de la colonne [130][62] soit par rupture d'un de ces éléments, par abrasion ou fissuration [102][103][156]. Cet effondrement de chaîne entraîne une chute brutale de la force reprise par l'assemblée, jusqu'à ce qu'un nouveau jeu stable de colonnes soit mobilisé. L'importance relative de la chute de force dépend du mécanisme à l'origine de cette rupture: les réarrangements locaux de granulats, l'abrasion et enfin la fracturation par ordre croissant d'ampleur (Fig. 2.12). La déformation d'un tel milieu est ainsi marquée par une succession de 'crises dynamiques' pendant lesquelles il y a déplacement rapide des grains.

Compte tenu de ce mode de fonctionnement, on comprend que, selon l'échelle considérée, une approche de type mécanique des milieux continus ne soit pas appropriée. On peut définir trois échelles différentes dans un milieu granulaire.

La plus grande échelle est celle qui se prête à une description de type milieu continu, comme par exemple dans un ouvrage de géotechnique classique. Elle concerne les assemblées dont la taille est très grande par rapport à celle du grain. A cette échelle, l'influence des phénomènes survenant au niveau des grains et des colonnes est lissée. On définit pour limite inférieure à ce domaine le volume élémentaire représentatif (VER) dont le comportement est représentatif du milieu à l'échelle macroscopique.

L'échelle suivante, dite mésoscopique, est celle définie par la longueur de corrélation<sup>2</sup>.

Concrètement, c'est la longueur de la suite de grains supportant des forces de contact supérieures à une certaine valeur [141]. Elle rend compte de l'inhomogénéité des forces de contact. Cette longueur de corrélation vaut environ 10 fois le diamètre du grain. Cette longueur peut être comparée à la longueur des colonnes. Le comportement de toute assemblée

---

1. Cette comparaison est très simpliste et suppose un arrangement carré, avec 10 éléments de même taille par côté.

2. La longueur de corrélation considérée ici est celle déterminée à partir des corrélations spatiales entre les forces de contact [38].

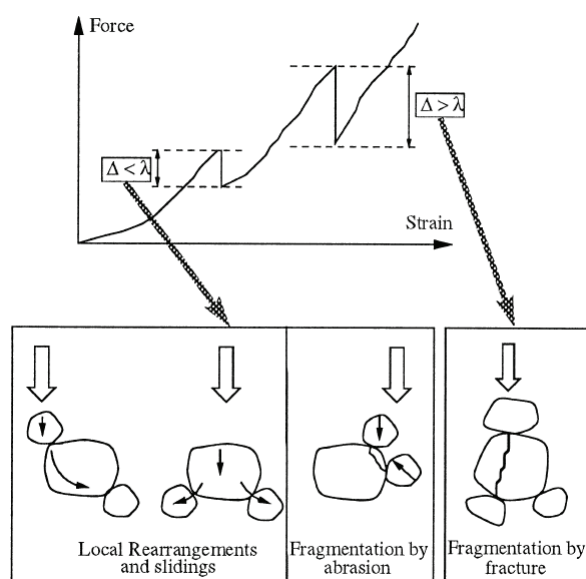


FIG. 2.12 – Influence de la rupture des chaînes de force sur le comportement d'une assemblée granulaire. Les chutes de force sont attribuées à des phénomènes différents selon leur amplitude. D'après Tsoungui et al. [156].

dont la taille est proche de cette longueur sera très marqué par celui des colonnes.

Enfin, la plus petite échelle est celle du grain; c'est l'échelle microscopique.

Ainsi, le comportement de toute assemblée de taille inférieure au VER est fortement marqué par la nature granulaire du milieu, comme illustré en figure 2.12. Cette situation correspond au cas des cellules remplies de matériaux grossiers considérés dans cette étude.

Dans ce contexte, la fracturation des grains est un phénomène important dans le comportement de l'assemblée granulaire. Il est donc essentiel de s'intéresser à l'occurrence de leur rupture.

#### 2.1.4.2 Rupture des grains

Il existe trois modes de rupture possibles pour un grain : la fracture, l'attrition et l'abrasion [75]. La fracture conduit à la production de plusieurs grains plus petits et de tailles identiques. L'attrition produit un gros grain et plusieurs petits grains et, enfin, l'abrasion produit un grain à peine plus petit et de nombreuses particules fines.

Quelle que soit la taille des éléments considérés (grains, blocs) ils sont exposés au risque de rupture dès lors que les contraintes subies sont trop importantes. Par contre, l'influence de cette rupture sur le comportement de l'assemblée granulaire dépendra de l'échelle considérée, comme évoqué précédemment.

L'occurrence de la rupture d'un grain dépend principalement de sa nature minéralogique, de son inhomogénéité, de sa taille et du système de forces de contact auquel il est exposé.

La nature minéralogique de la roche est le premier paramètre influençant sa résistance. En effet, la plupart du temps un grain soumis à un système de forces extérieures rompt par

traction, comme lors d'un essai brésilien. L'essai brésilien, parfois appelé essai de traction indirecte, permet de déterminer la résistance à la traction d'une roche. Il consiste à soumettre à compression diamétrale un cylindre de roche de section circulaire. Le champ de contraintes se développant au cœur de l'éprouvette est caractérisé par une mise en traction perpendiculaire à l'axe de chargement dans le plan diamétral reliant les deux points de chargement. La compression est menée jusqu'à rupture où l'on mesure la force maximale,  $F_{max}$ , dont on déduit la contrainte de traction indirecte  $\sigma_{tb}$  [6]:

$$\sigma_{tb} = \frac{2F_{max}}{\pi DH}$$

où  $D$  et  $H$  sont respectivement le diamètre et la hauteur de l'éprouvette. Pour les calcaires, les valeurs courantes de  $\sigma_{tb}$  sont comprises entre 1 et 15MPa.

Mais à la nature minéralogique il faut associer l'inhomogénéité. Elle fait référence aux défauts qui peuvent exister au sein du grain et qui sont dus à la nature même de la roche et à son altération. Toute fissure, ou discontinuité, à l'intérieur du grain, peut initier une rupture précoce. Et, plus le grain est gros, plus il est probable qu'il y ait des défauts.

De façon analogue à ce qui se passe lors d'un essai brésilien, la force nécessaire pour rompre le grain dépend de la surface du plan soumis à traction. La résistance du grain dépend alors de sa taille et plus précisément des dimensions de la surface mobilisée, définie par les points d'application des forces extérieures maximales. Pour des grains allongés ou plats, cette surface, et donc la résistance du grain, peut être très faible.

La résistance d'un grain dépend également de la répartition et de l'amplitude des forces qui lui sont appliquées. Différents travaux numériques, notamment, ont montré la dépendance de l'état de contrainte au nombre de coordination. *Lade et al.* [91] a mis en évidence que plus le nombre de coordination est élevé, moins l'élément est susceptible de rompre. En fait, à partir de la situation de référence consistant en l'application de deux forces opposées sur un grain, toute force supplémentaire appliquée en un autre point tend à réduire le déviateur de contrainte au sein du grain. Plus le nombre de contacts est élevé, plus le champ de contrainte est isotrope.

### 2.1.5 Conclusion

Cet état de l'art met en évidence que le comportement du grillage et des mélanges anthropiques pneu-sable sont peu documentés et que les travaux qui s'y rapportent sont très récents, puisqu'ils datent principalement des 10 dernières années. En termes de résistance au cisaillement, sous chargement pseudo-statique, le mélange optimum semble être constitué d'environ 30% en masse de morceaux de pneus.

Par ailleurs, le comportement d'assemblées granulaires composées d'un faible nombre d'éléments est très dépendant de phénomènes à l'échelle du grain. Ces phénomènes sont liés aux caractéristiques mécaniques du grain ainsi qu'à la texture de l'assemblée. Ce comportement dépend ainsi de nombreux paramètres et est difficile à appréhender. Or, dans



les cellules remplies de granulats, l'influence des phénomènes à l'échelle du grain ou de la chaîne de force prennent une grande importance du fait du rapport de taille entre grain et cellule. L'étude du comportement des cellules remplies de granulats suppose ainsi une investigation préalable à l'échelle du granulat.

Enfin, il apparaît que les résultats des quelques travaux sur le comportement de géocellules ne peuvent être repris *in extenso* pour notre étude dans la mesure où ceux-ci concernent des cellules très différentes par leurs formes et matériaux constitutifs.

## 2.2 Impact sur géomatériaux et structures

Lorsqu'un bloc rocheux heurte une structure ou un géomatériau le chargement est de courte durée (généralement inférieure à 100ms), avec des vitesses de déformation supérieures à  $0,1s^{-1}$ , et entraîne des déformations importantes du milieu impacté.

Ce chargement relève de la dynamique lente et, par la suite, on désignera ce phénomène par le terme "impact".

### 2.2.1 Contexte

#### 2.2.1.1 Impact sur sol

Avant de concerner les impacts de structure par chute de blocs, la question de la réponse à l'impact du sol s'est posée dans deux contextes bien particuliers.

C'est la question de la profondeur de pénétration de projectiles militaires dans le sol qui est à l'origine des premiers travaux, à partir du XVIII<sup>ème</sup> siècle [32]. Cette même préoccupation a motivé des travaux sur d'autres matériaux de construction susceptibles d'être impactés par des projectiles, et en particulier le béton. Les développements sur le béton ont parfois été réutilisés pour être adaptés au sol. Ces travaux accordent en particulier une grande attention à la forme du projectile. Ils s'intéressent en général à des vitesses d'impact élevées ; des vitesses de 10 à 200m/s sont considérées comme faibles. Néanmoins, ils fournissent des expressions pour la pénétration ou la force d'impact, parfois utilisées pour les ouvrages pare-blocs.

L'autre contexte est celui de l'amélioration des sols en place. Le développement de techniques efficaces de compactage dynamique a motivé de nombreux travaux de recherche [117][149]. Le compactage dynamique consiste à impacter la surface du sol par des pilons de 15 à 40 tonnes chutant librement depuis des hauteurs allant de 10 à 40 mètres. L'impact créé une onde de compression qui, en se propageant, conduit au réarrangement des particules de sol jusqu'à une profondeur maximale donnée par la relation simplifiée  $d_{max} = \alpha \sqrt{HW}$  où  $\alpha$  est un facteur de site variant entre 0,3 et 0,5,  $H$  est la hauteur de chute (en m) et  $W$  le poids du pilon (en Tonnes) [119]. La sollicitation est dans ce cas très proche de celle résultant de l'impact par un bloc rocheux ; les principales différences portent sur la géométrie et la densité de l'impacteur ainsi que sur les caractéristiques du sol. Parmi les nombreux travaux menés, certains proposent une expression pour la force d'impact maximale ( éq. 2.5).

### 2.2.1.2 Impact sur structures

L'étude de la réponse à l'impact de structures de génie civil ou de géotechnique s'inscrit dans des contextes très variés : bâtiments, ponts, galeries, tunnels, canalisations, merlons exposés à des impacts par des projectiles (missiles), des véhicules (terrestres ou aériens), des blocs rocheux... Les structures objets de ces travaux sont le plus souvent rigides et sont parfois protégées par une couche de géomatériau. C'est le cas des structures enterrées [134] ou des galeries de protection pare-blocs.

Les galeries pare-blocs protègent les voies de circulation contre les chutes de blocs rocheux provenant des falaises situées à leur aplomb. Dans leur conception traditionnelle elles sont constituées d'une dalle en béton armé recouverte d'une couche de matériau amortissant, généralement du géomatériau non compacté.

Plus récemment, *Delhomme* [53] s'est intéressé au comportement de galeries de protection pare-blocs à structure dissipative [23][121]. Ce type de galeries est conçu de telle sorte que l'énergie soit dissipée par la structure en béton armée en elle même et en l'absence de matériau amortissant. La suppression de cette couche permet un allègement de la galerie et une réduction des efforts repris par les fondations. Ces structures se différencient beaucoup de celles nous intéressant et la surface impactée est bien plus rigide.

Par contre, les travaux relatifs aux galeries pare-blocs recouvertes d'une couche de matériau amortissant présentent beaucoup plus d'intérêt, et pas seulement pour les techniques expérimentales mises en œuvre. En effet, ces travaux visent à optimiser l'efficacité de cette couche et à mieux appréhender les efforts transmis à la dalle lors de l'impact. Ils ont ainsi permis l'établissement d'expressions pour les valeurs maximales de force d'impact sur la couche amortissante et de force transmise par cette couche à la dalle en béton armé sous-jacente.

Enfin, quelques études concernent spécifiquement des merlons, ou ouvrages fonctionnellement similaires. Celles-ci seront abordées au paragraphe 2.2.4.

Que ce soit pour des impacts sur sol ou pour des impacts sur structures, des expressions ont été proposées pour la force d'impact, la pénétration ainsi que pour la force transmise. Certaines sont précisées ci-après.

### 2.2.2 Expressions pour la force d'impact, la pénétration et la force transmise

Par des approches empiriques ou par modélisation physique, des expressions pour la force d'impact maximale, la pénétration de l'impacteur et la force transmise ont été proposées.

Les principaux paramètres auxquels ces expressions font appel sont :

- le poids de l'impacteur,  $W$  (en kN),
- le rayon de l'impacteur,  $R$  (en m),
- la pesanteur,  $g$  (en  $m/s^2$ ),

- la durée de l'impact,  $T_{imp}$  (en s),
- la hauteur de chute,  $H_c$  (en m),
- l'énergie potentielle de l'impacteur,  $E_{pot}$  (en kJ),
- le premier coefficient de Lamé du sol,  $\lambda$  (en  $\text{kN/s}^2$ )<sup>3</sup>,
- l'épaisseur de la couche de sol,  $e$  (en m),
- et le module de compressibilité de la couche de matériaux,  $M_E$  (en  $\text{kN/m}^2$ )<sup>4</sup>.

### 2.2.2.1 Force d'impact sur géomatériaux

Différentes expressions donnent la valeur de la force d'impact maximale. Par soucis d'homogénéité, on notera cette valeur  $F_I^{max}$  par la suite (en kN). Cette force est désignée par certains auteurs d'effort par accélération [90].

Expression de *Mayne et Jones* [117]

*Mayne et Jones* [117] proposent, à partir d'expériences de compactage dynamique, une expression de la force d'impact maximale :

$$F_I^{max} = \sqrt{\frac{32 W H_c G R}{\pi^2 (1 - \nu)}} \quad (2.5)$$

où  $G$  et  $\nu$  sont respectivement le module de cisaillement<sup>5</sup> et le coefficient de poisson du sol.

Expression donnée par le *Handbook of prevention against rock falls* [15] :

Ce manuel, utilisé au Japon, propose une formulation s'appuyant sur la théorie des chocs élastiques de Hertz :

$$F_I^{max} = 2,108 W^{\frac{2}{3}} \lambda^{\frac{2}{5}} H_c^{\frac{3}{5}} \quad (2.6)$$

Et, si la couche de matériau amortissant a une épaisseur  $e$  inférieure à 0,9m, cette valeur doit être corrigée par le facteur:

$$C_d = \sqrt{1 + \frac{R}{e \tan \alpha}} \quad (2.7)$$

où  $\alpha$  est l'angle de diffusion dans la couche, auquel on donne généralement la valeur de 45°.

Expression de *Yoshida et al.* [167]

3. Ce coefficient prend une valeur de l'ordre de 1000kN/s<sup>2</sup> pour le matériau amortissant.

4. Ce module est déterminé par des essais à la plaque, suivant une norme suisse. Il peut être relié au module d'Young,  $E$ , et au coefficient de Poisson,  $\nu$ , du sol par la relation  $M_E = \frac{4 E}{\pi (1 - \nu^2)}$ . Soit  $M_E = 1,36E$  si l'on retient 0,25 pour valeur de  $\nu$ .

5. Le module de cisaillement ici considéré est un module en grandes déformations, valant un dixième du module de cisaillement classique [117].

L'expression proposée (éq. 2.8) a été obtenue d'après des impacts sur couche de sable avec 7 impacteurs différents par leur forme, taille et poids. Les hauteurs de chute étaient de 5 à 20m et les épaisseurs de couche de 0,5 à 1,5m.

$$F_I^{max} = 2 c_r \frac{W}{g T_{imp}} \sqrt{2 g H} \quad (2.8)$$

avec  $c_r$  un coefficient statique lié à l'intervalle de confiance.

De plus,

$$\text{pour du sable fin, } T_{imp} = 0,0051 W + 0,00614 \quad \text{et} \quad c_r = 1,26$$

$$\text{pour du sable grossier, } T_{imp} = 0,022 W + 0,0485 \quad \text{et} \quad c_r = 1,21$$

$$\text{pour du sable broyé, } T_{imp} = 0.0102 W + 0.0755 \quad \text{et} \quad c_r = 1.14$$

La durée d'impact est ainsi indépendante de la hauteur de chute.

#### Expression de Labiouse et al. [90]

*Labiouse et al.* [90] ont repris et adapté une expression théorique développée pour le choc d'une sphère sur un milieu semi-infini et s'appuyant sur la théorie des chocs élastiques. L'expression proposée (éq. 2.9) est comparée à des résultats expérimentaux. Les expérimentations consistaient en des largages, depuis des hauteurs de 0,25 à 10m, d'impacteurs de 100 à 1000kg, cylindriques et ayant une base en forme de segment de sphère, sur différents géomatériaux en couche de 0,35, 0,5 et 1m. La concordance entre valeurs prédites et valeurs calculées est très bonne.

$$F_I^{max} = 1,765 M_E^{\frac{2}{5}} R^{\frac{1}{5}} W^{\frac{3}{5}} H_c^{\frac{3}{5}} \quad (2.9)$$

*Bertrand* [24] fournit plus de détails sur cette expression, utilisée par *Jaecklin* [87] pour le dimensionnement d'ouvrages pare-blocs.

#### Expressions de Montani Stoffel [120]

A partir des mêmes expérimentations que celles évoquées pour l'expression de *Labiouse et al.* [90], cet auteur propose :

$$F_I^{max} = 1,33 \exp\left(\frac{R}{1,5 e}\right) M_E^{\frac{1}{3}} (\tan\phi)^{\frac{1}{3}} E_{pot}^{\frac{2}{3}} \quad (2.10)$$

où  $\phi$  est l'angle de frottement du sol.

Et, si la couche de matériau recouvre une dalle susceptible de se déplacer, par oscillations:

$$F_I^{max} = 1,35 R^{\frac{1}{5}} \exp\left(\frac{R}{3 e}\right) M_E^{\frac{2}{5}} (\tan\phi)^{\frac{1}{5}} E_{pot}^{\frac{3}{5}} \quad (2.11)$$

Ces deux expressions sont vérifiées pour des épaisseurs de matériau supérieures à 0,5m.

### 2.2.2.2 Force transmise

La force transmise par une couche de géomatériau soumise à impact a principalement été étudiée pour la couverture des galeries pare-blocs.

#### Expression de Masuya [114]

A partir des résultats de *Yoshida et al.* [167], cet auteur évalue la distribution de pression agissant sur la dalle:

$$P = \beta_0 \frac{W}{T_{imp}} \sqrt{2 g H_c} \quad (2.12)$$

avec

$\beta_0 = 1.03$  si l'épaisseur de la couche,  $e$ , est supérieure à  $e_0=0,9\text{m}$

$\beta_0 = -4,81 \frac{e}{e_0} + 5,84$  sinon.

#### Expressions de Montani Stoffel [120]

A partir des expérimentations présentées par *Labiouse et al.* [90], cet auteur propose pour l'effort maximal transmis à une surface rigide:

$$F_{int} = 2,6 R^{-0,24} e^{-0,01} \exp\left(\frac{R}{2,5 e}\right) M_E^{\frac{1}{4}} E_{pot}^{\frac{4}{5}} \quad (2.13)$$

### 2.2.2.3 Pénétration

A partir d'essais en vraie grandeur de pénétration de bombes et de missiles, *Kar* [88] propose une expression de la pénétration,  $z$ (en cm), faisant intervenir  $Y$  la résistance en compression non confinée du matériau impacté (en kN/m<sup>2</sup>),  $E$  son module d'Young (en kN/m<sup>2</sup>),  $N$  un facteur de forme de l'impacteur (sans unité),  $m$  sa masse (en kg),  $d$  son diamètre (en cm),  $E_s$  son module d'Young (en kN/m<sup>2</sup>) et  $v_0$  la vitesse avant impact de l'impacteur (en m/s):

$$z = \frac{27183}{\sqrt{Y}} N \left(\frac{E}{E_s}\right)^{1,25} \frac{m}{d^{2,31}} \left(\frac{v_0}{1000}\right)^{1,25} \quad (2.14)$$

On peut estimer la pénétration à partir de la force d'impact et en appliquant le principe de conservation de la quantité de mouvement, tel que précisé par *Carotti et al.* [40]:

$$z = \left(\frac{m v_0^2}{F_I^{max}}\right) \quad (2.15)$$

*Montani Stoffel* [120] précise que des formulations similaires ont été proposées par différents auteurs, faisant intervenir l'énergie du bloc avant impact et un facteur multiplicatif,  $a$ :

$$z = a \left(\frac{E_{pot}}{F_I^{max}}\right) \quad (2.16)$$

avec  $a$  variant de 1,63 à 2,5. *Montani Stoffel* [120] propose un facteur tenant compte

des dimensions de l'impacteur et de la couche de sol :  $1,5 \exp\left(\frac{R}{1,5 e}\right)$ , dans le cas d'un fond rigide.

Enfin, une formulation empirique pour la pénétration maximale de projectiles dans le sol a été développée par l'artillerie [95] :

$$z = \frac{m v_0}{2 A b} \quad (2.17)$$

où  $A$  est la section du projectile,  $v_0$  sa vitesse avant impact et  $b$  est un coefficient valant notamment 30 à 35 pour les sols et 120 pour les roches tendres.

#### 2.2.2.4 Commentaires sur ces expressions

On trouvera dans la littérature, et dans *Montani Stoffel* [120] en particulier, d'autres expressions pour ces grandeurs, provenant d'autres auteurs. Nous avons considéré les expressions les plus fréquemment utilisées, ou plus faciles d'utilisation.

Ces expressions ont été obtenues dans des conditions expérimentales différentes, tant pour ce qui concerne les conditions d'impact que pour ce qui concerne les caractéristiques de l'objet impacté. Elles ont leurs domaines de validité propre. Les comparaisons faites par *Montani Stoffel* [120] et *Carotti et al.* [40] montrent que les expressions développées pour les couches de géomatériau aboutissent à des résultats assez différents. De plus, certains des paramètres utilisés pour caractériser le matériau impacté ne sont pas pertinents pour les géomatériaux concernés par notre étude. *Carotti et al.* [40] soulignent ainsi que la détermination du module d'Young est très délicate pour un matériau frottant. Et, pour des matériaux granulaires grossiers le module de compressibilité,  $M_E$ , par exemple, semble non approprié. Par ailleurs, ces expressions ne prennent pas en compte les mêmes paramètres. En particulier, certaines ne tiennent pas compte de l'épaisseur du géomatériau.

Malgré ces remarques, certaines de ces expressions seront utilisées par la suite, aux fins de comparaison.

#### 2.2.2.5 Autres conclusions de ces études

Les expérimentations menées pour établir ces expressions permettent de tirer les conclusions qualitatives suivantes :

- la force d'impact est indépendante de l'épaisseur de la couche de matériau dès lors que celle-ci est supérieure à un certain seuil, variable d'un auteur à l'autre : 0,6m pour *Yoshida et al.* [167] ou 0,9m pour le *Handbook of prevention against rock falls*. Au delà, *Montani Stoffel* [120] souligne que le comportement est plus en accord avec l'approche de Hertz qui considère un milieu semi-infini.
- *Yoshida et al.* [167] observent que deux impacts de même énergie mais avec des hauteurs de chute et masse d'impacteur différentes n'engendrent ni les mêmes pénétrations ni les mêmes efforts maximum sur le sol. Une hauteur de chute élevée (et une masse faible) conduit à une pénétration alors qu'une masse élevée (et une faible hauteur de chute) conduit à un chargement dynamique [120].

- la forme de la surface de contact entre l'impacteur et le sol a une faible influence sur la force transmise à la dalle [167], mais une plus forte influence sur la force d'impact sur la couche de sol.
- les résultats de *Montani Stoffel* [120] montrent que la force transmise par une couche de sol impactée à une dalle rigide est plus grande que la force d'impact sur la couche de sol dans un rapport 1,1 à 3. Ce rapport est inversement proportionnel à l'épaisseur de la couche.
- les mouvements de la dalle, par oscillation, influent fortement sur la force d'impact et sur la force transmise à la dalle. Si cette dalle est très rigide, l'impact est plus court et les maxima des deux forces sont plus élevés [120].
- le compactage de la couche de matériau amortissant augmente la force d'impact et la force transmise à la dalle et réduit la durée de l'impact [167].
- la force d'impact augmente avec le nombre d'impacts, avec une stabilisation à partir de 5 impacts. *Labiouse et al.* [90] indiquent que l'influence de ce compactage dynamique semble d'autant plus importante que la teneur en fines du matériau est élevé.
- *Montani Stoffel* [120] observe dans certaines conditions un double pic à la fois sur l'accélération du bloc et sur la force transmise à la dalle, qu'elle impute à la remontée de la dalle, pouvant osciller. Ce double pic n'apparaît pas quand le fond est rigide.
- *Montani Stoffel* [120] mesure un angle de diffusion de 33 à 47 ° dans la couche de matériau.

### 2.2.3 Impact sur une couche granulaire

Certains auteurs se sont spécifiquement intéressés au comportement sous impact des matériaux granulaires en couche, en particulier dans le contexte des galeries pare-blocs recouvertes de matériaux amortissants.

*Chikatamarla* [44] a évalué l'efficacité de différents matériaux à diminuer les efforts transmis à la dalle en béton. Par des expérimentations sur modèle réduit en centrifugeuse il a comparé des couches constituées de sable, des granulats de pneus (de taille 1 à 2mm), sciure et liège, individuellement ou en mélanges [45]. La force transmise à la dalle est mesurée par des capteurs tactiles ("Tekscan"). Il ressort notamment de ces travaux qu'un mélange à 30% en masse de pneus broyés et de sable est plus efficace que du sable seul pour limiter les efforts transmis à la dalle (Fig. 2.13). Il obtient également lors d'essais préliminaires que la vitesse des ondes de compression dans un mélange à 20% en masse de pneu avec du sable est de 20% inférieure à la vitesse des ondes de compression dans le sable (230 contre 280m/s)[44].

Ces résultats peuvent être comparés à ceux portant spécifiquement sur le comportement sous sollicitations dynamiques de mélanges pneu-sable. *Feng et Sutter* [63] ont réalisé des essais à la colonne résonnante dans une optique de caractérisation géotechnique. Il semble d'après ces travaux que la déformation des pneus soit à l'origine d'une dissipation d'énergie importante, contrairement au sable. *Luong et al.* [108] ont mis en évidence qu'un assemblage

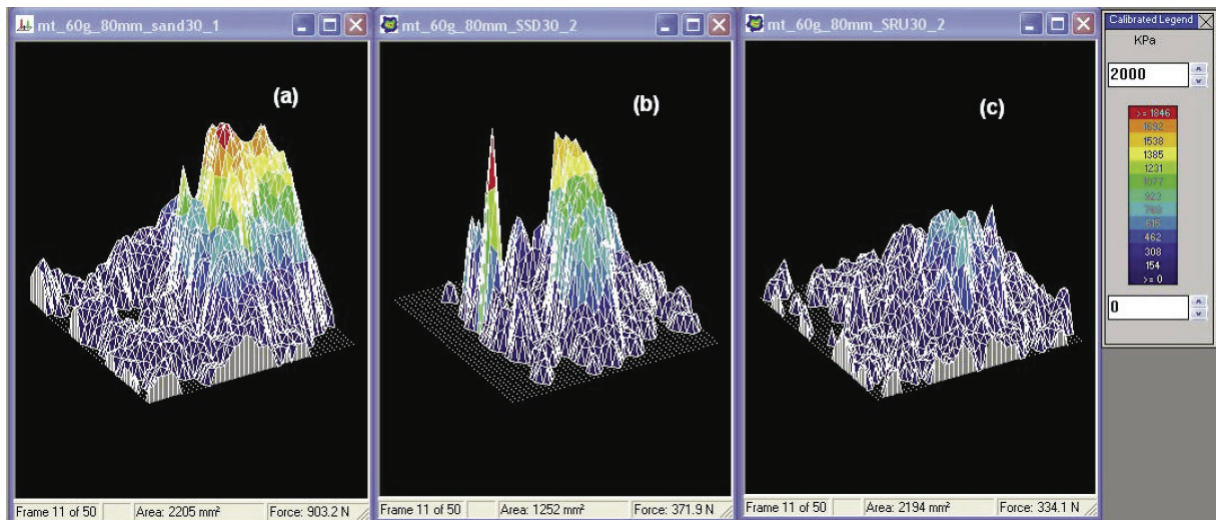


FIG. 2.13 – Distribution des forces sous une couche de (a) sable, (b) sable-sciure (70/30) et (c) sable-pneus broyés (70/30) soumise à un impact d'énergie 1,25MJ, d'après Chikatamarla et al. [46].

de granulats de pneus atténue très fortement le signal lorsque l'excitation est de fréquence inférieure à 100Hz : l'accélération du matériau en sortie représente 10% de l'accélération d'excitation. Lors d'essais de choc sur ce même matériau ils mesurent une vitesse de propagation de 54,7m/s dont ils déduisent la valeur de 1,79MPa pour le module d'élasticité.

Masuya et Kajikawa [115] ont utilisé une méthode aux éléments discrets pour modéliser la couche de géomatériau granulaire. Le modèle numérique considère un comportement élasto-plastique pour ce matériau. Ils observent que la valeur maximale de la force transmise par la couche à son support, atteinte au bout de 20ms, est 1,5 à 2 fois plus grande que la valeur maximale de la force d'impact sur le sol (Fig. 2.14). L'énergie cinétique du bloc décroît rapidement pour être quasiment nulle 20ms après le début d'impact. Elle est en partie transférée au matériau amortissant sous forme d'énergie cinétique et, surtout, d'énergie de déformation : la première croît jusqu'à environ 10ms puis décroît, et la seconde croît jusqu'à environ 20ms. Au maximum, l'énergie cinétique du matériau amortissant représente environ 20% de l'énergie cinétique initiale de l'impacteur, contre environ 60% pour l'énergie de déformation.

Ces résultats semblent souligner le lien qui existe entre la force transmise par la couche et le mode de transfert de l'énergie : notamment, l'énergie de déformation et la force transmise atteignent leur maximum au même instant. Par ailleurs, l'influence de l'arrangement des grains est mise en évidence. En particulier, avec un arrangement carré, les efforts transmis par le matériau amortissant sont concentrés sous la zone d'impact alors que pour tout autre arrangement, ils sont diffusés sur une surface plus large. De plus, la force transmise maximale est plus importante et la durée de l'impact est réduite. Des résultats similaires ont été obtenus par Muller [124] dans un contexte identique et avec le même type d'outil.

Lors d'impacts par une sphère en béton de 850kg, larguée depuis 20m de hauteur sur



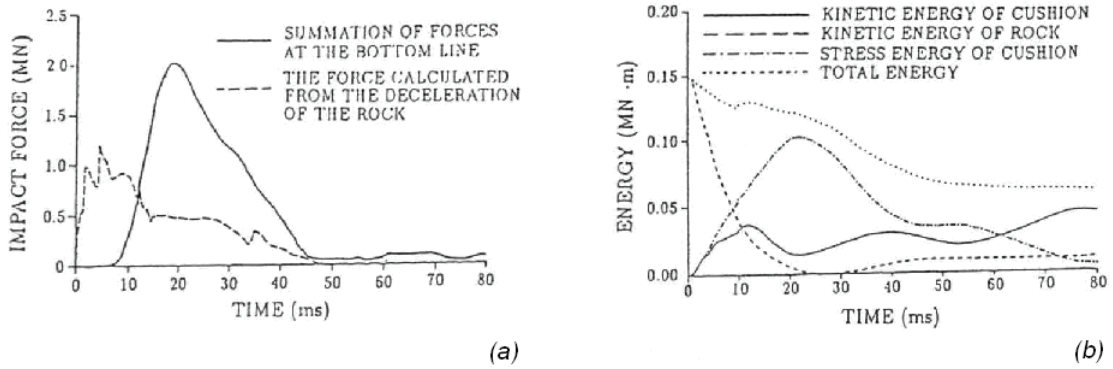


FIG. 2.14 – (a) Force d'impact et force transmise lors de l'impact d'une couche de matériau granulaire et (b) évolution des différents termes énergétiques (énergies totale, cinétique de l'impacteur, cinétique de la couche granulaire et de déformation). Résultats numériques obtenus par Masuya et Kajikawa [115].

une couche de matériaux granulaires, *Calvetti et al.* [37] observent un double pic lorsque l'épaisseur de la couche est de 1m (Fig. 2.15). La force d'impact maximale est identique lorsque l'épaisseur de la couche est portée à 2m, mais la courbe ne présente plus le deuxième pic. Ils attribuent ce deuxième pic à la réflexion de l'onde de compression, au niveau de l'interface entre le matériau granulaire et le fond rigide de la fosse qui le contient. Ces auteurs observent qu'une couche superficielle de matériau plus léger et d'épaisseur suffisante peut réduire les contraintes transmises dans le sol, au droit de l'impact. La modélisation par éléments discrets faite des ces expériences se révèle satisfaisante. Ils l'utilisent pour prévoir le comportement de ce système lorsque soumis à des impacts d'énergie plus élevée. La force d'impact,  $F$ , lors d'un impact d'énergie  $E_i$  suit une loi puissance de la forme :

$$F = F_0 \left( \frac{E_i}{E_{i0}} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (2.18)$$

où  $F_0$  est la force d'impact d'un essai de référence et d'énergie  $E_{i0}$ .

Ils concluent également que la force transmise à la dalle ne peut être calculée en adoptant une approche quasi-statique à partir de la force d'impact, du fait du phénomène d'amplification dynamique.

*Lorentz et al.* [106] ont étudié à échelle réduite les capacités dissipatives de différentes structures devant intégrer des ouvrages pare-blocs. Les expérimentations concernaient des couches de sable et de pouzzolane de 10 et 15cm d'épaisseur, soumises à des impacts d'au plus 300J. Il ressort de ces expérimentations que la force transmise par une couche de géomatériau lors d'un impact est plus élevée lorsqu'il s'agit de pouzzolane que lorsqu'il s'agit de sable (Fig. 2.16) [107]. La résistance à l'écrasement de ce matériau est trop faible pour supporter les efforts dus aux impacts, même de faible énergie. L'effort transmis croît avec l'énergie d'impact et décroît avec l'épaisseur de la couche. Par ailleurs, si le géomatériau est contenu dans des tubes de géotextile, celui-ci doit être déformable pour une meilleure

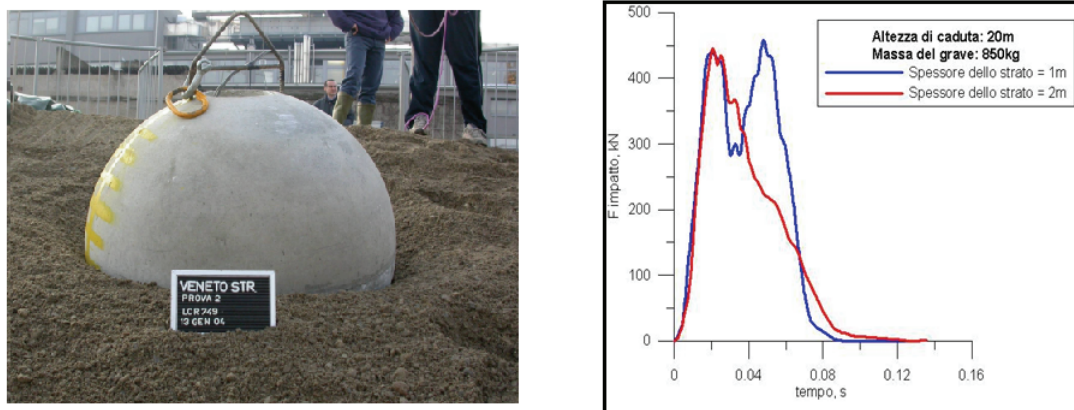


FIG. 2.15 – *Impacteur sur la couche granulaire après lâcher et force d'impact mesurée pour deux couches de sable d'épaisseurs différentes. Etude présentée par Calvetti et al. [37].*

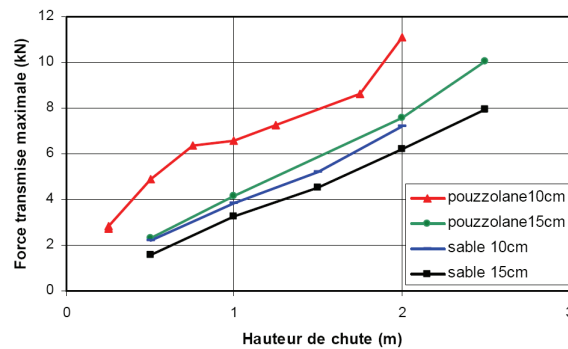


FIG. 2.16 – *Influence du type de matériau et de l'épaisseur sur l'effort transmis par une couche soumise à impact par un impacteur de 13,6kg chutant librement depuis des hauteurs variables, d'après Lorentz [105].*

réduction des efforts transmis.

*Pichler et al.* [135] se sont intéressés à l'impact d'un bloc rocheux sur un sol en place. L'étude reprend une expression développée pour la pénétration de projectiles dans le sol et le béton et la simplifie grâce à une analyse dimensionnelle. Les résultats d'expériences consistant en des lâchers de blocs rocheux sur une couche de matériau granulaire grossier de 2m d'épaisseur sont utilisés. Les blocs étaient de forme quasi-cubique et de masse allant jusqu'à 20 000kg. La hauteur de chute était au maximum de 20m. Une étude en analyse inverse permet, à partir de l'expression théorique de la pénétration et des mesures faites, de calculer la résistance à la pénétration du sol. A partir de cette valeur, des abaques donnant la pénétration, la force d'impact maximum et la durée de l'impact en fonction de la hauteur de chute sont proposés pour deux masses de blocs différentes. *Pichler et al.* [134] reprennent ces résultats pour étudier, par la méthode aux éléments finis, l'efficacité de la couche de protection des pipelines enterrés et exposés à la chute de blocs.

## 2.2.4 Impact sur merlons pare-blocs

Tous types confondus, les merlons ou digues pare-blocs ont été l'objet de quelques travaux, principalement expérimentaux mais également numériques. Les travaux expérimentaux concernent surtout des impacts sur ouvrages grandeur réelle. On trouve également des expérimentations sur modèles réduits. Ces travaux visent à contribuer au développement des méthodes de dimensionnement utilisées par les ingénieurs et qui, pour l'heure, restent relativement simples, s'appuyant sur des hypothèses plus ou moins fortes et ne prenant pas réellement en compte la sollicitation dynamique.

### Mur renforcé par géotextile et bois

Les expérimentations réalisées à Denver [36][78][79] concernent un type d'ouvrage original constitué d'un mur renforcé par géotextile avec parement en bois (*cf.* Fig 2.17). Ce type de parement a été retenu pour faciliter la mise en œuvre du mur.

Les essais concernent deux ouvrages de section différente ( $1,8 \times 3,1\text{m}$  et  $2,4 \times 3,7\text{m}$ ). Les impacts, d'énergie allant de 5 à 1410kJ, étaient obtenus par des blocs rocheux dévalant librement sur un talus. La principale mesure, outre la vitesse de translation du bloc avant impact, concernait la déformation de l'ouvrage, mesurée à l'aval après impact. Cette déformation résiduelle suit une loi puissance en fonction de l'énergie cinétique du bloc avant impact. Elle est inversement proportionnelle à l'épaisseur de l'ouvrage : pour une énergie cinétique initiale de 1400kJ, les ouvrages de 1,8 et 2,4m d'épaisseur subissent une déformation de 0,75 et 0,35m respectivement. Les auteurs de cette étude proposent également une modélisation discrète de cet ouvrage. A partir de ce modèle, ils modélisent le comportement d'ouvrages de différentes dimensions.

### Merlon renforcé par géogrille

Une importante étude expérimentale sur ouvrage grandeur réelle a été réalisée par l'Université de Turin, sur un site à proximité de Trente (Italie) [131][132]. Les ouvrages impactés étaient renforcés par des géogrilles<sup>6</sup> en PEHD et également, pour certains, d'un parement en treillis métallique (Fig. 2.18). Différentes configurations furent testées pour évaluer l'influence de la présence de la géogrille, de ses caractéristiques, et de la présence du treillis métallique au parement. Les impacts, d'énergie allant de 2500 à 4500kJ, étaient obtenus par un impacteur en béton quasi-cubique de 5000 ou de 9000kg. L'impact à 4500kJ a détruit l'ouvrage non renforcé, mais le bloc a été arrêté. Pour les autres ouvrages, l'influence des renforts est discutée. Sur un des ouvrages l'impact a créé un cratère de 2m de profond sur le parement à l'amont, entraînant un déplacement maximal sur la face à l'aval de 0,8m. Les impacts peuvent conduire à la rupture de l'ouvrage suivant les plans définis par les nappes de géogrille. Les ouvrages renforcés restent efficaces même après plusieurs impacts. Ces expérimentations ont été modélisées par une approche continue de type éléments finis, et retenant un comportement élasto-plastique pour le sol et un comportement élastique pour

---

6. Les géogrilles sont des structures planes, fabriquées à partir de polymère, constituées d'un réseau ouvert et régulier d'éléments résistant à la traction [11]. Elles sont apparentées aux géotextiles.

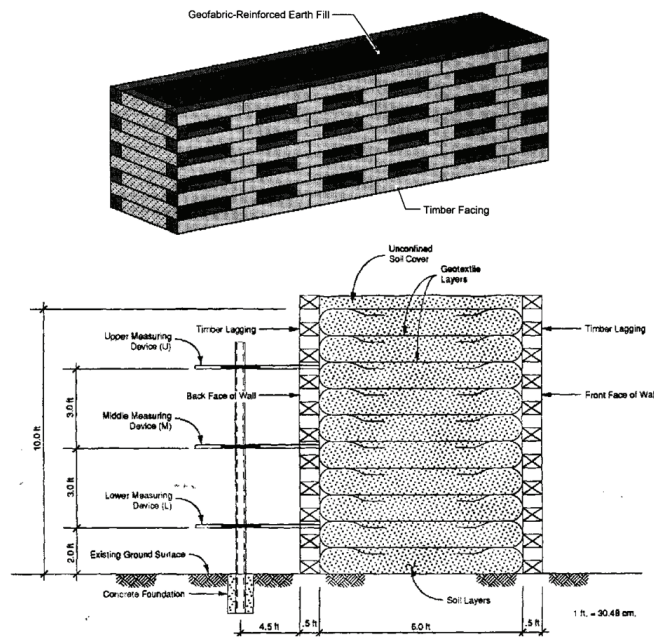


FIG. 2.17 – Ouvrage soumis à impact pour l'étude présentée par Burroughs et al. [36].

les géogrilles [132].

### Merlon, modèle réduit

Une des premières études sur le comportement des merlons pare-blocs a été réalisée par *Lepert et Corté* [101] au laboratoire central des ponts et chaussées (LCPC). Des expérimentations sur modèle réduit, en centrifugeuse, ont été menées avec pour objectif la validation du pré-dimensionnement d'un merlon à construire sur la commune d'Aigueblanche (73). Les mesures concernaient l'accélération de l'impacteur ainsi que l'accélération en trois points dans le corps du merlon. Les auteurs de l'étude en déduisent l'énergie transportée dans le

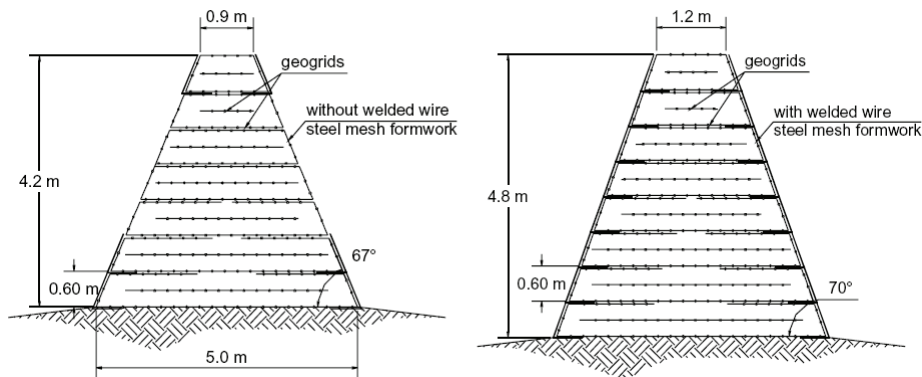


FIG. 2.18 – Coupes type des ouvrages soumis à impact pour l'étude menée par l'Université de Turin [132].

merlon, par l'onde de compression :

$$E = \int Z v^2 dt \quad (2.19)$$

avec  $v$  la vitesse particulière et  $Z$  l'impédance du sol. L'impédance du sol est donnée par le produit de  $\rho$ , la masse volumique du sol, par  $c$  la célérité des ondes de compression dans le sol. La célérité des ondes est déduite des temps de passage de l'onde de compression au niveau des différents accéléromètres. Par ailleurs, la contrainte dans le sol est calculée comme étant le produit de l'impédance par la vitesse particulière :  $\sigma = Zv$ .

Après impact, une zone de déformation plastique s'étend sur une profondeur égale au diamètre de l'impacteur, dans le sens de la pénétration. La pénétration maximale est indépendante de la vitesse de l'impacteur, lorsque celle-ci est supérieure à 25m/s. L'énergie totale rayonnée dans le corps du merlon décroît faiblement avec la distance : à 25m du point d'impact elle représente encore 30% de l'énergie cinétique du bloc juste avant impact. Ceci montre que le sol dissipe peu l'énergie reçue, elle est surtout diffusée. Ces expérimentations ont permis de vérifier l'efficacité du merlon pour arrêter les blocs ayant l'énergie de projet (environ 200MJ). L'autre conclusion forte est que les calculs en pseudo-statique ne peuvent rendre compte des phénomènes intervenant lors de l'impact.

### **Merlon renforcé par géotextile, modèle réduit**

*Blovsky* [31] a réalisé des essais d'impact sur merlon à échelle réduite, sous gravité. Les ouvrages, renforcés, étaient variables en profil ainsi qu'en modalité de mise en œuvre des géotextiles de renforcement. La force d'impact est mesurée. Le comportement des ouvrages est évalué à partir de la somme des impulsions sur les impacts successifs, de même énergie, jusqu'à la ruine de l'ouvrage. Il met en évidence l'influence du renforcement par nappe de géotextile sur la résistance de l'ouvrage. En présence de géotextiles, la force d'impact est plus élevée et la durée de l'impact est réduite. Les nappes de géotextile semblent favoriser la diffusion de l'effort dans le remblai, à partir du point d'impact. La masse de sable mobilisée autour du point d'impact est plus importante et la face à l'aval de l'ouvrage est moins sollicitée. Le mode de mise en œuvre du géotextile joue également un grand rôle. La solution optimale, d'un point de vue technico-économique, consiste à lier mécaniquement les nappes des niveaux successifs, à l'endroit où la nappe inférieure est rabattue sous la nappe supérieure du côté du parement à l'amont. Même si l'auteur ne l'évoque pas, il semble que cette conclusion abonde dans le sens d'un meilleur confinement du matériau de remblai. Par ailleurs, il met en évidence que la force d'impact augmente et la durée de l'impact diminue après plusieurs impacts successifs.

### **Remblai renforcé par géotextile**

*Nomura et al.* [128] ont réalisé des essais d'impact sur la face supérieure d'un massif renforcé par géotextile de 5m de haut constituant le remblai à l'arrière d'un mur (Fig. 2.20). Le type d'ouvrage est sensiblement différent des merlons pare-blocs mais l'étude est d'intérêt dans la mesure où elle fournit notamment des valeurs de pression dans le sol,

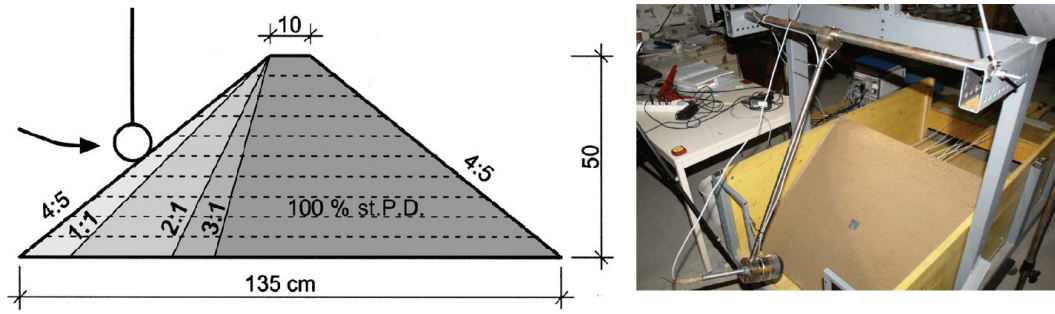


FIG. 2.19 – Les différents profils étudiés par Blovsky [31] et vue du dispositif expérimental, d'après Brandl et Blovsky [34].

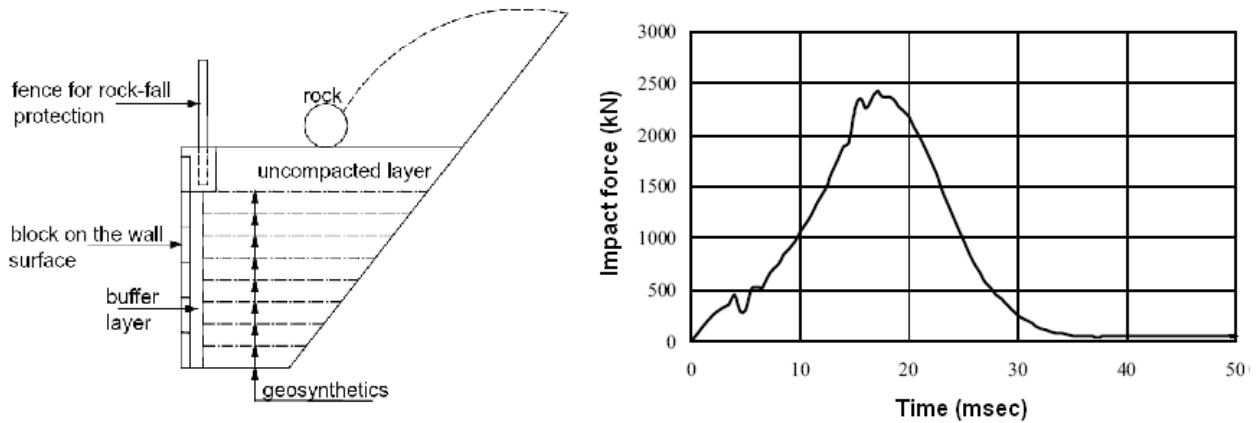


FIG. 2.20 – Ouvrage soumis à impact pour l'étude présentée par Nomura et al. [128] et force d'impact, obtenue à partir de la mesure d'accélération de l'impacteur.

mesurées à différentes distances du point d'impact, à une même cote. L'impacteur, largué depuis une hauteur de 20m, avait une surface hémisphérique et une masse de 5170kg. La force d'impact maximale est d'environ 2500kN et la durée de l'impact est d'environ 35ms. La diffusion des efforts dans le massif renforcé se fait à un angle de  $27^\circ$  par rapport à l'axe de chargement. A partir de la mesure de l'accélération de l'impacteur il calcule la force d'impact sur le sol. Il utilise l'expression 2.6 (p. 44) pour calculer le premier coefficient de Lamé,  $\lambda$ , du matériau amortissant. Après quoi il constate que la pénétration mesurée est en accord avec celle prédite par l'équation de Obata [129]:

$$y = \left( \frac{45 W H}{64 \lambda} \right)^{0.4} r_1^{-0.2} \quad (2.20)$$

où  $y$  est la pénétration, et  $r_1$  le rayon corrigé de l'impacteur.

### Merlon composite type GeoRockwall

Yoshida [166] aborde expérimentalement le comportement sous impact d'un merlon

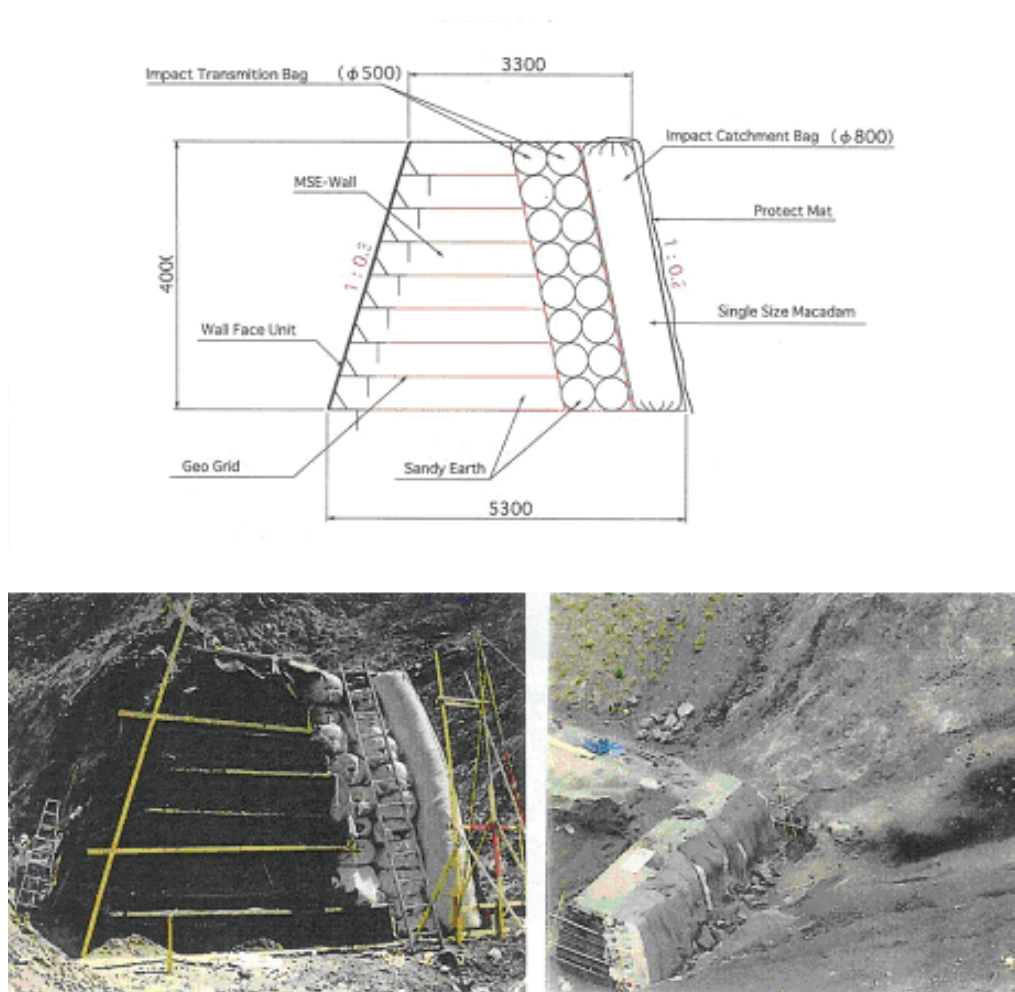


FIG. 2.21 – Merlon "sandwich" de type GeoRockwall étudié par Yoshida [166].

constitué des trois "couches" différentes (Fig. 2.21). Deux de ces couches sont constituées de cylindres remplis de géomatériaux. Le premier, rempli de concassé, reçoit l'impact et le second, rempli de sable, dissipe l'énergie de telle sorte que la force transmise au remblai renforcé par géotextile soit réduite. Lors des expérimentations, les impacteurs dévalaient librement un talus : leur trajectoire et le point d'impact étaient aléatoires et tous les lâchers ne sont pas exploitables. Néanmoins, les auteurs concluent qu'en dessous de 1000kJ, l'impacteur est arrêté sans endommager la deuxième couche. Et, si l'on accepte la déformation de la face à l'amont, ce type d'ouvrage peut intercepter des blocs d'énergie de l'ordre de 2000kJ.

### Ecran sandwich

Lorentz [105] s'est intéressé à un ouvrage fonctionnellement apparenté aux merlons et constitué de deux couches : une dalle en béton armé et des colonnes de pneu remplies de sol. Ces deux éléments, placés à la verticale, s'appuient sur une structure porteuse. Chacune des deux couches a sa fonction propre : la dalle recevant l'impact répartit les efforts et les colonnes de pneus dissipent l'énergie. Comme pour le cas évoqué précédemment,

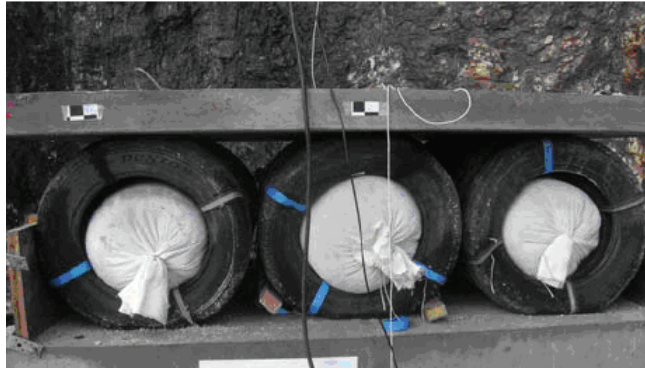


FIG. 2.22 – Structure sandwich simple étudiée par Lorentz [105], constituée d'une dalle en béton armée et de colonnes de pneus remplies de sol contenu dans une chaussette géotextile.

l'objectif est de réduire la force transmise à la structure d'appui. L'auteur a effectué des essais d'impact sur ces structures (Fig. 2.22).

Les expérimentations en grandeur réelle, tel qu'illustré en figure 2.22, mettent en évidence que l'efficacité du système à réduire les efforts transmis est dépendante de la capacité de la dalle à répartir les efforts sur les colonnes de pneus. Pour un impact de 32kJ, la force transmise par le système est de 150kN. Au delà de 50kN, la force transmise augmente très fortement : pour un impact de 64kJ, l'effort transmis est de 500kN. La réduction de la capacité de la dalle à répartir les efforts sur les colonnes de pneus est liée à son endommagement. L'effet de l'endommagement de la dalle sur la réponse du système est mis en évidence en exposant à nouveau une dalle à impact de même énergie : pour une énergie de 32kJ, la force transmise s'élève à 350kN, contre 150 lors du premier impact.

Pour des impacts d'énergie supérieure à 50kJ, l'auteur propose de recourir à des structures constituées de plusieurs systèmes composites "dalle-colonnes de pneus". Il observe que, pour un impact de 90kJ, la force transmise est divisée par trois avec un système double, comparativement à un système simple.

### Merlon, modélisation aux éléments discrets

*Plassiard et al.* [136] ont modélisé par une méthode aux éléments discrets (code SDEC) le comportement d'un merlon non renforcé lorsque soumis à impact. L'impacteur d'une masse de 1500kg et se déplaçant à une vitesse de 20m/s (soit une énergie de 300kJ) heurte un ouvrage trapézoïdal de 5m de haut et 13m à sa base. L'impact dure environ 0,2 seconde. L'auteur met en évidence que l'énergie cinétique de l'impacteur est en partie transférée à l'ouvrage sous forme d'énergie potentielle, entraînant momentanément son élévation.

### Merlon, modélisation aux éléments finis

Pour évaluer la capacité d'arrêt d'un bloc rocheux par un merlon, *Subrin* [152] a retenu une approche pseudo-statique mettant en œuvre l'approche cinématique en calcul à la rupture. Utilisant un code aux éléments finis, il optimise un ouvrage particulier par un calcul élasto-plastique en 2D exposé à impact par un bloc de 2m<sup>3</sup>. Il conclut également que le



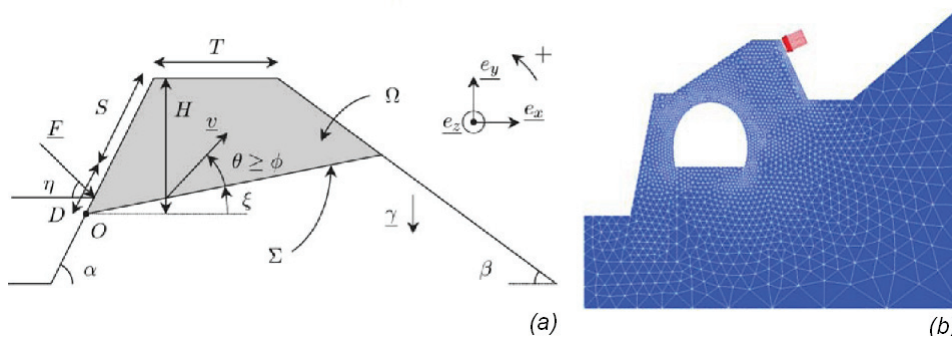


FIG. 2.23 – L'étude analytique en calcul à la rupture, en 2D, d'un merlon homogène par Subrin [152] considère une rupture suivant un plan (a). Maillage de l'ouvrage 2D optimisé par un calcul par éléments finis en déplacement et considérant un comportement élasto-plastique (b).

cadre théorique ne permet pas d'appréhender les phénomènes mis en jeu lors de l'impact. En particulier, le schéma retenu ne prend pas en compte les différents transferts d'énergie.

## 2.2.5 Conclusion

Cet état de l'art montre que la réponse à impact d'ouvrages en élévation et massifs, de type merlon, a été peu étudiée. Les travaux menés, qu'ils soient numériques ou expérimentaux sur ouvrage réel ou sur modèle réduit, concernent tous un ouvrage ou un type d'ouvrage particulier. Elles visent principalement à vérifier l'aptitude d'un ouvrage dans une situation donnée. Par exemple, il semble que les structures d'emprise au sol réduite peuvent être efficaces pour des énergies d'au plus 5MJ. Les informations fournies diffèrent d'une étude à l'autre et les conclusions ressortant de leur comparaison ne peuvent se traduire qu'en termes phénoménologiques.

Lors de l'impact, l'énergie cinétique du bloc rocheux est transférée vers l'ouvrage. L'énergie rayonne dans l'ouvrage suivant un certain angle : il y a alors atténuation "géométrique", c'est à dire réduction de la contrainte avec la distance au point d'impact. La dissipation par le matériau sol, lors de cette diffusion dans le corps du merlon, semble être faible. Par contre, en présence de fortes déformations de l'ouvrage, à proximité de la zone impactée, une partie de l'énergie d'impact peut être dissipée par frottement. Une caractérisation en termes d'énergie semble plus appropriée qu'en termes de force. Mais, les termes énergétiques sont difficiles d'accès.

Par opposition, les travaux sur la réponse de "sols", en place ou en couche, semblent plus aboutis. Ils peuvent servir de base pour l'étude du comportement des merlons pare-blocs dans la mesure où, par exemple, ils fournissent des expressions pour la force d'impact et la force transmise par la couche. Ces expressions sont cependant très diverses. Elles ont un domaine de validité limité. Aucune ne peut, *a priori*, être retenue pour des impacts sur des ouvrages constitués de cellules remplies de granulats ou de matériaux fins, ni même pour

des impacts sur ces cellules. La forme de l'ouvrage, la forme des cellules et les conditions aux limites au sein de l'ouvrage les distinguent clairement des contextes d'études pris en référence, lesquels concernent soit un milieu infini, soit une couche de matériau sur une dalle en béton.

Ainsi, les connaissances acquises à ce jour ne permettent pas de prédire l'efficacité des merlons soumis à impact et leur dimensionnement s'appuie majoritairement sur des approches pseudo-statiques. Ces connaissances sont encore plus insuffisantes pour prédire la réponse des structures sandwichs à technologie cellulaire.



---

## Chapitre 3

### Les matériaux constitutifs : caractérisation mécanique ciblée

## 3.1 Objectif

Les ouvrages objets de l'étude sont constitués de différents matériaux : grillage, géotextile, granulats, sable et pneus transformés. Les premiers constituent l'enveloppe des cellules; ils donnent à la structure son caractère modulaire. Les seconds constituent les matériaux de remplissage des cellules; ils doivent dissiper l'énergie par différents processus ou favoriser l'atténuation des efforts transmis.

L'examen des données disponibles au travers d'ouvrages académiques, de publications scientifiques ou de documents techniques révèle qu'une partie de ces matériaux sont peu ou pas documentés, notamment en regard de notre objectif.

L'étude à cette échelle vise à caractériser les matériaux constitutifs des cellules. L'objectif est de produire des valeurs pour les caractéristiques influant sur le comportement des cellules. Ces données seront utilisées pour la modélisation numérique des matériaux.

Ainsi, ce chapitre n'a pas pour objectif d'évaluer la variabilité des caractéristiques des matériaux par rapport à tel ou tel paramètre. Il n'a pas non plus pour vocation une optimisation paramétrique du choix des matériaux, mais les informations obtenues peuvent y contribuer.

Pour atteindre l'objectif fixé, différents types d'essais ont été réalisés, certains relevant de la géotechnique classique et d'autres ont été mis au point spécifiquement.

Par la suite, les différents matériaux sont abordés. Leurs caractéristiques seront détaillées<sup>1</sup>, en référence à des données disponibles ou à des essais spécifiquement réalisés.

## 3.2 Grillage et gabion

Les cages de grillage métallique utilisées pour la fabrication de gabions sont constituées par repliement de bandes de grillage, puis par liaisonnement par le biais d'agrafes métalliques (Fig. 3.1). Lors de leur remplissage, on insère généralement des tirants reliant la face exposée du gabion à son opposée, à raison de 4 par m<sup>2</sup>, dans le but de limiter la formation d'un ventre (Fig. 3.2).

### 3.2.1 Description du grillage

Le grillage métallique utilisé pour la fabrication des cages de notre étude est à maille hexagonale (NF EN 10223-3 [4]). Ce grillage est dit à double torsion : à chaque fois que deux fils adjacents se croisent ils tournent l'un sur l'autre de 270°, contre 180° pour un grillage simple torsion (Fig. 3.1). Ce mode d'assemblage confère au grillage une plus grande résistance à la déchirure.

Différents grillages, fournis par France Maccaferri, ont été retenus pour la fabrication des cellules (Tab. 3.1). Ces grillages constituent l'enveloppe des différentes cellules utilisées,

---

1. Les valeurs de déformation présentées à cette fin sont calculées comme étant le rapport de la variation de dimension sur la dimension initiale, même lorsque les déformations sont grandes.

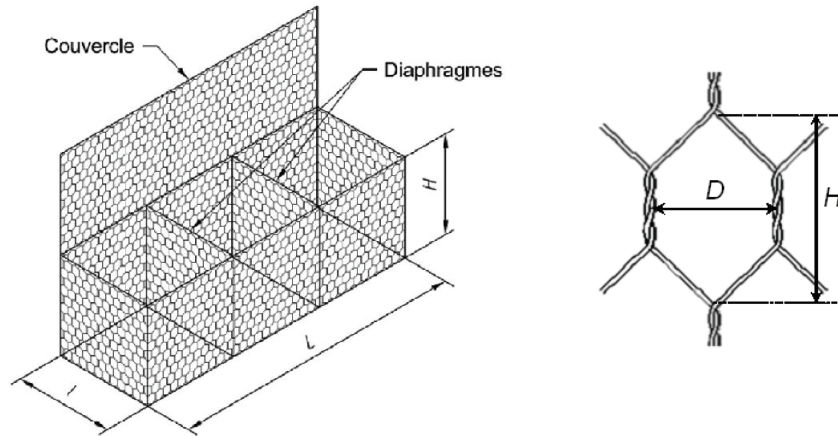
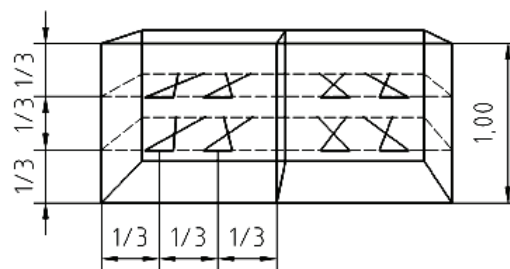


FIG. 3.1 – Cage de grillage métallique d'après la norme NF P 94-325-1 [10] et description géométrique d'une maille hexagonale.



Dispositions constructives

FIG. 3.2 – La norme relative aux gabions [10] préconise l'utilisation de tirants pour limiter la déformation latérale des cellules de parement.

Maille ( $D \times H$ )	(mm $\times$ mm)	80 $\times$ 100	60 $\times$ 80	60 $\times$ 80	60 $\times$ 80
Diamètre du fil	(mm)	2,7	2,7	2,4	2,2
RT parallèle aux torsades	(kN/m)	51*	58	47	36
RT perpendiculaire aux torsades	(kN/m)	22*	32	21	16
Taille nominale des cellules concernées	(mm)	500/1000	300	500	300

\* données relatives à un fil recouvert de PVC, donc majorées de 2 à 3kN/m

TAB. 3.1 – Dimensions et résistance à la traction des grillages utilisés - données producteur.

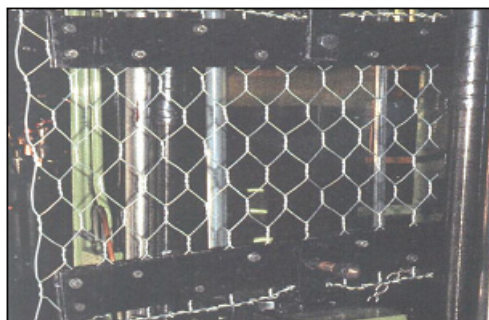


FIG. 3.3 – Illustration d'un essai de traction sur grillage.

comme indiqué en dernière ligne du tableau. Du fait des contraintes de fabrication, ces caractéristiques sont imposées, et non prédéfinies.

### 3.2.2 Caractéristiques du grillage

Les caractéristiques mécaniques du grillage dépendent du diamètre du fil et des dimensions de la maille. La maille est définie par deux dimensions : la largeur,  $L$ , et la hauteur  $H$  (Fig. 3.1). La désignation commerciale des grillages fait explicitement référence à ces deux données, mais les valeurs mesurées réellement diffèrent. La résistance à la rupture indiquée au tableau 3.1 correspond à des essais de traction unidirectionnelle réalisés sur une bande large de grillage (Fig. 3.3). La rupture est atteinte pour une déformation inférieure à 10% et en première approche on peut considérer que la courbe force-déplacement est linéaire.

Ces données sont issues des contrôles externes de production sur plusieurs années et proviennent de différents laboratoires; les méthodes d'essais ne sont pas clairement précisées et semblent avoir évolué au cours du temps.

Les agrafes résistent à une force de 300kN, force au delà de laquelle elles s'ouvrent progressivement.

Le caractère orthotrope du grillage est clairement mis en évidence par la figure 3.5. Le rapport de résistance maximale à la traction entre les directions parallèle et perpendiculaire aux torsades varie entre 1,6 et 2,7 selon le type de grillage. Si l'on s'intéresse à la résistance du grillage rapportée à la quantité d'acier par mètre de grillage, on constate qu'à même quantité d'acier par mètre de grillage, la maille 80  $\times$  100mm est quasiment deux fois plus résistante que les autres dans le sens des torsades.

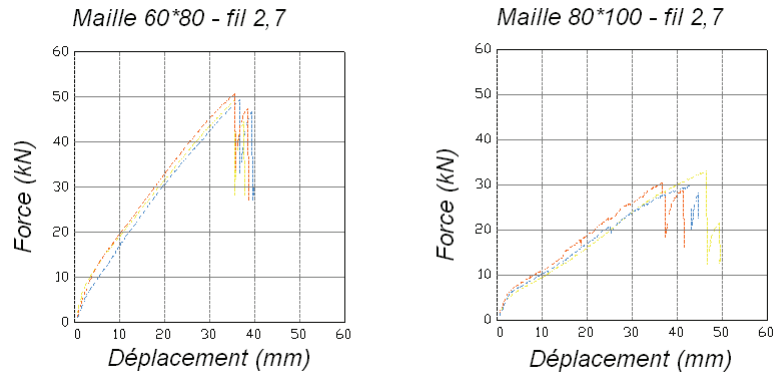


FIG. 3.4 – Essais de traction sur les grillages de l'étude. La hauteur des nappes est de 532mm et 484mm respectivement pour les grillages de maille 60×80mm et 80×100mm (données producteur).

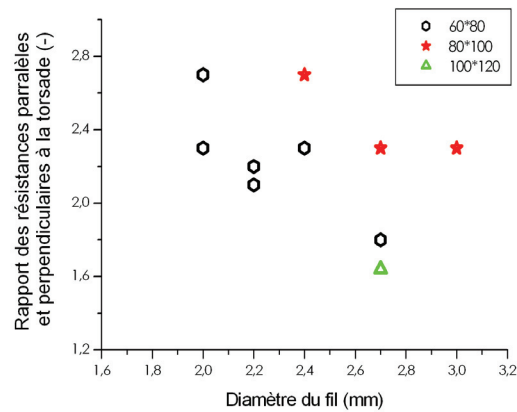


FIG. 3.5 – Rapport entre les valeurs maximales de résistance à la traction parallèlement et perpendiculairement aux torsades, pour les mailles 60×80, 80×100 et 100×120 (mm); à partir des données producteur.



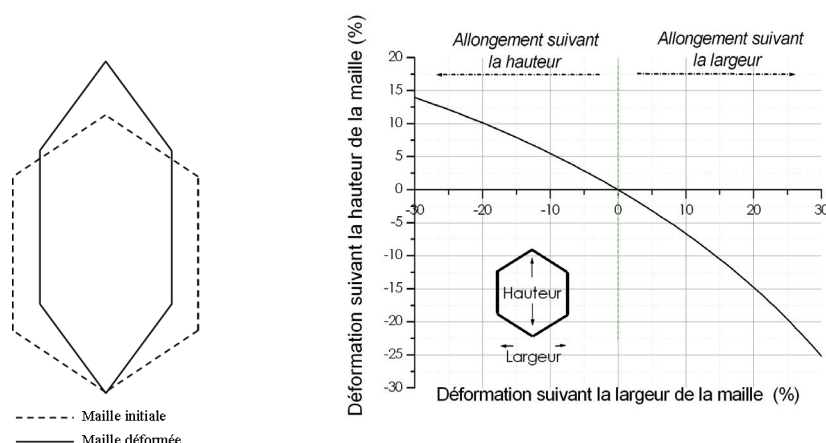


FIG. 3.6 – Par un calcul géométrique, on montre que la maille, motif élémentaire du grillage, peut fortement se déformer par flexion aux nœuds. Le chemin de déformation "géométrique" est différent selon la direction de l'allongement imposé.

Le comportement d'une nappe de grillage est lié à la forme de la maille, qui en constitue le motif élémentaire. L'allongement d'une maille soumise à traction unidirectionnelle est la somme d'un terme correspondant à l'allongement des brins, simples et torsadés, et d'un terme relatif à la déformation de la géométrie de la maille. Ce second terme est dominant dans la déformation de la nappe lorsque celle-ci peut se déformer librement dans la direction perpendiculaire à l'axe de chargement [21]. Ceci explique la très forte sensibilité de ce type de grillage à la striction.

De par sa forme, la maille peut fortement se déformer sans qu'il y ait nécessairement mobilisation d'efforts de traction importants dans les brins. Cette déformation résulte de la flexion à l'intersection des brins. La maille se déforme alors suivant un chemin de déformation qualifié par la suite de "géométrique" (Fig. 3.6). Selon que l'allongement concerne une direction ou l'autre, la déformation induite dans l'autre direction n'est pas la même (Fig. 3.6). Pour un allongement de 10% suivant la hauteur, on obtient un rétrécissement de 20% suivant la largeur et, inversement, pour un allongement de 10% suivant la largeur, le rétrécissement suivant la hauteur est de seulement 7%.

Si l'on néglige la résistance à la flexion des brins, une maille de grillage peut être fortement déformée sans qu'il y ait mobilisation d'efforts dans la nappe. Si l'on s'écarte de ce chemin, on peut mobiliser une résistance en traction proportionnelle aux caractéristiques du fil et également dépendant de l'orientation de cette sollicitation par rapport aux torsades, du fait du caractère orthotrope du grillage.

Nous avons d'ailleurs constaté expérimentalement que pour allonger de 10% suivant sa hauteur une maille libre de se déformer latéralement, il faut appliquer une force inférieure à 5% de la résistance en traction de ses deux fils constitutifs mis en parallèle. Ceci confirme que la résistance à la flexion des fils est faible, permettant la généralisation des grands déplacements au sein de la nappe.

Lors de la déformation géométrique, seul l'angle au sommet de la maille change. Ce-

pendant, deux mailles se distinguant uniquement par leur angle au sommet ont des caractéristiques mécaniques différentes. La formule de *Muhunthan et al.* [123] (par. 2.1.2) montre cette dépendance de la déformation d'une maille à l'angle au sommet. Pour un même effort, l'allongement de la maille augmente très rapidement si l'angle au sommet diminue, toutes autres dimensions initiales étant identiques. Ceci signifie que le "module apparent" d'une maille est plus faible si elle a initialement subi une déformation géométrique par allongement suivant sa hauteur.

On rappelle de plus que l'allongement de la maille résultant de la mobilisation d'efforts de traction dans les brins, simples et torsadés, est faible par rapport à celui pouvant résulter d'une déformation géométrique.

### 3.2.3 Caractérisation de la double torsade

Pour compléter ces informations, et pour fournir les données nécessaires au développement du modèle numérique du grillage, des essais sur double torsade ont été réalisés. Cette partie du grillage n'a jamais été étudiée auparavant. Le comportement d'un brin seul est l'objet de caractérisations régulières dans le cadre du contrôle de production, mais pas celui de la double torsade. Pourtant, c'est un élément critique du grillage dans la mesure où le procédé de fabrication induit une déformation locale importante, donc une modification des caractéristiques mécaniques des brins. De plus, par un effet de géométrie, les caractéristiques mécaniques de la torsade sont très différentes de celles de deux fils rectilignes en parallèle. Une torsade est en effet constituée de deux fils en forme de spire, comparables à des ressorts, et enroulés l'un sur l'autre, donc interagissant l'un sur l'autre. Rigoureusement, le comportement d'une double torsade ne peut être réduit à celui de deux brins mis en parallèle.

Ces essais sur double torsade consistaient en des essais de traction simple. La difficulté de réaliser ce type d'essai est liée à la préhension de l'éprouvette et à sa longueur. Compte tenu de la forme de l'éprouvette et de ses caractéristiques mécaniques, le serrage par les mors de la presse de traction est délicat à mettre en œuvre de façon optimale. Les 4 brins qui ressortent de part et d'autre de la torsade sont dans un plan différent. Par ailleurs, la faible longueur des doubles torsades (environ 35mm) introduit une incertitude sur les mesures de déformation et donne une grande importance aux effets de bord. Deux types d'essais différents ont été réalisés pour tenter de contourner ces difficultés; l'objectif étant de mettre en évidence l'influence du torsadage par comparaison des comportements des fils vierge et torsadé.

Dans un premier temps, une torsade a été fabriquée manuellement avec deux brins de fils de diamètre 2,7mm de telle sorte que le pas de la torsade soit comparable à celui observé sur le grillage, soit environ 25mm (Fig. 3.7 (a)). Ce mode de préparation conduit à une spire plus resserrée que la torsade naturelle des grillages. La déformation de l'éprouvette est déduite de la mesure de déplacement de la traverse de la presse de traction. Pour le calcul des contraintes et modules la section des brins est considérée comme étant constante et celle des torsades est prise comme valant le double de celle d'un fil seul. La variabilité des résultats sur les torsades (Tab. 3.2) est imputable au mode de fabrication, les torsades étant plus ou

moins serrées. Les différences de taux de déformation sont dues aux différences de longueur initiale des éprouvettes, allant de 120 à 240mm, pour une même vitesse de déplacement de la presse. Au delà de ces remarques, le fait de torsader des fils diminue le module d'Young, diminue la déformation à la rupture et semble diminuer la contrainte maximale.

Dans un second temps, des doubles torsades et des fils simples ont été prélevés dans une même nappe (fil 2,7mm, maille 100×120) puis soumis à essai de traction avec le même matériel et suivant une même procédure, à savoir un taux de déformation de 2,5%/min et une longueur d'éprouvette de 60mm. Pour les essais sur double torsade, le serrage se faisait sur les deux brins constitutifs, dans leur orientation initiale. Pour limiter le risque de glissement dans les mors, les parties d'éprouvettes hors zone d'essai avaient été aplaties pour être dans un même plan. La déformation est déduite de la mesure de déplacement de la traverse. Les résultats obtenus confirment ceux obtenus à l'issue de la première série d'essais (Fig. 3.8 (b)). Par ailleurs, on note que la rupture apparaît en limite de double torsade, à l'endroit où se croisent les brins.

Les résultats de ces deux séries d'essai ne sont pas des caractéristiques intrinsèques aux fils seuls et aux torsades. Les caractéristiques sur fil seul obtenues ne sont pas en accord avec celles issues d'essais suivant les normes en vigueur sur ces matériaux industriels. D'après ceux-ci, le fil utilisé pour les grillages présente une limite élastique inférieure à 1% alors que nos résultats suggèrent une valeur d'environ 4%. Ceci est le fait des conditions expérimentales qui influencent la réponse de l'éprouvette. Les différences entre notre mode opératoire et les essais normalisés portent à la fois sur la longueur de l'éprouvette et sur le système de serrage. Ces différences se traduisent principalement en termes de déformation et peu en termes de résistance. Néanmoins, les mêmes modes opératoires ayant été retenus pour les fils seuls et les torsades, ces résultats peuvent être utilisés pour évaluer l'influence du torsadage sur le fil, d'autant que des conclusions très similaires sont tirées des deux séries d'essais, suivant des modes opératoires différents.

On peut donc conclure que deux fils torsadés se distinguent mécaniquement de deux fils en parallèle par une réduction de l'allongement à la rupture et une réduction de la contrainte à la rupture. Cette différence est due à la modification des caractéristiques intrinsèques du matériau (écrouissage par torsion, lors de la fabrication) couplée à un effet de forme (les fils sont enroulés en spire).

### 3.2.4 Comportement du grillage en traction bidirectionnelle

Le grillage constituant l'enveloppe des gabions n'est pas sollicité en traction unidirectionnelle, notamment celui constituant les faces latérales. Il subit une sollicitation perpendiculaire à la nappe de grillage se traduisant par une sollicitation assez proche de celle engendrée lors de l'essai dit 'punch test', qui consiste à enfoncer perpendiculairement à la nappe un poinçon hémisphérique de 1,5m de diamètre jusqu'à atteindre la rupture (Fig. 3.9). Lors de cet essai, on peut considérer que le centre de la nappe de grillage est sollicité en traction bidirectionnelle. La résistance à la pénétration est d'abord assez faible puis augmente de plus en plus. Un calcul géométrique supposant une déformation conique indique

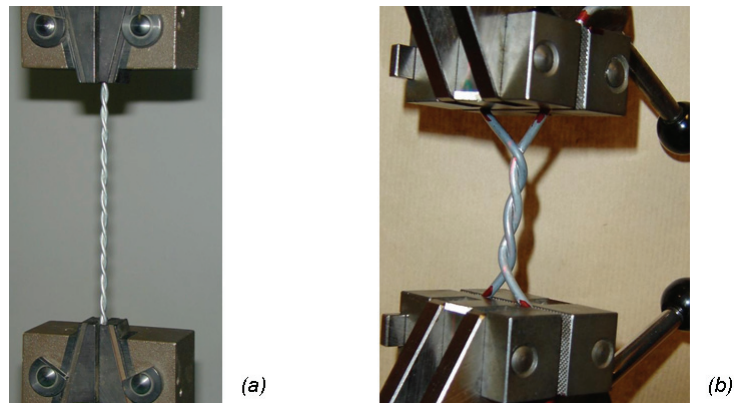


FIG. 3.7 – Les deux types d'éprouvette soumis à essai de traction: (a) fil torsadé manuellement et (b) torsade naturelle du grillage.

Type d'éprouvette	Fil seul	Torsade	Torsade	Torsade
Taux de déformation (%/min.)	5	13	16	6
Force maximale (à la rupture) (kN)	2,7	3,3	3,7	5,5
Déformation à la rupture (%)	2	5	5	5
Module d'Young (GPa)	17	8	6	9

TAB. 3.2 – Traction sur fil simple et sur fils torsadés manuellement - résultats.

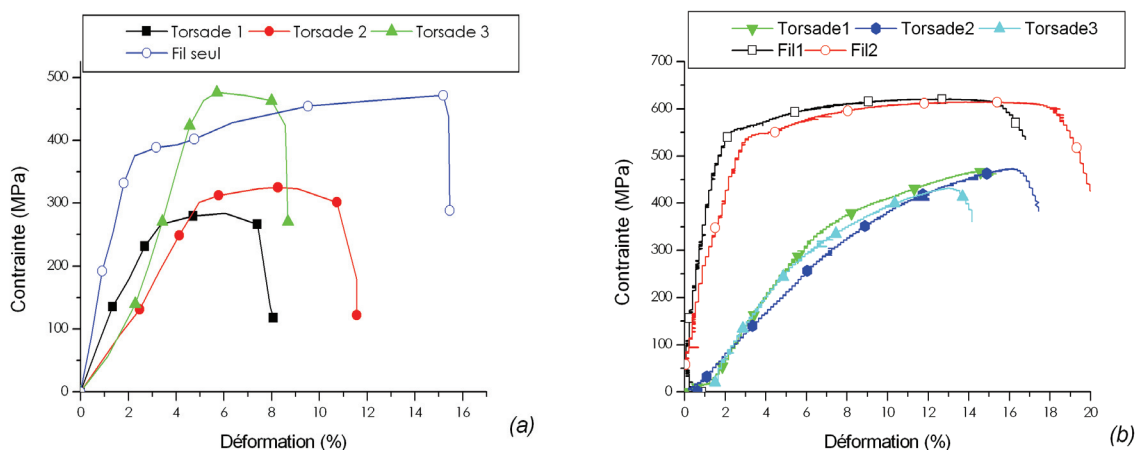


FIG. 3.8 – Comportements comparés en traction simple (a) de fils torsadés manuellement et de fil seul et (b) de doubles torsades et de fils seuls.

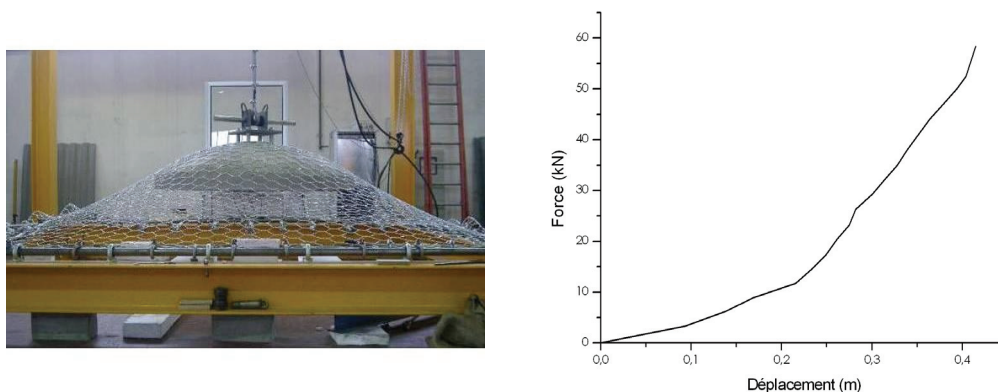


FIG. 3.9 – *Punch test*: essai et courbe force-déplacement sur nappe de dimensions  $3 \times 3 \text{ m}^2$  constituée d'un grillage de maille  $80 \times 100$  et de fil de 3mm de diamètre (données Maccaferri).

que la rupture survient pour une déformation moyenne inférieure à 7%. Cette valeur est assez proche de celle déduite des essais de traction simple (Fig. 3.4) mais le comportement est très différent de celui observé puisque la force opposée par le grillage à la pénétration du poinçon croît exponentiellement.

Cependant, ni les essais de traction unidirectionnelle ni les essais de punch test ne peuvent pleinement rendre compte du comportement du grillage constitutif d'une cellule lorsque celle-ci est soumise à compression uniaxiale. Lors d'une telle compression le chemin de déformation suivi par les faces latérales se distingue nettement de ces chemins simples, comme nous le verrons au chapitre suivant. La réponse du grillage en est d'autant plus affectée que celui-ci est orthotrope. Les données disponibles sont ainsi insuffisantes pour appréhender le comportement du grillage constitutif d'une cellule.

Bien que l'objectif ne soit pas de caractériser le grillage de manière exhaustive en mettant en œuvre des moyens expérimentaux spécifiques lourds, il est possible d'essayer d'appréhender le comportement de ce grillage, en examinant son comportement suivant un chemin de déformation particulier et assez proche de celui suivi par le grillage constitutif d'une cellule soumise à compression.

Nous avons vu qu'une maille pouvait fortement se déformer par effet géométrique, par flexion à l'intersection des brins. Cette déformation géométrique suit des chemins différents selon l'orientation de l'effort en traction par rapport aux torsades.

La conséquence de cette différence d'évolution de forme est que la variation de surface de la maille est différente selon que la traction est appliquée suivant sa hauteur ou suivant sa largeur (Fig. 3.10). En particulier, la surface de la maille augmente sensiblement avant de diminuer lorsque l'allongement se fait suivant la largeur.

On comprend dès lors que la déformation dans l'espace d'une cellule initialement cubique et soumise à compression puisse être différente selon l'orientation des mailles des grillages des faces latérales. On peut alors s'attendre à une évolution différente du volume de la

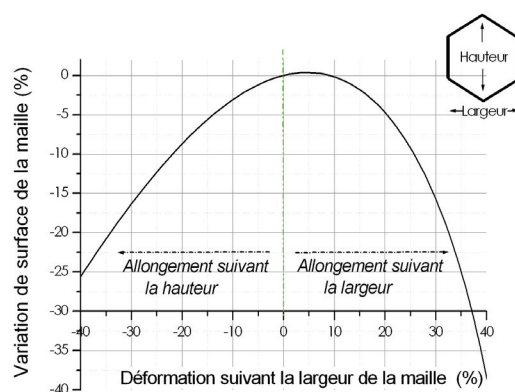


FIG. 3.10 – Variation de la surface d’une maille hexagonale lorsque soumise à déformation géométrique, en fonction du sens de la traction.

cellule.

### 3.2.5 Modélisation numérique du grillage

Le grillage peut être modélisé de façon réaliste par la méthode aux éléments distincts (*cf.* p. 20) [126]. En effet, le grillage est décrit par un ensemble de particules sphériques positionnées aux nœuds physiques de la maille, c’est à dire à l’intersection des brins [26]. Les interactions physiques entre les nœuds aux extrémités d’un même brin sont modélisées par le biais de forces d’interaction à distance, entre les particules. Le modèle différencie les brins simples des brins torsadés, caractéristiques du grillage double torsion [28][127].

Le comportement mécanique des brins est modélisé par une loi élasto-plastique avec rupture, s’inspirant des résultats expérimentaux sur des brins réels. Le brin seul et la double torsade ont la même limite élastique ( $\epsilon_{elast}$ ) mais le module du brin seul est supérieur à celui de la double torsade (Fig. 3.11) [29]. A la rupture, la déformation et la contrainte du brin seul sont supérieures à celles de la torsade.

La réponse du modèle de grillage a été validée [29] par comparaison avec des résultats d’essais de traction sur bande large de grillage (Fig. 3.12) et d’essais de traction bi-axiale (Fig. 3.13). Ce modèle peut être également utilisé pour d’autres applications de grillage, et notamment les écrans de filets pare-blocs [29].

## 3.3 Géotextile

Un géotextile est nécessaire pour contenir les matériaux fins à l’intérieur des cellules. Le rôle de ce géotextile est d’abord la contention, en toutes circonstances, sans nécessairement rechercher un effet de renforcement de la cellule.

Quatre géotextiles ont été considérés pour mettre en évidence l’influence des caractéristiques mécaniques du géotextile, et de son mode de mise en œuvre, sur le comportement de

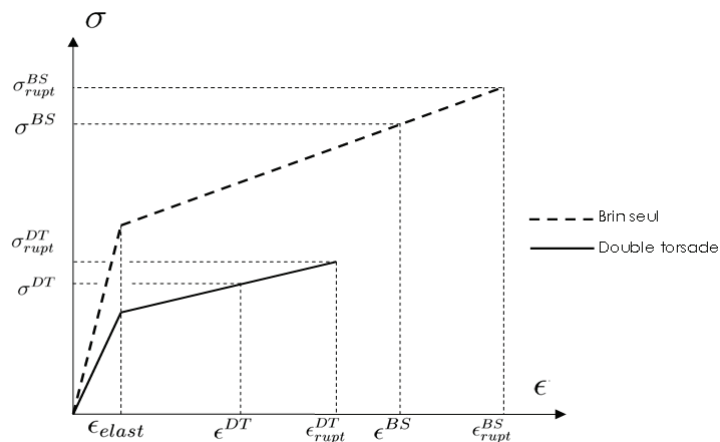


FIG. 3.11 – Comportements en traction simple d'un fil seul et d'une torsade retenus pour la modélisation numérique du grillage, à partir des résultats expérimentaux présentés en figure 3.8.

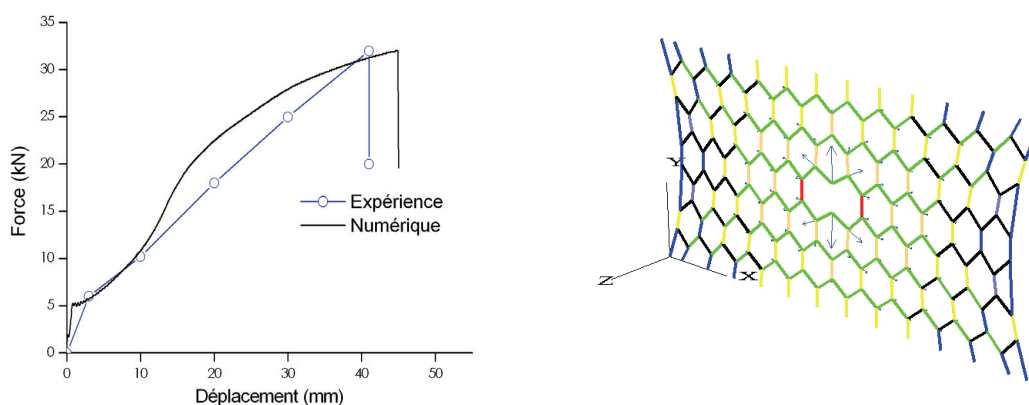


FIG. 3.12 – Réponse du grillage soumis à l'essai de traction sur bande large, comparaison expérimental/numérique et nappe numérique à la rupture.

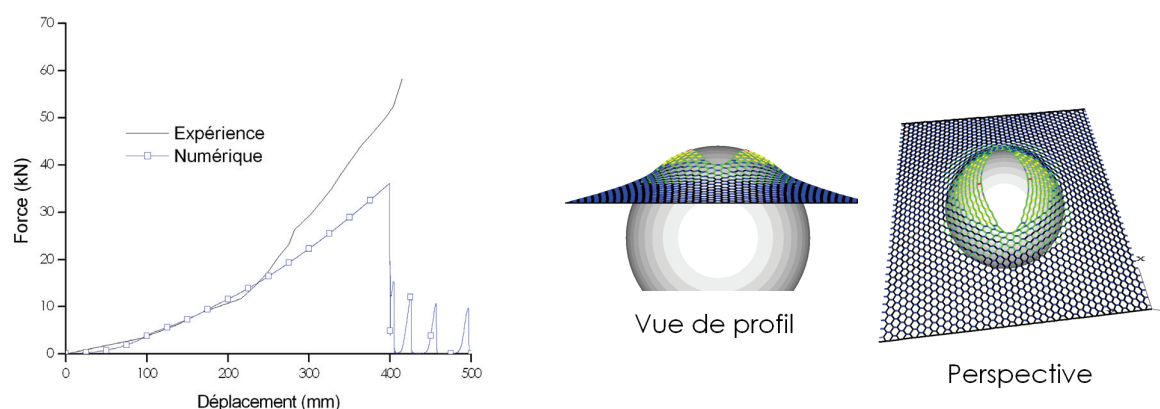


FIG. 3.13 – Réponse du grillage soumis au 'punch-test', comparaison expérimental/numérique et nappe numérique à la rupture.

Géotextile (appellation commerciale)		S41	S61	F70	RP75
Masse surfacique	(g/m <sup>2</sup> )	155	250	600	400
Résistance à la traction*	(kN/m)	12/12	20/20	30/30	95/13
Déformation à l'effort maximal en traction*	(%)	80/70	80/70	85/85	12/85
Résistance au poinçonnement statique	(kN)	0,7	1,1	3	1,5
Module d'élongation, $J^*$	(kN/m)	15/17	25/29	35/35	800/15

\* sens production /sens travers

TAB. 3.3 – Caractéristiques des géotextiles - données producteur.

la cellule. Ces géotextiles, fournis par l'entreprise BIDIM<sup>2</sup>, sont des aiguilletés non-tissés de polypropylène (Tab. 3.3). Les trois premiers géotextiles, d'utilisation courante, balayent une large plage de masse surfacique, donc de coût et de résistance mécanique. Le dernier (RP75) a été retenu parce qu'il présente une résistance à la traction très élevée. C'est un produit spécifiquement conçu pour le renforcement et constitué de fibres de renfort en polyester, unidirectionnelles et solidaires d'un support géotextile non-tissé.

Compte tenu du mode de sollicitation attendu d'un géotextile utilisé en chaussette dans une cellule, on considère comme caractéristiques mécaniques la résistance maximale à la traction [1] et la résistance au poinçonnement statique [3]. Cette dernière est représentative du comportement d'un géotextile soumis à une traction bidirectionnelle. Les caractéristiques proviennent du producteur et sont certifiées; aucun essai spécifique n'a été effectué sur les géotextiles.

Les caractéristiques en traction unidirectionnelle sont des caractéristiques à la rupture (Tab. 3.3). Les valeurs de résistance des géotextiles non renforcés sont proches de celles des grillages utilisés. Si l'on considère que l'augmentation de résistance est linéaire jusqu'à rupture, on peut déduire de ces données le module d'élongation,  $J$ , comme étant le rapport entre résistance et déformation à la rupture. Cette caractéristique différencie nettement les

2. maintenant Tencate Geosynthetics



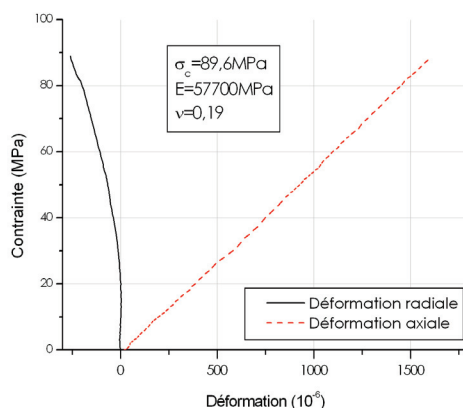


FIG. 3.14 – Essai de compression sur la roche mère.

géotextiles des grillages.

On montrera que l'influence du géotextile sur le comportement de la cellule est gouvernée par ces paramètres.

## 3.4 Granulats et assemblée de granulats

Les matériaux granulaires grossiers utilisés dans le cadre de ce travail sont issus du concassage et du criblage en carrière d'un calcaire. Ils sont désignés ici par le terme "granulats". Leurs caractéristiques sont précisées ci-après.

### 3.4.1 Caractérisation de la roche mère

Le matériau de remplissage utilisé est issu d'un calcaire Urgonien de masse volumique  $2700\text{kg/m}^3$ . Les caractéristiques mécaniques de cette roche ont été uniquement déterminées par l'essai de compression uniaxiale, à partir d'une éprouvette homogène [5]. Cet essai consiste à soumettre à compression, suivant son axe, un cylindre de roche de section circulaire et d'élanement 2 à 2,5. On mesure la force appliquée, jusqu'à rupture de l'éprouvette. On en déduit une contrainte maximale,  $\sigma_c$ , en prenant comme référence la section initiale. Si l'éprouvette est équipée de jauges de déformation parallèle et perpendiculaire à l'axe de chargement on détermine le module d'Young,  $E$ , et le coefficient de Poisson,  $\nu$  [8].

On retiendra en particulier des résultats présentés en figure 3.14 que cette roche a un module d'Young de  $57700\text{MPa}$  et un coefficient de Poisson de  $0,19$ .

### 3.4.2 Granulats : forme et dimensions

Les granulats utilisés sont de forme polyédrique, avec des arêtes relativement marquées. Leur forme est définie par mesure des dimensions suivant trois axes, donnant par ordre

g - Taille des granulats (mm)	40-70	70-90	90-110	110-130	130-150	150-170
$e$ (mm)	51	59	69	80	94	105
$L$ (mm)	99	108	125	155	177	195
$p=e/g$ (mm)	9,9	10,8	12,5	15,5	17,7	19,5
$q=g/L$ (mm)	0,8	0,8	0,7	0,7	0,7	0,7
$F=p/q$ (mm)	1,45	1,12	0,96	0,92	0,93	0,88
$A_p = (1 + g)/(2 \times e)$ (mm)	0,74	0,76	0,81	0,85	0,8	0,82

TAB. 3.4 – Dimensions des granulats : caractéristiques dimensionnelles moyennes à partir d'un échantillon de granulats de remplissage de cellules 500 et 300.

décroissant la longueur,  $L$ , la grosseur,  $g$ , et l'épaisseur,  $e$  [69]. Ces mesures sont respectivement identiques aux dimensions principales majeure, intermédiaire et mineure définies par [112]. Cet auteur définit également le diamètre moyen,  $\bar{d}$ , comme étant la moyenne des trois valeurs précédentes. De ces mesures on déduit le coefficient d'aplatissement,  $p$ , le coefficient d'élongation,  $q$ , le facteur de forme,  $F$ , et l'indice d'aplatissement,  $A_p$  (Tab. 3.4); ces deux dernières valeurs permettent une bonne caractérisation de la forme des granulats [69]. Compte tenu des valeurs de  $p$  et  $q$  ces granulats peuvent être considérés comme cubiques, selon la nomenclature du carré des formes. L'angularité est évaluée à la classe 1 de l'abaque de *Krumbein* [89].

La grosseur,  $g$ , peut être comparée à une mesure par tamisage et sera considérée comme étant la taille du granulat. Compte tenu du mode de remplissage des cellules l'épaisseur,  $e$ , est généralement la dimension du granulat suivant la verticale.

Le volume réel des granulats a été mesuré par immersion. Le rapport moyen entre ce volume et le volume du parallélépipède rectangle dans lequel le granulat s'inscrit est de 0,5. Ces données seront utilisées comme critère de comparaison des granulats réels et granulats numériques.

Ces granulats de remplissage doivent satisfaire aux recommandations normatives relatives aux matériaux de remplissage des gabions [10]. Leur taille doit être supérieure à la largeur de la maille,  $D$ , et inférieure au tiers de la taille de la cellule. La granulométrie doit être étalée. Ainsi, les granulats de remplissage des cellules 500 sont tels que les valeurs moyennes de  $g$ ,  $e$  et  $L$  sont respectivement de 110, 80 et 150mm, soit un diamètre moyen de 110mm. Pour les cellules 300, les critères limitent la taille des granulats à la plage 60-100mm: la granulométrie est plus resserrée. Pour ces cellules, deux plages granulométriques ont été considérées : 60-80mm et 60-100mm.

Pour s'assurer de l'équivalence des granulométries des matériaux de remplissage de cellules de même taille, on peut compléter ces informations par le nombre de granulats contenus dans un même volume. Pour les cellules 300 ce nombre varie de 52 à 90, en fonction de la plage granulométrique retenue. Pour les cellules 500, il varie de 90 à 110 (Fig. 3.15).

Ce type de matériau granulaire grossier a été choisi car il est courant dans les zones de montagne, et en particulier dans les zones exposées au risque de chute de blocs rocheux. Il est un exemple de matériaux de remplissage, mais pas nécessairement un matériau de référence. Les matériaux roulés, dont la forme est défavorable à la stabilité de l'arrangement, ont été

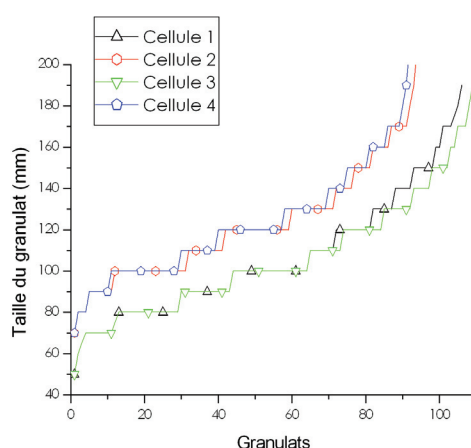


FIG. 3.15 – *Granulométrie des granulats de remplissage de cellules 500: exemple des 4 cellules utilisées pour les essais de compression pseudo-statique de la série G6.*

écartés car on les trouve plutôt en rivière.

Compte tenu de leur granulométrie, ces matériaux peuvent être qualifiés de gros blocs, suivant la norme relative à la dénomination des sols [9].

### 3.4.3 Caractérisation mécanique des granulats

Parmi les matériaux granulaires grossiers, les granulats font l'objet du plus grand nombre d'essais de caractérisation mécanique, parce qu'ils sont employés pour la fabrication du béton, la réalisation d'assises de chaussées ou le ballastage des voies ferrées. Pour satisfaire aux fonctions qui leur sont assignées dans ces applications, différents essais de caractérisation peuvent être réalisés, et notamment :

- l'essai Los Angeles (norme NF P 18-573), ou l'essai de fragmentation dynamique, visant à la fragmentation des granulats sous sollicitations dynamiques, et dont le résultat est le pourcentage d'éléments produits de taille inférieure à 1,6mm;
- l'essai Deval (norme NF P 18-577) qui s'intéresse à l'attrition des granulats, et dont le résultat est inversement proportionnel à la masse d'éléments produits de taille inférieure à 1,25mm.

Ces essais se révèlent inappropriés pour les granulats objets de l'étude. Ils sont destinés à des matériaux généralement de dimension inférieure à 80mm et s'intéressent principalement à l'évolution granulométrique du granulat. Les sollicitations appliquées sont soit une succession d'impacts sur une masse de matériau, soit une longue série d'entrechoquements entre granulats placés dans un cylindre en rotation. Par l'information qu'ils fournissent ces essais sont donc d'un intérêt limité pour notre étude.

La caractérisation mécanique des granulats s'est intéressée au comportement d'un granulat au sein d'un empilement.

### 3.4.4 Empilement de deux éléments

#### 3.4.4.1 Résistance à la compression

La connaissance des caractéristiques mécaniques de la roche mère est insuffisante lorsque l'on s'intéresse au comportement sous compression d'un arrangement granulaire grossier. Il a été vu au paragraphe 2.1.4 que ce dernier dépendait notamment de la taille des grains, de leur forme et de la texture de l'assemblée granulaire. Ainsi, on s'intéresse par la suite aux caractéristiques mécaniques d'un granulat en contact avec un autre granulat, considérant cet ensemble plus représentatif de la réalité de l'assemblée granulaire.

Les caractéristiques de l'interface inter-granulats ont été déterminées en mesurant la résistance mécanique à la compression de deux éléments empilés l'un sur l'autre (Fig. 3.16). Quatre essais ont été retenus, les résultats des autres présentant des biais de méthode.

Les empilements sont constitués de deux granulats de telle sorte que la plus petite dimension de chacun des granulats soit suivant l'axe de chargement. Au préalable, les granulats sont rectifiés pour offrir une surface de contact lisse avec les plateaux de la presse de compression. Cette préparation conduit à une modification de la forme et à une réduction de l'épaisseur allant jusqu'à presque 40% de l'épaisseur initiale, celle-ci étant finalement de 35 à 70mm. L'intérêt de ce mode de préparation est qu'il permet de s'affranchir des déformations des granulats au contact des plaques de chargement, pour s'intéresser à l'interface entre les deux granulats.

Lors de la compression des ces empilements, la rupture apparaît par fracture. On observe également de l'abrasion sur les zones de contact, là où il y a concentration des contraintes.

Les courbes obtenues montrent une très grande variabilité d'un empilement à l'autre. Cette variabilité est imputable à de nombreux facteurs. En particulier, la répartition des hétérogénéités au cœur de chaque granulat et d'un granulat à l'autre n'est pas uniforme [82]. Par ailleurs, le contact entre granulats est différent d'un empilement à l'autre, tant en termes de nombre et surfaces des zones de contact, que de répartition spatiale de ces zones de contact. Tous ces paramètres ne peuvent être pris en compte dans le cadre de ce travail. Les résultats présentés ici ont pour objectif de fournir des valeurs indicatives. Une étude plus approfondie permettrait une caractérisation statistique des contacts inter granulats.

L'empilement s'effondre pour une déformation moyenne de 6%, et une résistance moyenne de 31kN. Avant d'atteindre ce maximum les courbes sont marquées par des alternances faites de croissances quasi linéaires interrompues par des chutes rapides de force. Ces chutes de force résultent soit de la fissuration d'un des éléments, soit de l'écrasement des proéminences de faible diamètre existant sur les zones de contact entre granulats [125]. Le premier pic est atteint pour une force moyenne de 13kN et pour une déformation de l'ordre de 1%. La chute de force qui en résulte varie de 4 à 10kN, selon l'empilement. On retient pour résistance de l'empilement, notée  $R_{emp}$ , la valeur maximale de force atteinte lors de l'essai. Le fait que des fissures apparaissent avant la rupture n'est pas considéré comme critique et est négligé. Ces fissures réduisent temporairement la force reprise par l'empilement, mais ne conduisent pas à sa rupture franche. On peut avancer qu'au sein

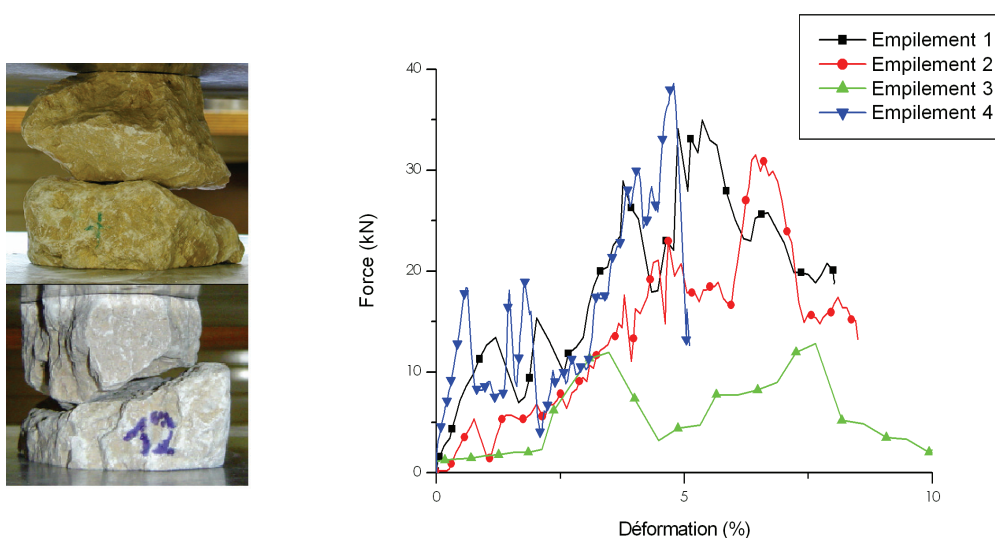


FIG. 3.16 – Essais de compression sur empilement de deux granulats rectifiés: 2 empilements avant essai et force-déformation sur 4 empilements.

d'une assemblée granulaire les mêmes phénomènes se produisent et le plus influent est la rupture survenant à une force valant  $R_{emp}$ . De ce maximum on peut déduire une contrainte maximale, à la rupture, et un module moyen.

Les mêmes essais ont été conduits en modifiant les modalités de préparation des éléments : chaque élément est coupé en deux suivant son plan médian et l'empilement est constitué de ces deux demi-éléments. Les dimensions initiales des granulats utilisés pour cette deuxième série d'essai sont supérieures aux dimensions des précédents, mais la hauteur de l'empilement est plus faible, du fait du mode de préparation (Tab. 3.5). Les courbes force-déformation sont similaires. Les résultats sont présentés 3.19 et seront discutés au paragraphe suivant.

	Hauteur empilement (mm)	Surface équivalente (mm <sup>2</sup> )	Résistance ( $R_{emp}$ ) (kN)
Rectifiés	120	5080	35
	86	6700	32
	83	6800	17
	120	7000	39
Demi-éléments	64	7900	40
	82	11200	41
	83	7500	41
	92	9400	31

TAB. 3.5 – Caractéristiques géométriques et résistance des empilements constitués de granulats rectifiés et de demi-granulats.

		Au premier pic moy. [min-max.]	A la rupture moy. [min-max.]
Force	(kN)	13 [5-18]	31 [17-39]
Déformation	(%)	0,9 [0,6-1,4]	6,1 [4,8-7,6]
Contrainte apparente	(MPa)	1,6 [0,8-2,6]	4,9 [2,4-6,9]
Module	(MPa)	300 <sup>(a)</sup> [96-708]	87 <sup>(b)</sup> [32-129]

(a) tangent - (b) sécant

TAB. 3.6 – Caractéristiques mécaniques mesurées des empilements de granulats rectifiés (de taille 60 à 80 mm).

### 3.4.4.2 Contrainte et modules apparents

Le calcul de la contrainte apparente appliquée sur la cellule ou de modules (sécants, tangents) à partir des ces données suppose la définition d'une surface de référence. En première approche, on pourrait considérer le produit des deux dimensions de l'empilement dans le plan perpendiculaire à l'axe de chargement, c'est à dire la moyenne sur les deux granulats de  $g$  et  $L$ . On pourrait également chercher à définir la surface des éléments par projection bi-dimensionnelle du granulat, de façon similaire à la détermination des diamètres de Féret.

L'objectif étant de caractériser un empilement tel qu'il existe au milieu d'une assemblée granulaire, au sein d'une cellule, il est plus pertinent de retenir pour valeur de surface apparente la surface d'influence d'un granulat, perpendiculairement à l'axe de chargement. Pratiquement, elle est définie comme le rapport entre la surface chargée de l'assemblée granulaire -dans ce contexte c'est la face chargée de la cellule- par le nombre moyen de granulats par niveau (Fig. 3.17). Par le fait des imbrications des granulats d'un même niveau, cette surface est environ 90% du produit des deux dimensions des granulats,  $g \times L$ . Les surfaces ainsi déterminées permettent de déterminer les contraintes et modules apparents au premier pic observé sur la figure 3.16 et à la rupture (Tab. 3.6).

Le module à la rupture n'est pas un module d'élasticité car il rend également compte de la détérioration des contacts, par attrition et abrasion, et des granulats, par fissuration. Par opposition, le module au premier pic correspond à une réponse de l'empilement avec peu de déformations plastiques. Il est dépendant de la surface de contact effective entre les granulats et en particulier de la présence de proéminences. Ceci explique la très forte variabilité des caractéristiques au premier pic, notamment due aux mesures sur l'empilement 4.

Les valeurs de module à la rupture sont comparées en figure 3.19, relativement par rapport au module d'Young de la roche mère. Les valeurs de module sont assez comparables d'une série à l'autre. Les deux montrent chacune une sensible dépendance du module apparent à la hauteur de l'empilement, celle-ci dépendant de la taille des granulats. Par contre, et considérant distinctement les deux séries d'essais, aucune dépendance nette du module apparent à la surface de l'empilement n'est mise en évidence. Ceci peut s'expliquer par la plage de surface considérée qui, conjuguée au faible nombre d'essais réalisés, est trop réduite

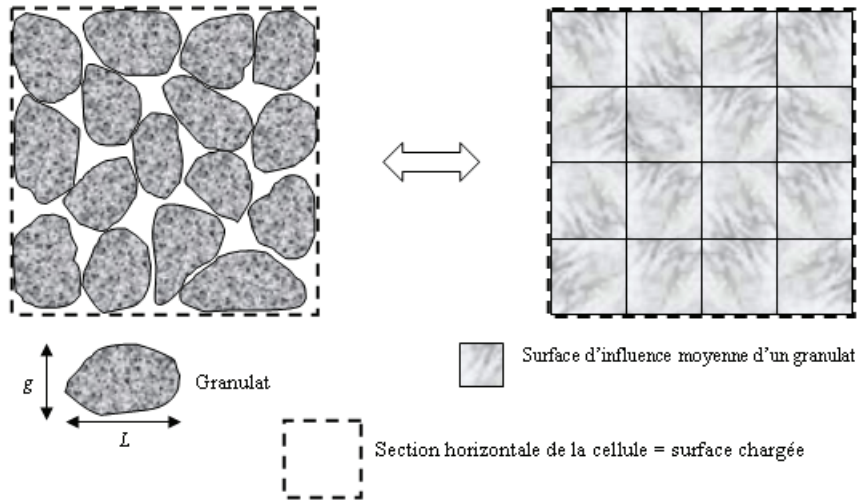


FIG. 3.17 – La surface d'influence moyenne des granulats est le rapport entre la surface chargée de la cellule et le nombre de granulats par niveau. Cette surface vaut 0,9 fois le produit des valeurs moyennes de  $g$  et de  $L$ .

par rapport à la variabilité du phénomène de rupture inhérente à l'hétérogénéité de la roche et à la géométrie de l'empilement.

### 3.4.4.3 Détermination de la surface de contact effective

La contrainte supportée par l'empilement en Figure 3.18 peut être exprimée de deux manières, selon que l'on considère l'empilement dans son ensemble ou la zone de contact effectif entre les deux granulats. Dans le premier cas, on retient comme section apparente de l'échantillon la surface d'influence, telle que définie précédemment. A cette surface, notée  $S_{app}$ , est associé un module apparent,  $E_{app}$ . Dans le second cas, la section considérée est la surface de contact entre les deux éléments,  $S_c$ ; on considère ainsi un cylindre de roche soumis à compression dont la section est la surface de contact entre les granulats. Son module est celui de la roche mère,  $E$ .

La force supportée par l'empilement peut donc être exprimée de deux façons :

$$F = S_{app} E_{app} \epsilon \quad \text{ou} \quad F = S_c E \epsilon_c$$

Or, les déformations moyennes  $\epsilon_c$  et  $\epsilon$  sont égales. Il vient donc :

$$\frac{S_c}{S_{app}} = \frac{E_{app}}{E} \quad (3.1)$$

Les résultats présentés en Figure 3.19 donnent ainsi une idée du rapport entre la surface de contact effective entre deux granulats,  $S_c$ , et la surface apparente de l'empilement. Ainsi, au sein de cellules remplies de granulats dont la taille varie entre 60 et 100mm, la surface de contacts entre granulats perpendiculaire à l'axe de chargement représente environ 0,15% de la surface chargée de la cellule. Pour les cellules 500 ce ratio donne un rayon de surface

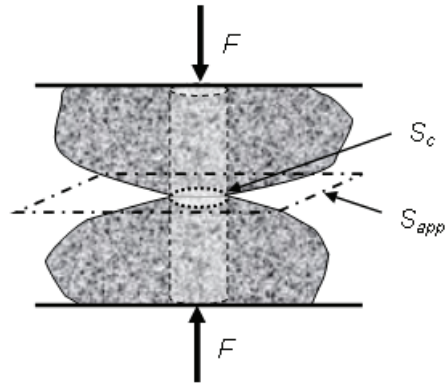


FIG. 3.18 – *Modèle de contact inter-granulats.*

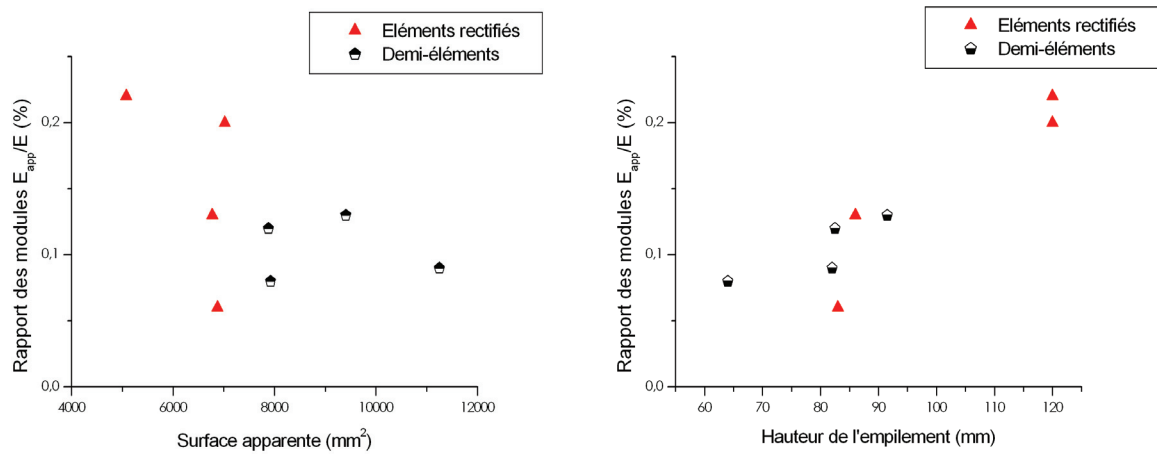


FIG. 3.19 – *Module apparent relatif des deux types d'empilement testés, en fonction de leur hauteur et de leur surface ( $E$  est le module de la roche mère).*



de contact entre granulats de l'ordre de 2mm.

De ces essais on retiendra que la première fissure apparaît pour une force maximale de 18kN et une déformation d'environ 1%. La contrainte apparente moyenne est alors d'environ 2MPa. De plus, la force maximale que peut supporter l'empilement est d'environ 30kN, atteinte à environ 6% de déformation (Tab. 3.6). La contrainte apparente moyenne est alors d'environ 5MPa. Le module de l'empilement, est de deux à trois ordres de grandeur plus faible que celui de la roche mère, selon que l'on retient la valeur au premier pic ou à la rupture. Ces valeurs serviront de référence pour l'interprétation des résultats des essais de compression sur cellules remplies de granulats.

#### 3.4.4.4 Limites de validité

Cette approche du comportement mécanique de granulats au sein d'une assemblée est simplifiée. La pertinence de la méthode, donc la validité des résultats, peut être discutée sur plusieurs points.

Ces données concernent des granulats de 60 à 100mm de taille. Ils sont représentatifs de ceux remplissant les cellules 300 mais pas de ceux remplissant les cellules 500, dont la taille va jusqu'à 180mm (Fig. 3.15). Néanmoins, on peut avancer que la résistance d'une colonne est limitée par la résistance maximale du plus faible de ces éléments, fonction notamment de la taille des granulats. Les empilements caractérisés sont donc représentatifs des éléments les moins résistants des cellules 500.

La méthode de détermination de la surface de contact s'appuie sur l'hypothèse d'une surface de contact unique. Elle ne tient pas compte de l'interface réelle entre deux granulats, définie également par le nombre de zones de contact et leur répartition spatiale (Fig. 3.20 (a) et (b)) alors que ces paramètres peuvent avoir une grande influence sur le mode de rupture. Plus globalement, cette description de l'interaction entre granulats n'est pas exhaustive dans la mesure où elle ne tient pas compte des contacts avec d'autres granulats (Fig. 3.20 (c) et (d)). On peut néanmoins considérer, en première approche, que la situation décrite en Figure 3.20 (a) est représentative d'un cas défavorable rencontré dans un assemblage granulaire. En effet, comme suggéré par *Lade et al.* [91], plus le nombre de points de contact entre un granulat et ses voisins est élevé, moins le granulat est susceptible de rompre.

Par ailleurs, le fait de rectifier les surfaces modifie les valeurs mesurées de la résistance en compression de l'empilement. En effet, en modifiant la forme des granulats on modifie le champ de contraintes dans le granulat. On négligera cette influence au regard notamment de l'influence des forces effectivement appliquées sur un granulat au sein d'une assemblée.

Malgré la simplicité de ces essais, on peut donc considérer que les caractéristiques mesurées sont proches de celles des granulats au sein d'une assemblée granulaire.

#### 3.4.5 Modélisation numérique des granulats

Pour reproduire numériquement les processus physiques se développant lors du chargement mécanique d'une cellule il est nécessaire de prendre en compte la forme de l'élément.

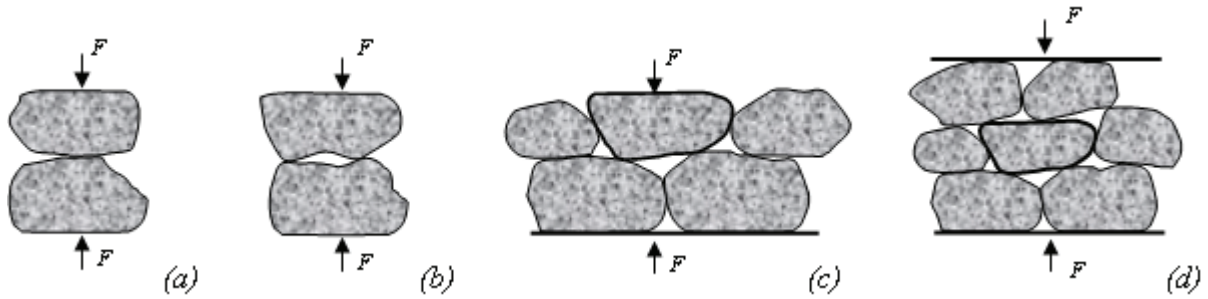


FIG. 3.20 – *Différents contacts inter-granulats: (a) appui simple, (b) appui double, (c) contacts multiples sur un granulat et (d) configuration réelle.*

En effet, des études préliminaires ont montré que la forme de l'élément avait une influence significative sur le comportement macroscopique de la cellule [27]. La forme la plus appropriée a été obtenue par agrégation de sphères élémentaires.

Dans un premier temps, on agrège des particules sphériques (env. 500) pour constituer un agrégat de forme parallélépipédique rectangle (Fig. 3.21). Puis on lui fait subir une rotation et, enfin, on réduit l'angularité. On génère des assemblées granulaires dont la distribution granulométrique est similaire à celle des granulats réels (Fig. 3.22). Ces agrégats sont insécables.

La dégradation des granulats, par fracturation principalement, lorsqu'ils sont soumis à compression est prise en compte grâce à un modèle de contact inter-agrégats élastiquement parfaitment plastique (Fig. 3.23). Lorsque l'interpénétration des agrégats augmente la valeur de force normale augmente jusqu'à atteindre un maximum. Au delà, une déformation plastique apparaît. Cette déformation plastique est restreinte à la zone voisine du point de contact inter-agrégats et n'affecte pas le reste des agrégats. D'un point de vue numérique, ceci est effectué par réduction du diamètre des particules concernées par le contact inter-agrégats<sup>3</sup>.

Cette approche a pour objectif de reproduire l'influence de la dégradation des granulats sur le comportement macroscopique de l'assemblée, tout en optant pour une finesse de description des mécanismes mis en jeu compatible avec un coût de calcul raisonnable. Le calage des paramètres de ce modèle se fera ainsi sur la base des essais expérimentaux à l'échelle de la cellule. On verra au chapitre suivant (par. 4.4.5) que ce modèle permet effectivement de reproduire le comportement d'une assemblée granulaire sous sollicitations pseudo-statiques.

Les caractéristiques mesurées sur les empilements ont donné des ordres de grandeur pour les paramètres de cette loi,  $F_{max}$  et  $k_n$ , et servir de base à leur calage.

3. La première approche retenue consistait à modifier la raideur de contact. Elle n'a pas été retenue car elle tendait à minimiser l'énergie dissipée lors de la dégradation des granulats et n'était pas satisfaisante à la décharge.

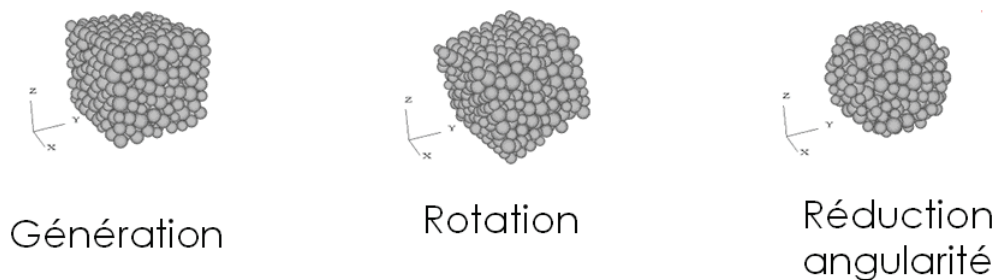


FIG. 3.21 – Principales étapes de la génération des agrégats modélisant les granulates.

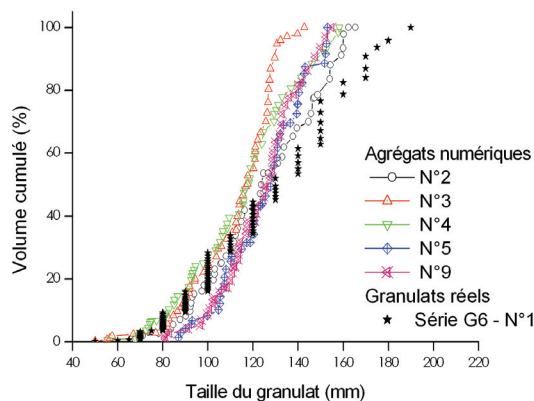
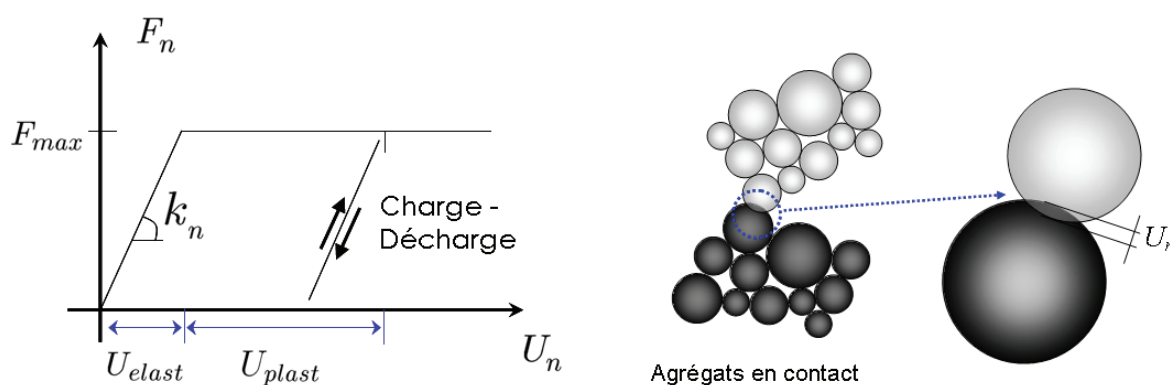


FIG. 3.22 – Granulométrie des agrégats constitutifs de l'assemblage de 6 cellules différentes, comparée à un échantillon de granulates réels.



$F_n$  : Force de contact normale  
 $U_n$  : Interpénétration des éléments

FIG. 3.23 – Le modèle de contact inter-agrégats retenu dépend de deux paramètres : la force de contact normale maximale,  $F_{max}$  et la raideur de contact normale,  $k_n$ .

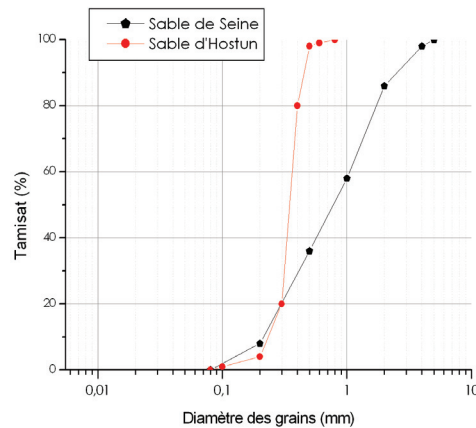


FIG. 3.24 – Distribution granulométrique des sables de Seine et d'Hostun (respectivement d'après Benoit [20] et Pham Van Bang [133]).

## 3.5 Sable et pneus transformés

Ces deux types de matériaux d'origines et de caractéristiques très différentes sont abordés ensemble car ils constituent les matériaux de remplissage fins des cellules, seuls ou en mélange.

### 3.5.1 Description du sable

Le sable a été pris comme géomatériau de référence pour cette étude. Il est supposé représentatif des matériaux de remplissage des cellules en phase opérationnelle, et qui seront prélevés sur site.

Deux sables différents ont été utilisés :

- sable de Seine : sable non conventionnel grossier, coquillé, classé D1 dans le GTR, tamisé à 5mm et de densité maximale  $17\text{kN/m}^3$  [20].
- sable d'Hostun RF (ou S28) : sable fin de granulométrie resserrée de densité maximale d'environ  $16\text{kN/m}^3$  présentant un angle de frottement de  $32,5^\circ$  [133].

### 3.5.2 Pneumatiques

#### 3.5.2.1 Description des pneus transformés

Les pneus transformés utilisés dans cette étude résultent de la transformation des pneus par poinçonnage, par des poinçons cylindriques. Le produit de cette transformation est un mélange constitué de morceaux circulaires, à raison de 30% de la masse totale, et de morceaux de forme quelconque et de dimensions variables (Fig. 3.25) et desquels dépassent des fils métalliques, parfois sur plus d'un centimètre.

Pour les essais de caractérisation des matériaux, menés en laboratoire et de type géotechnique, seuls les éléments circulaires ont été utilisés, après en avoir coupé tout fil saillant.

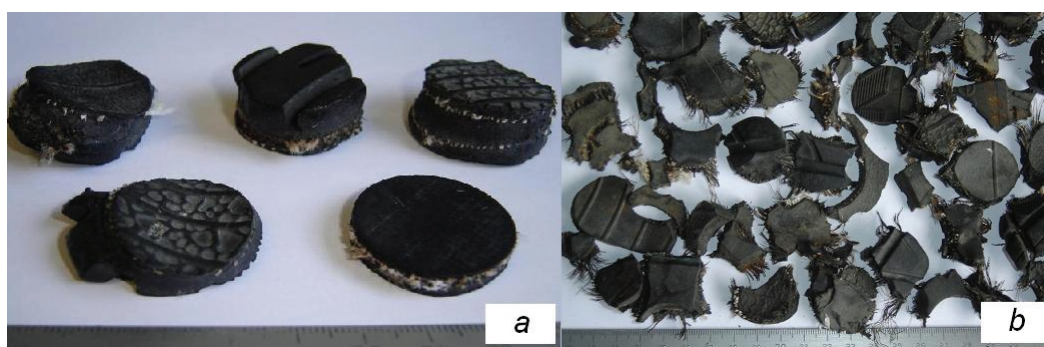


FIG. 3.25 – Pneus transformés : (a) Pastilles de structure, épaisseur et forme différentes et (b) produit de la transformation contenant des morceaux de toutes formes et dimensions.

Type de pastilles	Épaisseur (mm)		Diamètre (mm)		Masse vol. (kg/m <sup>3</sup> )
	Moy.	Min-Max	Moy.	Min-Max	
mélange initial	9,2	4,7-15,9			1280
Lot 1 (avec tresses métalliques)	6,8	4,7-12	29,9	26,9-32	1270
Lot 2 (avec fibres synthétiques)	6,5	4,8-8,2	28,5	27,7-32	1150

TAB. 3.7 – Caractéristiques des pastilles de pneus utilisées.

Ces pastilles sont plus faciles à caractériser, notamment dans une optique de modélisation numérique. Par contre, pour les essais aux échelles supérieures, à savoir la cellule, le mélange initial constitué de pastilles et de morceaux de forme quelconque a été utilisé.

### 3.5.2.2 Caractéristiques descriptives des pastilles

Compte-tenu de la variabilité des formes des pastilles (Fig. 3.25), la mesure de l'épaisseur a été faite au centre de la pastille et le diamètre a été mesuré sur deux axes. (Tab. 3.7). Les variations d'épaisseur dépendent notamment de l'emplacement initialement occupé par le morceau sur le pneu. Les épaisseurs les plus importantes sont obtenues pour les pastilles provenant de la bande de roulement. Les variations de diamètre sont dues à l'orientation de la coupe, celle-ci pouvant avoir été faite en biais. Deux lots de pastilles sensiblement différentes ont été utilisés pour les essais. Ces lots se caractérisent par une épaisseur plus faible que les pastilles prélevées dans le mélange initial ; le lot 1 provient du flanc des pneus et est issu du mélange initial. Le lot 2 provient d'un échantillon de morceaux de structure différente (autre nature de pneus) ne présentant que des fibres de renfort de type synthétique. Il a été retenu car il ne présente aucun risque de percement de la membrane utilisée pour les essais triaxiaux.

La masse volumique des pneus transformés a été mesurée par immersion. Elle vaut en moyenne 1300kg/m<sup>3</sup> pour un mélange de tous types de morceaux de pneu. Cette caractéristique dépend de la présence de renforts métalliques.

La porosité, déterminée sur un volume de pneus légèrement compacté, a été mesurée par immersion. Pour les pneus du mélange initial les vides représentent 57% du volume total.

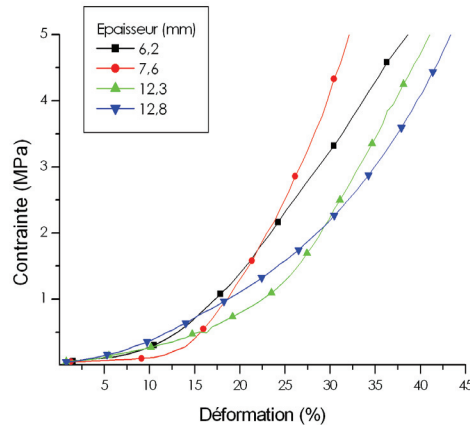


FIG. 3.26 – *Essais de compression sur pastille pour différentes épaisseurs : courbes contrainte-déformation (épaisseurs indiquées en légende, en mm).*

Le poids volumique apparent d'un tel assemblage est de  $5,5\text{kN/m}^3$ .

### 3.5.2.3 Comportement d'une pastille sous compression

Cinq pastilles d'épaisseur et de structure différentes ont été prélevées dans le mélange initial et soumises à essai de compression simple. Pour chacune, la masse et le diamètre ont été mesurés avant essai et après essai. Les essais ont été menés jusqu'à une force de 3kN, soit une contrainte de l'ordre de 5MPa, sans atteindre la rupture.

Du fait de la géométrie des pneumatiques, les pastilles présentent avant essai une courbure plus ou moins prononcée. Le début de l'essai de compression corrige cette courbure; ceci peut expliquer les différences d'allure des courbes contrainte-déformation (Fig. 3.26) et en particulier le retard d'augmentation de la contrainte lors de la compression de certaines pastilles (7,6 et 12,3mm d'épaisseur par exemple). Les variations d'épaisseur et de diamètre après essai sont inférieures à la précision de la mesure.

Dans la plage de contraintes qui intéresse les ouvrages visés par cette étude, à savoir de l'ordre de la dizaine à la centaine de kPa, la déformation axiale des pneus reste inférieure à 5%. En dessous de 800kPa, le comportement des pastilles est élastique non linéaire (Fig. 3.26).

### 3.5.3 Essais triaxiaux sur mélanges de sable et de pastilles de pneus

L'analyse de l'influence de l'ajout dans le sable d'inclusions de type morceaux de pneus a été menée par le biais d'essais triaxiaux de révolution. Des essais triaxiaux consolidés drainés [2], menés à une vitesse de 2mm/min, ont été réalisés sur des mélanges à teneur variable en pastilles de pneus, avec deux sables différents et dans des états hydriques différents (Tab. 3.8 et 3.9).

Sable	Pressions de confinement (kPa)	Teneurs massiques en pneus (%)	Type de pastilles	Etat hydrique
Seine	50, 75, 100	0, 14, 50, 100	Lot 1 (avec tresses métalliques)	Sec
Hostun	40, 80, 120	0, 9, 26, 40, 100	Lot 2 (avec fibres synthétiques)	Saturé

TAB. 3.8 – Conditions expérimentales pour les essais triaxiaux sur mélanges avec sable de Seine et sable d’Hostun.

Sable de Seine (sec)			Sable d’Hostun (saturé)		
% massique de pneus	Poids vol. du mélange (kN/m <sup>3</sup> )	Poids vol. du sable (kN/m <sup>3</sup> )	% massique de pneus	Poids vol. du mélange (kN/m <sup>3</sup> )	Poids vol. du sable (kN/m <sup>3</sup> )
0	16,8	16,8	0	14,5	14,5
14	15,5	16	9	13,9	14,2
50	11,4	10,3	26	13,4	14,4
100	6,1	0	40	11,7	12
			100	6,4	0

TAB. 3.9 – Caractéristiques des éprouvettes avant essai triaxial.

Compte tenu de la taille et de la nature des pneus transformés, certaines dispositions ont été prises pour permettre la réalisation de ces essais dans des conditions satisfaisantes :

- triaxial de grandes dimensions (300mm de hauteur et 150mm de diamètre),
- utilisation des pastilles uniquement, après avoir découpé les fils d’acier de renfort (i.e. lot 1),
- et, avec le sable d’Hostun, doublement de la membrane pour limiter le risque de percement.

On notera que, compte tenu des différences de masse volumique entre les deux lots de pastilles, la préparation de mélange à teneur massique identique requière un volume de pastilles 15% plus important avec le lot 2.

Aucune correction liée à la variation de section de l’éprouvette n’a été apportée aux résultats, les éprouvettes présentant en fin d’essai des formes trop différentes d’une configuration à l’autre.

Le matériau est mis en œuvre en 3 couches, compactées, excepté dans le cas du mélange avec plus de 40% de pneus. Dans ce dernier cas, la masse de sable n’est pas suffisante pour occuper tous les vides existants entre les pastilles de pneus. Le compactage dynamique conduit à une ségrégation importante. En effet, la matrice constituée des pastilles de pneus présente une certaine élasticité et le compactage génère des mouvements importants de ce squelette, favorisant le mouvement puis l’accumulation du sable dans le bas de l’éprouvette, par gravité. Le poids volumique apparent du sable déterminé d’après les mesures faites avant application de la contrainte de confinement est alors inférieur aux valeurs minimales du sable seul (Tab. 3.9). Par ailleurs, et dans une moindre mesure, la masse volumique du sable occupant les espaces inter-pastilles des mélanges à moins de 40% de pneus est

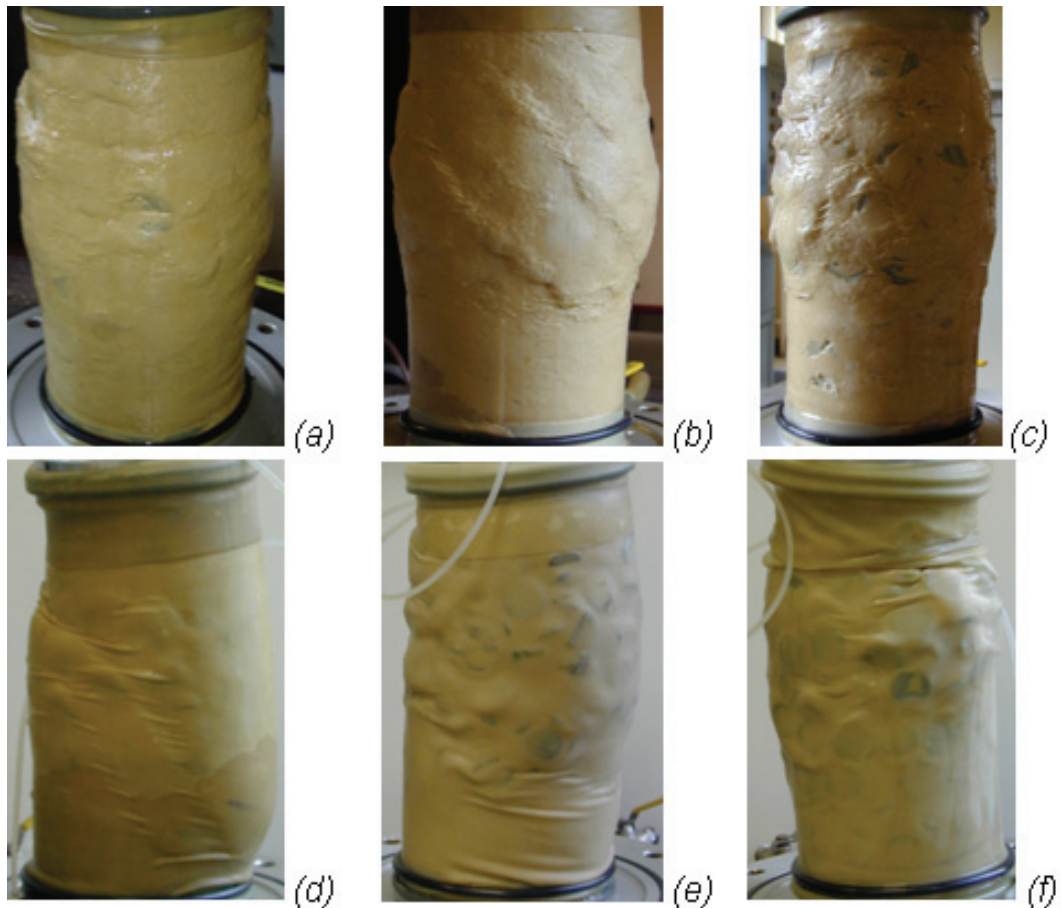


FIG. 3.27 – Essais triaxiaux sur mélanges de sable de Seine avec 15% de pneus (a) horizontal et verticaux pour une pression de confinement de 50kPa, (b) horizontaux pour une pression de confinement de 50kPa, (c) verticaux pour une pression de confinement de 75kPa et de sable d'Hostun avec (d) 10% de pneus pour une pression de confinement de 120kPa, (e) 30% de pneus pour une pression de confinement de 40kPa, (f) 40% de pneus pour une pression de confinement de 40kPa.





FIG. 3.28 – Préparation des éprouvettes pneu-sable pour les essais triaxiaux avec orientation particulière des pastilles : pastilles alternativement horizontales et verticales (a) et pastilles verticales (b).

inférieure à celle obtenue avec du sable seul.

Pour ces mélanges, l'orientation des pastilles de pneus était aléatoire. L'influence de l'orientation des pneus a également été investiguée avec un mélange à 14% de pneus avec le sable de Seine en imposant une orientation aux pastilles lors de la mise en œuvre :

- toutes les pastilles horizontales,
- pastilles horizontales et verticales alternativement (Fig. 3.28(a)).
- toutes les pastilles verticales (Fig. 3.28(b)),

### 3.5.3.1 Influence du pourcentage de pneus

L'ajout de pastilles de pneus dans le sable se traduit par une modification de comportement en termes de contrainte déviatoire à la rupture et de variation volumique. L'évolution avec le pourcentage de pastilles de pneus est similaire avec les deux types de sable (Fig. 3.29 (a, b, c et d)).

Les courbes obtenues pour les éprouvettes de sable sont typiques d'un sable dense : un comportement d'abord brièvement contractant suivi d'une forte dilatance et un pic de déviateur de contrainte suivi d'un seuil.

Tant que la teneur massique en pastilles de pneus ne dépasse pas 30%, le comportement du matériau est assez peu modifié dans ces tendances. Le matériau est contractant puis dilatant et la contrainte déviatoire présente un pic. Cependant, l'augmentation de la teneur en pastilles de pneu conduit à l'augmentation de la contrainte déviatoire au pic. Le matériau semble également moins dilatant. Le pic du déviateur est décalé vers les plus grandes déformations, tout comme l'inflexion observée sur les courbes de variation volumique.

A partir de 40% en masse de pneus, le comportement du matériau change nettement. Plus la teneur en pneus est élevée plus le comportement est contractant et plus la contrainte déviatoire est faible. Dans cette situation, le remaniement du mélange induit par la déforma-

tion de l'éprouvette conduit à une réduction des vides dans les espaces inter-pastilles ; la densité de la fraction sable augmente.

Pour les éprouvettes à 100% de pneus, la rupture n'a pas été atteinte : pour ces matériaux le déviateur de contrainte augmente de façon relativement linéaire avec la déformation axiale. Pour les essais avec le lot de pneus 2, saturé, l'échantillon vient au contact des parois latérales de la cellule pour une déformation axiale d'environ 11% ; l'essai est arrêté sans avoir atteint la rupture. On considère donc le déviateur de contrainte calculé pour une déformation axiale de 10% (Fig. 3.29 (e)). Confrontés au même problème, d'autres auteurs ont considéré les résultats pour des déformations entre 10 et 20% de déformation axiale [113][170].

Le module tangent déduit des essais sur ces mêmes éprouvettes est de 790 et 930kPa respectivement pour les pastilles du lot 1 et pour les pastilles du lot 2. Ces valeurs sont en assez bon accord avec la valeur de 880kPa prédite par l'équation 2.1, établie par *Yang et al.* [163].

Pour les deux séries d'essais, et quelle que soit la contrainte de confinement, l'ajout de pastilles de pneus se traduit d'abord par une augmentation du déviateur de contrainte puis par une décroissance (Fig. 3.29 (e, f)). La croissance apparaît relativement linéaire sur les mélanges à partir de sable d'Hostun et pour les trois contraintes. L'optimum est aux environs de 30% en masse de pneus dans le mélange. Le poids volumique du mélange est alors d'environ 13kN/m<sup>3</sup>. A l'optimum:

- le gain en contrainte déviatoire par rapport au sable seul est de 45 à 80% pour le sable d'Hostun saturé;
- pour le sable de Seine sec, l'estimation d'après extrapolation donne un gain de 10 à 20% pour une pression de confinement inférieure à 100kPa;
- le module sécant à 2% de déformation est sensiblement plus faible que pour le sable seul;
- la variation volumique de l'échantillon à l'optimum est assez proche de celle du sable seul.

Le déviateur de contrainte à la rupture des mélanges secs avec du sable de Seine suit une loi polynomiale d'ordre 2, par rapport à la teneur massique en pneus du mélange, si la pression de confinement est inférieure à 80kPa, comme obtenu par *Zornberg et al.* [170]. Ce constat ne vaut que parce que la contrainte déviatoire des éprouvettes à 100% de pneus est calculée pour une déformation axiale de 10%. Le déviateur serait plus élevé s'il était calculé pour une déformation axiale plus élevée.

La comparaison de deux types de mélange révèle que l'influence de l'ajout de pastilles du lot 2 dans le sable d'Hostun, saturé, est plus forte en termes de contrainte déviatoire que celle des pastilles du lot 1 dans le sable de Seine sec. Il est difficile d'interpréter cette différence ayant pour possibles origines l'état hydrique, la granulométrie et la densité des

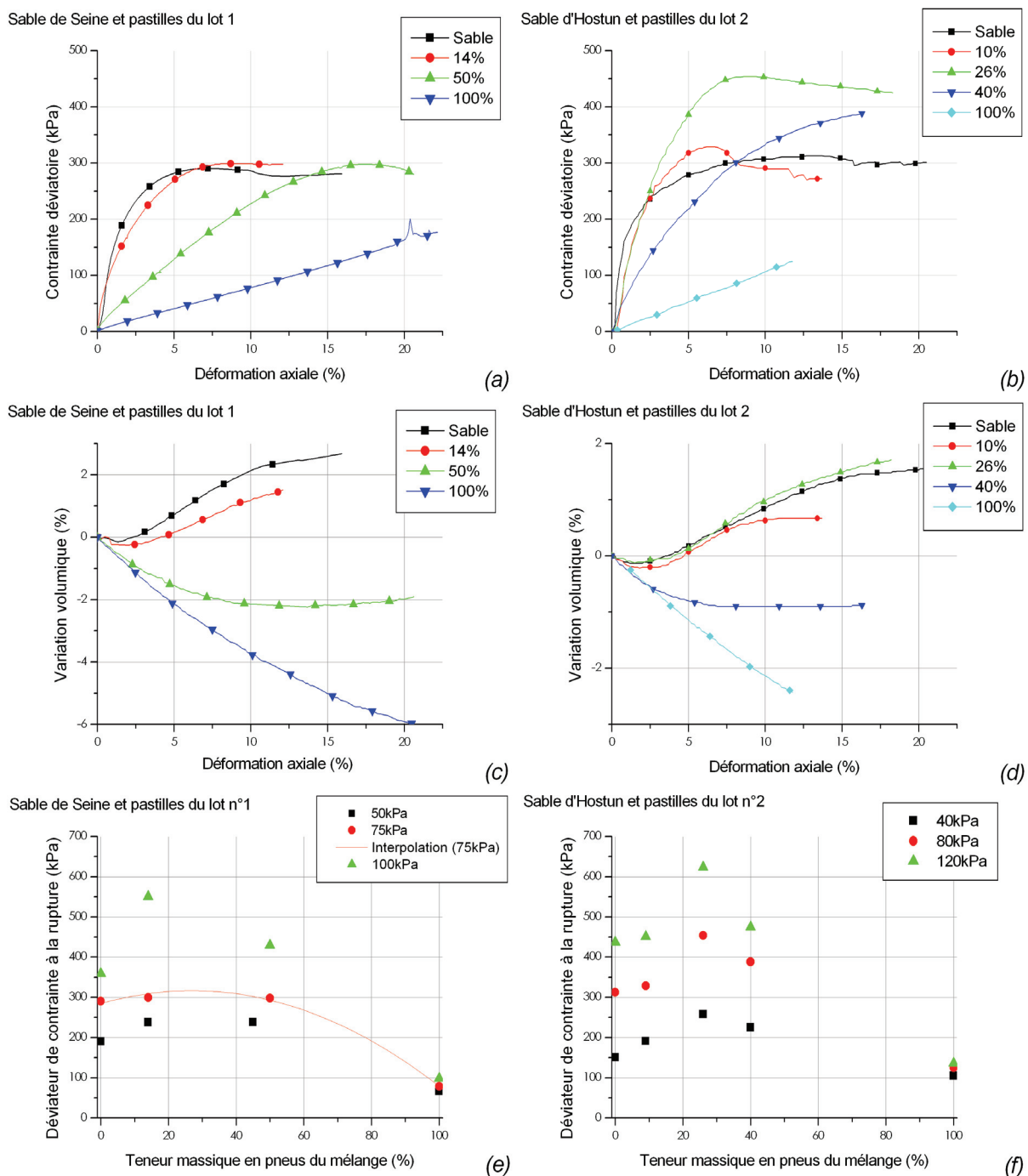


FIG. 3.29 – Influence de la teneur en pneus, en pourcentage massique, sur le comportement à l'essai triaxial de mélanges avec les sables de Seine sec et d'Hostun saturé, respectivement sous 75 et 80kPa de contrainte de confinement : (a, b) contrainte déviatoire et (c, d) variation volumique en fonction de la déformation axiale et (e, f) déviateur de contrainte à la rupture,  $q$ , (à 10% de déformation axiale pour les assemblages de 100% de pneus).

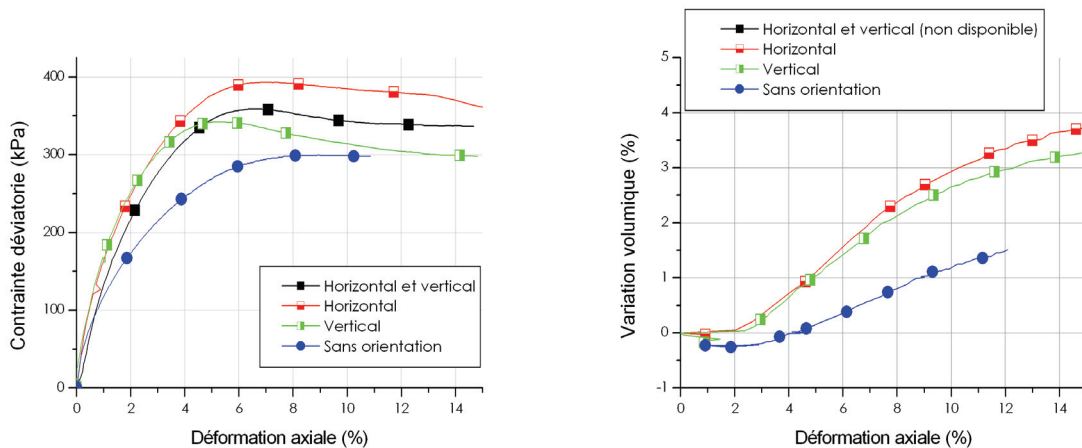


FIG. 3.30 – Influence de l'orientation des pastilles de pneus sur le comportement au triaxial d'un mélange de 14% en masse de pneus du lot 1 avec du sable de Seine sec ( $\sigma_3 = 75\text{kPa}$ ).

sables, et la teneur volumique en pneus des mélanges (à même teneur massique). L'influence de l'état hydrique a été abordée sur les mélanges à 26% de pneus du lot 2 mélangés à du sable d'Hostun. Les essais réalisés sur mélange sec à 40 et 80kPa ne montrent pas de différence importante par rapport au même mélange saturé. Pour ce qui concerne la densité du sable, on observe que le mode de mise en œuvre permet d'atteindre une valeur de masse volumique proche du maximum dans le cas du sable de Seine (16,8 pour  $17\text{kN/m}^3$  pour les éprouvettes de sable seul) contrairement au sable d'Hostun (14,5 pour  $16\text{kN/m}^3$ ). Ceci introduit une différence de comportement des échantillons, avec une incidence en particulier sur la valeur au pic de la contrainte déviatoire.

Malgré ces biais, l'effet de l'ajout des pastilles de pneu est clairement mis en évidence.

### 3.5.3.2 Influence de l'orientation des pneus

Le mode de mise en œuvre en laboratoire permet d'obtenir un mélange au sein duquel l'orientation des pastilles est assez bien définie, ce qui n'est pas le cas des mélanges mis en œuvre de façon industrielle, sur ouvrage : l'orientation des pastilles ne serait alors plus régulière et une tendance à la mise à l'horizontale peut être attendue. L'objectif de ces essais est de mettre en évidence la sensibilité des propriétés du mélange à l'orientation des pastilles.

Le fait de donner une orientation particulière aux pastilles augmente la contrainte déviatoire à la rupture du mélange (Fig. 3.30). Cette augmentation s'accompagne d'une augmentation de la dilatance du mélange.

La conclusion pratique des ces résultats est que, quelque soit le mode de mise en œuvre, il ne peut conduire à un matériau de caractéristiques moindres que celui ou les pastilles sont sans orientation [70]. En particulier, si le mode de mise en œuvre sur site conduit à ce que les pastilles s'orientent préférentiellement suivant l'horizontale, le mélange obtenu sera de caractéristiques au moins égales à celles du mélange sans orientation.

### 3.5.3.3 Interprétation

Compte tenu de l'angle de frottement macroscopique du sable, on peut considérer que le plan de cisaillement dans la matrice sableuse tend à se développer suivant un angle d'environ  $30^\circ$  par rapport à la verticale<sup>4</sup>.

A faible teneur en pneu, un plan de cisaillement peut se développer sans intercepter de pastilles. Le comportement du mélange reste quasiment inchangé par rapport au sable. Mais l'augmentation de la teneur en pneu rend progressivement impossible l'apparition d'un tel plan. Les pastilles s'opposent à la progression du plan de cisaillement ; elles peuvent être considérées comme étant rigides et sont plus grandes que la bande de cisaillement. Deux possibilités semblent pouvoir s'offrir alors : (i) le cisaillement se développe en contournant la pastille<sup>5</sup>, (ii) la pastille subit une rotation de telle sorte que sa surface s'aligne sur le plan de cisaillement.

Dans le premier cas, le cisaillement ne peut se développer suivant un plan unique. Au contraire, il se développe suivant une surface constituée d'une succession de plans, en "marche d'escalier", matérialisées par la surface des pastilles. Et, plus l'orientation des pastilles sera écartée de celle du plan de cisaillement naturel du sable, plus la résistance du mélange sera élevée. Dans le second, la réorientation d'une pastille entraîne le remaniement du volume de sable englobant cette pastille, mobilisant des efforts et induisant une variation volumique locale du sable<sup>6</sup>. Ces efforts seront d'autant plus importants que l'orientation de la surface de la pastille sera écartée de celle du plan de cisaillement.

Il semble que la deuxième possibilité soit la plus réaliste, car plus en cohérence avec l'apparence extérieure des éprouvettes en fin d'essai (Fig. 3.27).

Macroscopiquement, le cisaillement se développera sur la surface présentant le moins de résistance, c'est à dire celle interceptant le moins de pastilles, ou interceptant les pastilles dont l'orientation est la plus proche du plan de cisaillement dans le sable. La figure 3.31 illustre, d'une part, le fait que la position du plan se définit en fonction du nombre de pastilles interceptées et d'autre part, que toute pastille interceptée doit se réorienter ou être contournée pour permettre le développement de la surface de cisaillement dans le sable.

On comprend avec ce schéma que la résistance d'un tel matériau dépendra du nombre minimum de pastilles sur une surface potentielle de cisaillement et de l'orientation relative entre la surface des pastilles et le plan de cisaillement. Or, il apparaît, d'après la figure 3.32 que l'orientation des pastilles est globalement plus alignée sur l'angle du plan de cisaillement lorsque les pastilles sont placées sans orientation. Les réseaux réguliers, en effet, sont composés de pastilles dont l'orientation est de  $30^\circ$  ou  $60^\circ$  par rapport à l'orientation du plan de cisaillement dans le sable. Lorsque les pastilles sont positionnées à la verticale, cet angle est de  $30^\circ$ . Lorsque les pastilles sont positionnées à l'horizontale, cet angle est

---

4. On suppose qu'il y a localisation de la déformation, ce qui semble justifié par la présence du pic en contrainte déviatoire lors des essais triaxiaux sur sable. L'inclinaison du plan de cisaillement est calculée en supposant que le critère de Mohr-Coulomb est respecté.

5. Tel qu'observé dans le béton.

6. Dans les mélanges à forte teneur en pastilles, la réorientation d'une pastille mobilisera également les pastilles voisines, augmentant le volume de matériau mobilisé lors du cisaillement.

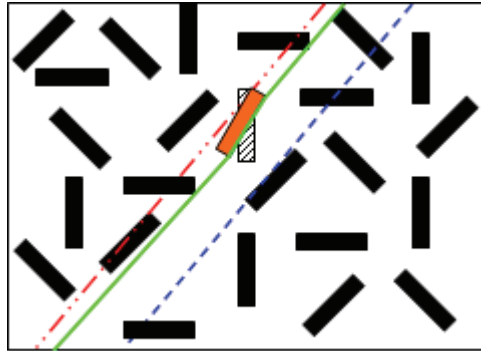


FIG. 3.31 – Lors de l'essai triaxial sur mélange sable-pneu, le plan de cisaillement se développe sur la surface interceptant le moins de pastilles. Toute pastille interceptée est progressivement réorientée, parallèlement au plan.

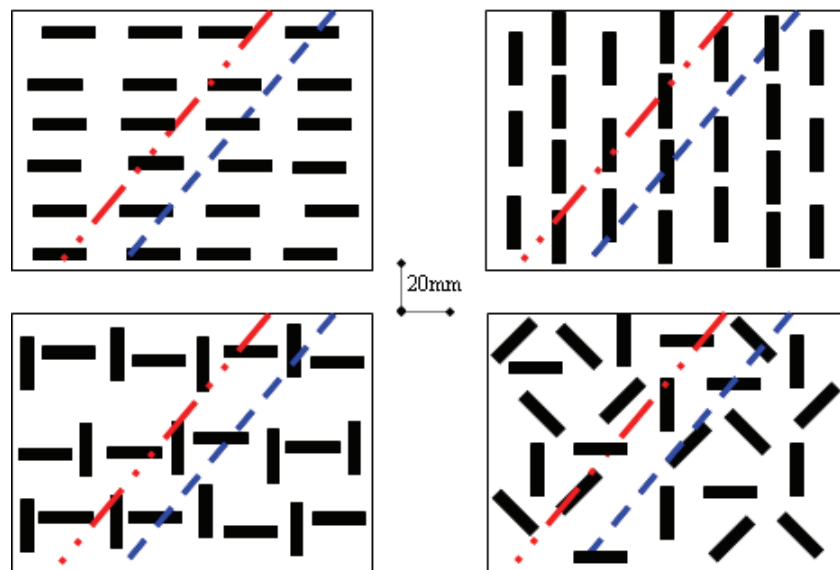


FIG. 3.32 – Orientation relative du plan de cisaillement (rouge ou bleu) se développant dans une matrice sableuse par rapport à celle des pastilles, dans des mélanges sable-pneus d'égale densité de pastilles de pneus, soumis à essai triaxial. Quel que soit l'arrangement le plan de cisaillement potentiel intercepte sensiblement le même nombre de pastilles, mais lorsque les pastilles sont sans orientation, l'angle moyen entre ce plan et la surface de la pastille est plus faible.

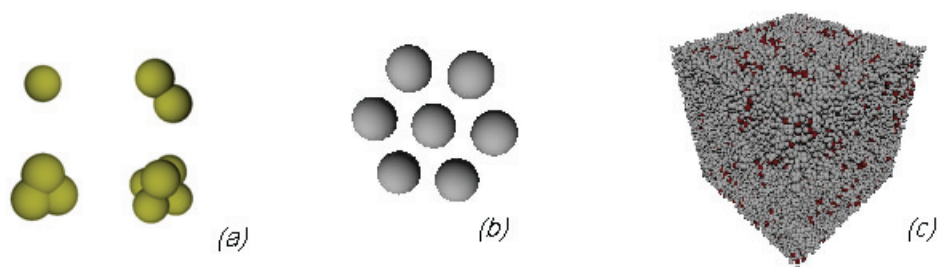


FIG. 3.33 – Modélisation numérique MED (a) des grains de sable, (b) des pastilles et (c) des essais triaxiaux sur mélange.

de  $60^\circ$ . Or, la contrainte déviatoire au pic est plus grande lorsque les pastilles sont à l'horizontale. Ceci confirme l'influence de l'orientation relative du plan de cisaillement dans le sable par rapport à celle des pastilles sur la résistance au cisaillement du matériau. Le fait que, lorsque l'orientation est alternée, la contrainte déviatoire au pic soit intermédiaire entre les deux autres abonde en ce sens, les pastilles étant alternativement orientées à  $30^\circ$  et  $60^\circ$  par rapport au plan de cisaillement. Ainsi, le développement du cisaillement dans un mélange où les pastilles sont sans orientation induit un moindre remaniement du matériau, en particulier du sable. Ce moindre remaniement se traduit par une moindre dilataance en grandes déformations.

En conclusion, on retiendra que quelque soit le mode de mise en œuvre des pastilles, un mélange à 30% en masse de pneus offre la plus grande résistance au cisaillement sous sollicitations statiques. Ce résultat est en accord avec d'autres travaux [170][66]. De plus, ce mélange est allégé par rapport au sable seul, avec un gain de poids d'environ  $2\text{kN}/\text{m}^3$ .

### 3.5.4 Modélisation numérique des matériaux fins

Ces matériaux ont été modélisés par la méthode aux éléments distincts. Les grains de sable sont modélisés par un assemblage de 2, 3, 4 ou 5 sphères de telle sorte que le comportement macroscopique du matériau modélisé soit proche du comportement du sable réel.

Les pastilles de pneus sont modélisées par des agrégats de 7 sphères (Fig. 3.33 (b)). Les paramètres micromécaniques et géométriques des matériaux sont calés indépendamment [71]. Les essais triaxiaux ont été simulés, avec les mêmes proportions de pastilles de pneus que nos éprouvettes réelles (Fig 3.33 (c)). On trouvera des résultats de ces modélisations dans *Salot* [148]. A terme, ce modèle doit permettre de développer une loi de comportement homogénéisée des mélanges.

## 3.6 Conclusion

Ce chapitre a abordé la définition et la caractérisation mécanique des matériaux utilisés pour la fabrication des cellules objet de notre étude. Cette caractérisation mécanique ciblée s'appuie sur des données acquises par des essais classiques ou originaux ainsi que, pour partie, sur des données provenant des producteurs.

Le grillage se caractérise par une forte orthotropie, liée à la forme hexagonale de la maille. Elle se traduit par des résistances à la traction différentes selon l'orientation du chargement. Et, le grillage peut fortement se déformer sans mobiliser de grands efforts de traction dans les brins, suivant un chemin de déformation qualifié de "géométrique". La mesure des caractéristiques en traction des brins torsadés a montré que le processus de fabrication conduit à une réduction de l'allongement à la rupture et une réduction de la contrainte à la rupture des brins. Ces informations ont servi à la modélisation numérique du grillage.

La résistance à la compression des granulats a été déterminée à partir d'essais sur empilements de deux granulats. Pour des granulats de taille 60 à 80mm la résistance à la rupture ainsi mesurée,  $R_{emp}$ , vaut environ 30kN. Elle est atteinte pour une déformation d'environ 6% et correspond à une contrainte apparente d'environ 5MPa. La modélisation des granulats s'est appuyée sur ces données ainsi que sur celles relatives à la granulométrie des granulats.

Les données concernant les granulats, le grillage et les géotextiles seront utilisées pour l'interprétation des essais de compression pseudo-statique sur cellules.

Enfin, l'incorporation de pastilles de pneus dans du sable augmente la résistance au cisaillement, jusqu'à une teneur massique de 30% de pneus. Au delà, la résistance au cisaillement décroît. C'est ce pourcentage de pneus transformés qui sera considéré pour constituer les mélanges remplissant les cellules à soumettre à essai de compression pseudo-statique et à impact.





---

## Chapitre 4

# Comportement des cellules sous chargement pseudo-statique

## 4.1 Objectif

La cellule est constituée d'une enveloppe, faite de grillage et d'un éventuel géotextile, et d'un matériau de remplissage granulaire. C'est une structure composite dont le comportement dépend des caractéristiques de chacun de ses éléments et de leur interaction.

Plusieurs objectifs sont visés à travers ce chapitre :

- compréhension du fonctionnement de la cellule, structure composite;
- fourniture des données de calage puis de validation nécessaires au développement d'un modèle numérique;
- définition des conditions de mise en œuvre des cellules pour les étapes ultérieures de l'étude;
- et, dans une perspective plus opérationnelle, fourniture de données pour la vérification de l'aptitude des différents types de cellules à intégrer un ouvrage de plusieurs mètres de haut.

Pour atteindre ces objectifs, des essais de compression statique ont été réalisés. Les conditions d'essais ont été définies pour être à la fois proches des conditions réelles de sollicitation des cellules et simples à modéliser. Les conditions expérimentales doivent en effet être faciles à prendre en compte au niveau de la modélisation numérique lors des étapes de calage et de validation. Rappelons que la modélisation à cette échelle a pour objectif de définir un modèle constitutif de la cellule. Elle permet par ailleurs d'accéder à des données complémentaires aux données expérimentales. Ces essais ne sont ainsi pas des essais de performance, fournissant directement les caractéristiques représentatives du comportement réel des cellules dans l'ouvrage.

En faisant varier plusieurs paramètres relatifs aux caractéristiques des cellules, il est également possible d'aborder la compréhension phénoménologique du comportement de la cellule sous ce type de sollicitation.

Les paramètres sont :

- la taille nominale de la cage : 300, 500 et 1000mm d'arête ;
- les matériaux de remplissage : granulats, mélanges sable/pneus en proportion variable;
- le grillage : trois grillages aux caractéristiques différentes;
- le géotextile : 4 géotextiles aux caractéristiques différentes et deux modes de mise en œuvre;
- les conditions aux limites de la cellule : non confinée ou confinée (déplacements latéraux possibles ou non).

Par la suite on parlera de cellule 500 granulats, par exemple, pour désigner une cellule constituée d'une cage de 500mm d'arête nominale et remplie de granulats.

## 4.2 Expérimentations et traitement des résultats

Différentes campagnes expérimentales ont été menées pour mettre en évidence l'influence de certains paramètres sur le comportement des cellules :

- caractéristiques du géotextile, sur cellules 300 sable ;
- caractéristiques du grillage, sur cellules 300 granulats et sur cellules 500 sable ;
- distribution granulométrique, sur cellules 300 ;
- conditions aux limites, sur cellules 500 sable, pneu-sable et granulats ;
- teneur en pneus du matériau de remplissage, sur cellules 500 ;
- taille de la cage : sur cellules 300, 500 et 1000.

Nous avons développé spécifiquement le mode opératoire et le dispositif expérimental pour cette étude. Les difficultés étaient d'abord liées au poids et à la taille des cellules (jusqu'à  $1\text{m}^3$  et  $1600\text{kg}$ ) ainsi qu'à la granulométrie des matériaux de remplissage. En effet, peu d'études se sont intéressées au comportement d'assemblée granulaire grossière à cette échelle. Le choix des matériels d'essai et la définition des méthodes et moyens de mesure à mettre œuvre ont été guidés par ces critères et par les objectifs à atteindre.

### 4.2.1 Préparation des cellules

Les cages grillagées (gabion) utilisées en géotechnique ont classiquement une forme de parallélépipède rectangle, sont compartimentées par les diaphragmes et renforcées par des tirants. Cette forme se prête mal aux essais en laboratoire pour lesquels il est plus simple de considérer un objet présentant une symétrie par rapport à l'axe de chargement. Ceci nous conduit d'une part à utiliser des cellules cubiques, fabriquées spécifiquement. Le cube peut d'ailleurs être considéré comme étant représentatif d'un compartiment de gabion. Les mêmes considérations nous conduisent à monter ces cellules sans tirant.

Les tailles réelles des cellules diffèrent sensiblement des valeurs nominales indiquées ; les contraintes de fabrication font que les dimensions de la cellule dépendent de la taille de la maille du grillage. Les dimensions réelles des cellules 500 et 1000 sont respectivement de l'ordre de  $500 \times 500 \times 520\text{mm}^3$  et  $980 \times 980 \times 1050\text{mm}^3$  ( $l \times L \times H$ ).

La mise en œuvre des cellules avant essai est indépendante du type et de la taille de la cellule. La cage est fabriquée par pliage et agrafage des pans.

Pour éviter tout affaissement et déformation latérale pendant le remplissage, la cage est placée dans un coffre, ou un cadre pour les cellules 1000. La suite de la mise en œuvre dépend du matériau de remplissage ; les principales étapes sont précisées ci-après.

#### 4.2.1.1 Cellules sable et cellules pneu-sable

Le mélange de remplissage est préparé en utilisant les pneus transformés dans leur état initial, c'est à dire contenant des pastilles et des morceaux de toutes formes.

Le fond et les côtés de la cellule sont recouverts d'un géotextile. Le matériau de remplissage, sec, est introduit dans la cellule puis compacté.



FIG. 4.1 – Lors de son remplissage, la cellule est maintenue dans un coffre (a) ou dans un cadre (b) en fonction de sa taille (300-500/1000mm). On compte en moyenne 6 granulats sur la hauteur, en face latérale d'une cellule 500 granulats (c).

La masse volumique du matériau de remplissage en place ne peut être déterminée. La forme de la cellule est proche d'un parallélépipède rectangle dont les dimensions sont mesurées au début d'essai. Mais le volume de ce parallélépipède est supérieur au volume réellement occupé par le sable, ce dernier dépendant notamment de l'épaisseur du géotextile et de sa mise en place, dans les arêtes en particulier. Le poids de matériau de remplissage est ainsi le seul paramètre fiable et il a été fait en sorte que celui-ci soit relativement identique d'un essai à l'autre, pour un même type de matériau de remplissage. Il sera par contre difficile de reproduire un tel remplissage sur ouvrage avec en particulier le problème du compactage.

Cette étape est délicate dans le cas du sable, compte tenu de son état hydrique et de la forme de la section de la cellule. La masse de matériau de remplissage est déterminée lors du remplissage. Une fois la cellule remplie, on pose sur le matériau un carré de géotextile et on rabat le couvercle de la cellule. Le coffre, ou le cadre, est retiré. La cellule est alors prête pour essai.

Pour couvrir les faces latérales de la cellule, deux modes de mise en œuvre du géotextile ont été considérés.

Le premier consiste à réaliser une enveloppe discontinue constituée de carrés de géotextile se superposant. Ce mode permet de limiter l'influence du géotextile sur le comportement de la cellule : il a été retenu lorsque les caractéristiques de celui-ci n'étaient pas le paramètre dont l'influence était investiguée.

Le second consiste à mettre en place une bande continue de géotextile sur le pourtour de la cellule, avec un chevauchement égal à la largeur d'une face. Ce chevauchement est supposé suffisant pour limiter le glissement à l'interface géotextile-géotextile dû aux efforts repris par celui-ci. Ce mode de mise en œuvre permet d'évaluer l'influence des caractéristiques du géotextile sur le comportement de la cellule. Il est plus proche de ce qui peut pratiquement être fait sur ouvrage réel.

On notera par ailleurs qu'une campagne d'essais préliminaire, non présentée par la suite, a mis en évidence l'influence très forte des modalités de préparation de ce type de cellule et

la nécessité de placer les cages dans un coffre avant remplissage. Cette pratique est conforme aux recommandations pour la mise en œuvre des gabions. Faute de cela, les faces latérales de la cellule se déforment et l'enveloppe se met en traction. A l'état initial, les cellules ont alors des caractéristiques très variables d'un essai à l'autre.

#### 4.2.1.2 Cellules granulats

Les granulats, secs et propres, sont positionnés manuellement en respectant quatre consignes :

- les éléments sont posés à plat, leur dimension la plus petite est suivant la verticale;
- les éléments placés à proximité des faces sont placés bien au contact de celles-ci;
- la répartition des différentes tailles de granulats est homogène dans le volume;
- les éléments à proximité du grillage ne doivent pas être petits, par respect des règles de mise en œuvre des gabions [10].

Au besoin, on ajoute des éléments de plus petite taille en partie supérieure pour avoir un contact plus uniforme entre cellule et plaque de chargement. Ce mode de remplissage permet d'atteindre la porosité souhaitée tout en limitant l'influence du positionnement des granulats. Il est long et diffère sensiblement du mode de remplissage effectué dans la pratique, où il est d'usage de vider les granulats dans la cellule et de combler les vides par des éléments de plus petite taille (inférieurs à la taille des mailles). Cette pratique de terrain est susceptible de modifier le comportement mécanique de la cellule.

Les cellules 500 ainsi confectionnées contiennent généralement de 90 à 115 éléments pour une masse variant de 200 à 215kg. Le nombre de contacts par élément, estimé visuellement lors du remplissage, est de 7 à 8. Pour une cellule 500, on compte en moyenne 6 niveaux de granulats sur la hauteur de la cellule et 16 granulats par niveau.

### 4.2.2 Dispositif expérimental

Les différentes cellules ont été soumises à essai de compression uniaxiale, à une vitesse de déformation de 1%/min. Le chargement est appliqué par une plaque de chargement rigide mue par une presse de compression. Les cellules sont pré-chargées avant essai de manière à assurer un contact homogène sur toute la surface de chargement, notamment en aplanissant le grillage de la face supérieure.

Lors de l'essai, on mesure la force appliquée sur la cellule et le déplacement de la plaque de chargement (Fig. 4.2 (a)).

Pour évaluer la déformée globale des cellules non confinées, on mesure le déplacement au centre de deux faces latérales. Pour certains essais, on mesure également la longueur des arcs médians horizontaux et verticaux et la longueur des arêtes<sup>1</sup> (Fig. 4.2 (b)). Les mesures d'arc verticaux et d'arête sont les plus délicates à effectuer, l'extrémité de ces arcs se trouvant au contact des plaques de chargement. Les mesures dimensionnelles seront utilisées pour estimer la déformation de l'enveloppe ainsi que l'évolution du volume de la cellule.

---

1. Seules les mesures sur cellules 500 sable seront présentées par la suite.

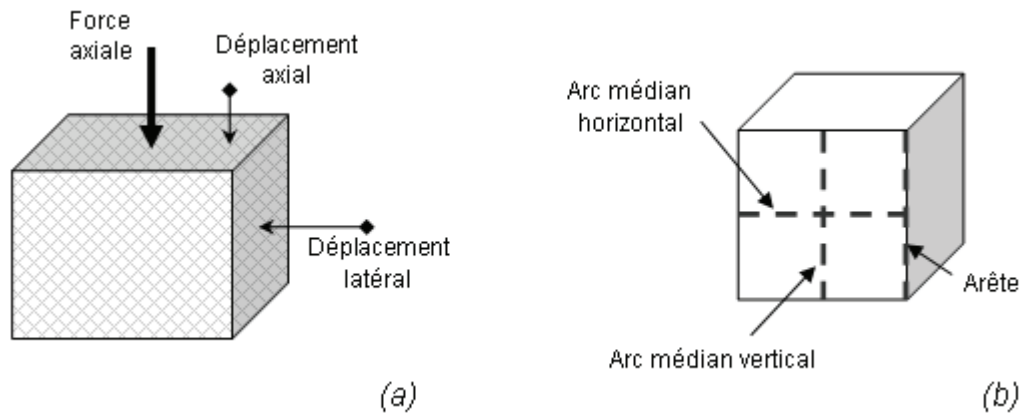


FIG. 4.2 – Essai de compression pseudo-statique sur cellules en conditions non confiné: (a) principe de l'essai et des mesures et (b) principe des mesures de déformation géométrique des faces latérales (arcs médians horizontal et vertical et arête).

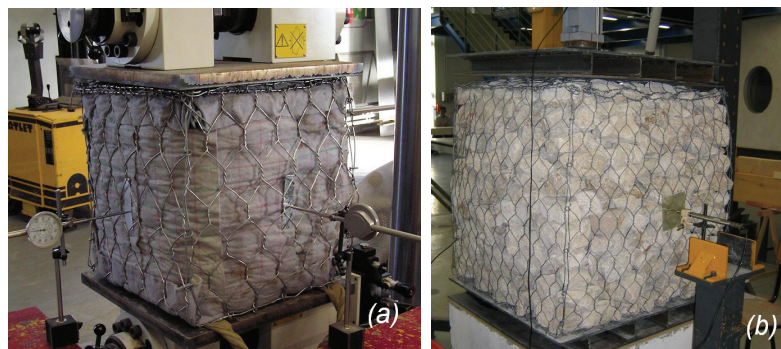


FIG. 4.3 – Essai de compression pseudo-statique sur cellules en conditions non confiné: (a) 500 sable et (b) 1000 granulats avant essai.

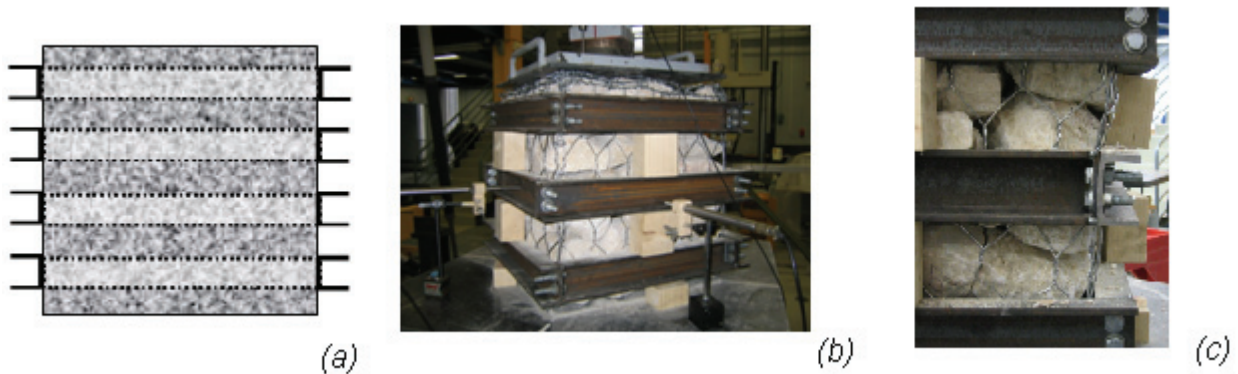


FIG. 4.4 – Confinement des cellules 500 lors des essais en conditions non confinées : (a) principe et (b) illustration en début d'essai de compression pseudo-statique sur cellule granulat (b). Le grillage limite la discontinuité du confinement résultant de l'espacement entre les cadres (c).

Lors des essais, les faces latérales des cellules étaient libres de se déformer (Fig. 4.3) ou, pour les cellules 500, maintenues fixes par une structure de confinement rigide. Compte tenu de la taille de l'échantillon à soumettre à essai et des forces attendues sur les faces latérales, le confinement est assuré par des cadres métalliques (Fig. 4.4). Les déplacements à mi-travée du cadre à mi-hauteur de la cellule restent inférieurs à 10% du tassement de la cellule.

Dans le principe, les essais en conditions confinées sont assimilables à des essais œdométriques. Le grillage n'a alors que très peu d'influence sur la réponse de la cellule. Il n'a été utilisé que pour rester au plus près des conditions de mise en œuvre normales et pour assurer une continuité du confinement entre les cadres (Fig. 4.4 (c)).

Ces deux situations constituent les extrêmes des conditions aux limites de la cellule attendues au sein de l'ouvrage où la réponse des cellules sera modifiée par l'interaction avec les cellules contiguës, qu'elles soient espacées ou non. Ces conditions expérimentales simples permettent une bonne compréhension phénoménologique du comportement des géocellules et facilitent leur prise en compte pour le développement du modèle numérique.

En fonction de la taille et des caractéristiques des cellules, différents matériels (presse et instruments de mesure) ont été utilisés. Pour certains essais, la course limitée des presses impose d'interrompre l'essai, de décharger la cellule, puis de reprendre l'essai pour atteindre un niveau de déformation satisfaisant. Lors de cette interruption l'origine de la mesure du déplacement axial est perdue.

Lors des essais sur les cellules remplies de granulats, cette décharge n'entraîne pas de modification notable de la cellule, ni dans sa géométrie extérieure ni dans l'arrangement granulaire. De fait, le cycle décharge-charge n'est pas présenté sur les courbes. Les mesures après rechargement sont retenues à partir du moment où l'on a atteint la valeur de force atteinte juste avant décharge.

Par contre, les cellules remplies de matériaux fins présentent un retour élastique as-



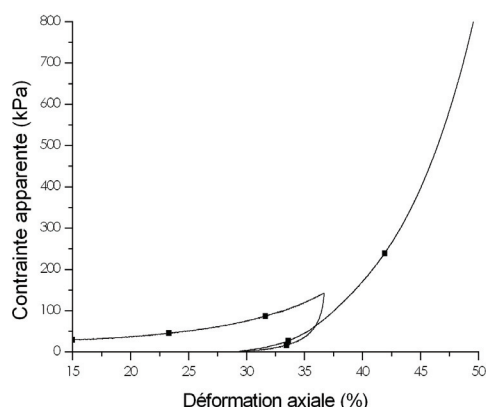


FIG. 4.5 – *Effet d'un cycle sur la réponse d'une cellule 500 sable soumise à compression pseudo-statique.*

sez important à la décharge, se traduisant par une modification de la forme de la cellule. Pour évaluer son influence sur le comportement d'une cellule, un essai avec deux cycles de chargement-déchargement a été réalisé en conservant la même origine pour la mesure du déplacement axial sur les deux cycles. La modification de réponse de la cellule suite au déchargement est importante (Fig. 4.5). Il n'est pas possible de recalibrer en déformation la courbe du deuxième chargement par rapport à celle du premier si l'origine en déplacement axial a été perdue. Pour ces cellules remplies des matériaux fins, seuls les résultats obtenus pendant le premier chargement sont présentés et exploités.

## 4.2.3 Exploitation des résultats

### 4.2.3.1 Force appliquée et déplacement axial

À partir des mesures de déplacement de la plaque de chargement et de la force appliquée, on calcule la déformation axiale et la contrainte apparente, respectivement. La première est définie comme étant le rapport de la variation de hauteur sur la hauteur initiale de la cellule, bien que les déformations soient grandes. La seconde est définie comme étant le rapport entre force appliquée et section initiale,  $S_i^2$ .

La figure 4.6 illustre la diversité des réponses obtenues sur cellules en conditions non confiné. Cette variété tient principalement au matériau de remplissage. Dans le cas des cellules granulat, la taille de la cellule joue également. Les différences se traduisent en termes de contrainte maximale atteinte et de forme de courbes. Ces courbes seront discutées par la suite.

---

2. Le recours à la contrainte apparente permet notamment de comparer les réponses des cellules de différentes tailles, mais suppose de faire abstraction des différences de forme des cellules à grande déformation et de la nature grossière de certains matériaux.

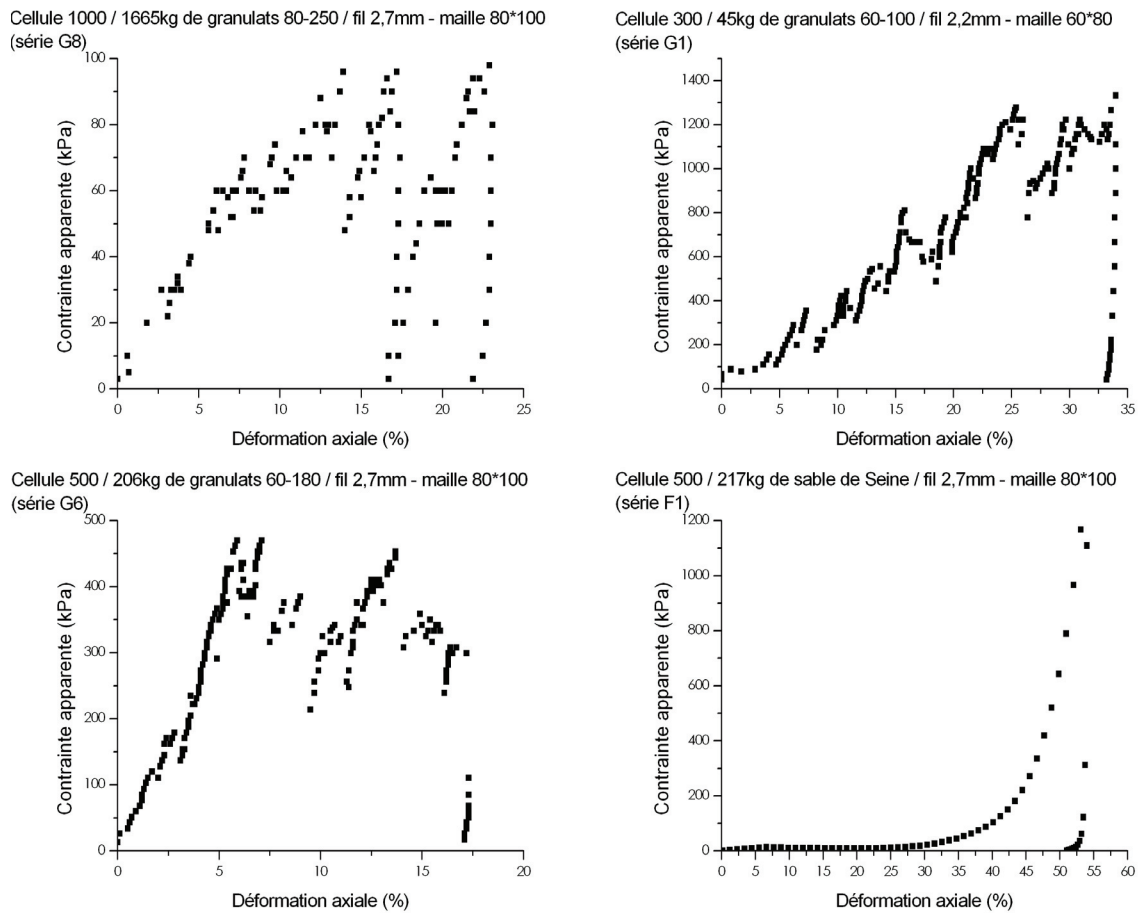


FIG. 4.6 – Réponses de cellules en conditions non confinées soumises à compression pseudo-statique pour différents matériaux de remplissage, taille de cellule et caractéristiques de grillage.

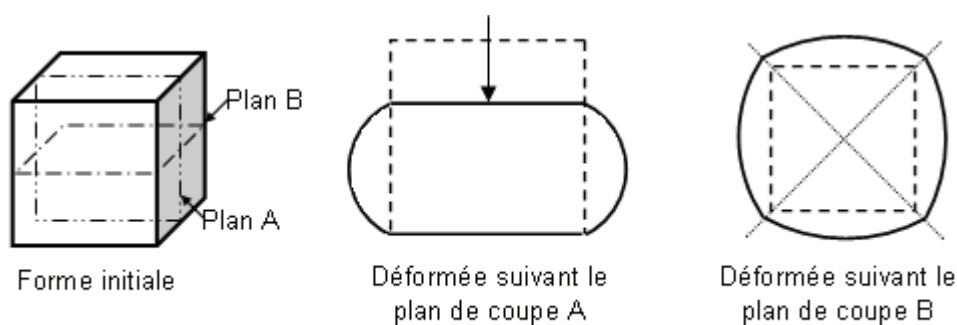


FIG. 4.7 – Déformation schématique d'une cellule lors de l'essai de compression pseudo-statique.

#### 4.2.3.2 Déplacement latéral

Pour des raisons techniques, cette donnée n'est pas disponible pour tous les essais. Lorsqu'elle l'est, on présente par la suite la moyenne des deux valeurs de déplacement latéral mesurées ou le déplacement latéral relatif, c'est à dire le déplacement latéral divisé par la taille initiale de la cellule.

#### 4.2.3.3 Variation volumique des cellules

Durant l'essai de compression, la cellule initialement cubique subit globalement une déformation en forme de tonneau à base carrée (Fig. 4.7). Dans le cas des cellules sable, la section à mi-hauteur devient quasi-circulaire à partir d'une déformation axiale de 50%. La déformation des faces latérales de la cage est difficile à appréhender et à modéliser, celle-ci se développant dans l'espace et avec des conditions aux limites difficiles à cerner de prime abord. Ces faces, initialement carrées et planes, se déforment pour devenir des coques avec deux bords rectilignes et parallèles (arête supérieure et inférieure) et des rayons de courbure variables suivant le point considéré.

Il est néanmoins possible, à partir des mesures de déformation axiale et de déplacement du centre des faces latérales et moyennant certaines hypothèses, d'estimer le volume des cellules au cours du chargement. La méthode est précisée par la suite.

Pour estimer le volume des cellules au cours de l'essai de compression on décrit, d'abord, l'arc vertical médian, c'est à dire l'arc que décrit l'axe médian d'une face suivant la verticale (Fig. 4.8 (b)). Puis, on calcule l'arc décrit par la déformée de la face suivant l'horizontale, en toutes hauteurs. On connaît dès lors la position de tout point de la face. Le calcul du volume de la cellule se fait après discrétisation de l'objet, en tranches horizontales.

Les données disponibles au fil de l'essai sont le déplacement axial,  $\Delta H$ , et le déplacement du centre d'une face latérale,  $d$  (Fig. 4.8 (a)). On fait l'hypothèse que les faces supérieure et inférieure ne se déforment pas durant l'essai, donc qu'il n'y a pas glissement au contact

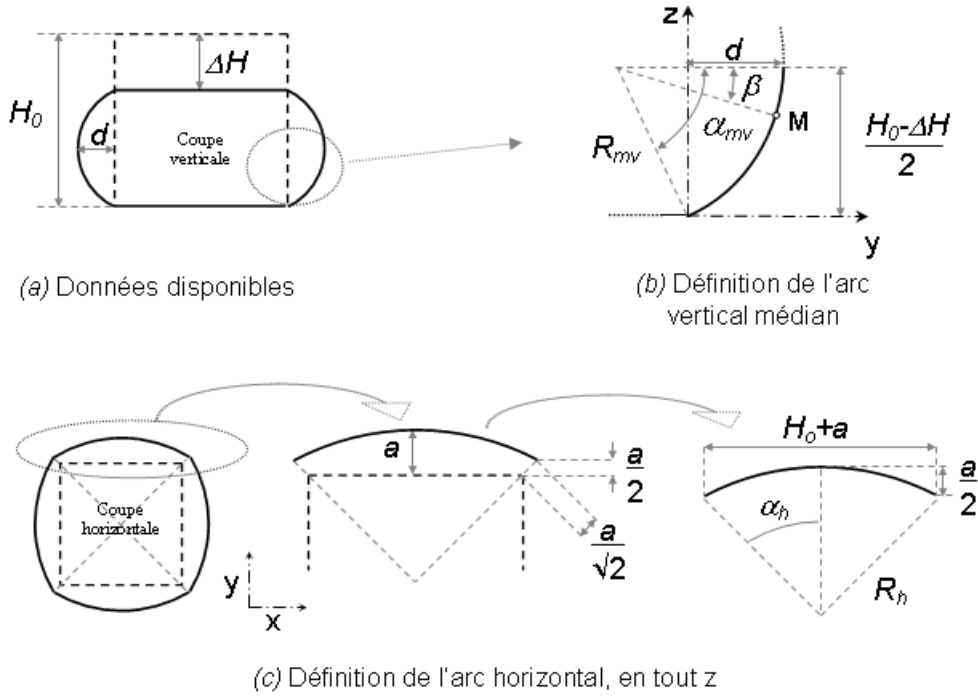


FIG. 4.8 – Estimation du volume des cellules : définitions géométriques.

des plaques support et de chargement.

En premier lieu, on s'intéresse à la déformation de l'arc médian vertical, dont on connaît la position des extrémités et du point à mi-hauteur. Pour cet arc, on suppose une déformation circulaire de rayon  $R_{mv}$  et de demi-angle  $\alpha_{mv}$  (Fig. 4.8 (b)). Ainsi, si on se limite à la demi-hauteur de la cellule, tout point M appartenant à l'arc vertical médian a pour coordonnées z et y, avec y tel que

$$y = R_{mv}(\cos\beta - \cos\alpha_{mv}) \quad \text{avec} \quad \beta = \text{Arcsin} \left( \frac{H_0 - \Delta H - 2z}{2R_{mv}} \right) \quad (4.1)$$

Dans un second temps, on s'intéresse à la déformée des faces latérales suivant l'horizontale (Fig. 4.8 (c)). Cette déformée est un arc dont les extrémités sont situées sur les arêtes de la cellule. On fait l'hypothèse que tout arc horizontal est circulaire quelle que soit sa cote, z. L'équation précédente nous en donne la position du point central, puisque celui-ci est situé sur l'arc médian vertical. Les extrémités de cet arc, compte tenu de la géométrie de la cellule, se déplacent dans la direction des diagonales de la section initiale de la cage. On fait alors l'hypothèse que ce déplacement est proportionnel au déplacement du point situé à même cote sur l'arc médian vertical, noté a sur la Fig. 4.8 (c). Le rapport de proportionnalité entre les déplacements est fixé à  $\frac{1}{\sqrt{2}}$ . Avec cette valeur, la section à mi-hauteur de la cellule est très proche d'un cercle à partir d'une déformation axiale de 50%, ce qui est conforme aux observations expérimentales.

Ainsi, en tout z la déformée suivant l'horizontale d'une face latérale de la cellule décrit

un arc de cercle de rayon  $R_h$  et de demi-angle  $\alpha_h$  tels que :

$$R_h = \frac{a}{4} + \frac{(H_0 + a)^2}{4a} \quad \text{et} \quad \alpha_h = \text{Arcsin} \left( \frac{H_0 + a}{2R_h} \right) \quad (4.2)$$

où  $a$  vaut en fait  $y$  obtenu par l'équation 4.1. Pour l'arc horizontal médian  $a$  est égal à  $d$ , le déplacement mesuré au centre de la face. L'allongement de cet arc lors de la compression résulte à la fois à l'éloignement des arêtes, extrémités de l'arc, et du changement de forme. La longueur de cet arc, tout comme celle de l'arc vertical médian, obtenue par cette méthode peut être comparée aux mesures faites durant l'essai (Fig. 4.2 (b)).

A partir des équations 4.1 et 4.2 on calcule les coordonnées de tout point de l'enveloppe latérale. L'objet ainsi défini est discrétisé en tranches horizontales et le volume total de la cellule est la somme des volumes des tranches.

Ce modèle de déformation géométrique n'est pas valable pour les grands tassements, c'est à dire ceux supérieurs à 200mm pour une cellule 500 : la déformation de l'arc médian vertical est trop importante et la déformée ne satisfait plus les hypothèses de forme suivant la verticale. Et, la section de la cellule à mi-hauteur ne dépend alors que du déplacement latéral.

Ce modèle permet d'estimer les longueurs de l'arc vertical médian et de l'arc horizontal médian, ainsi que celle des arêtes verticales de la cellule. Ces valeurs seront comparées aux mesures de ces grandeurs, faites lors des essais sur cellules 500 sable, dans le but d'estimer la validité de ce modèle de déformation de la cellule.

Pour appréhender le comportement des cellules sous chargement pseudo-statique, on considérera principalement la réponse en termes de contrainte apparente en fonction de la déformation axiale. Les autres résultats sont utilisés plus ponctuellement, en appui.

### 4.3 Cellules remplies de matériaux fins

Pour présenter et discuter les résultats obtenus lors de ces essais, le cas des cellules sable est abordé en premier. En effet, la nature de ce matériau de remplissage autorise une meilleure compréhension du fonctionnement du système composite qu'est la cellule. L'interaction entre enveloppe et matériau de remplissage apparaît plus clairement. Sur cette base le comportement des cellules granulats sera ensuite abordé.

Les différents essais sur cellules remplies de matériaux fins sont présentés au tableau 4.1. La figure 4.9 présente quelques vues de cellules lors de la compression.

#### 4.3.1 Compression uniaxiale de cellules 500 en conditions non confiné

La réponse mécanique d'une cellule remplie de sable et libre de se déformer latéralement (série F1) se caractérise d'abord par une contrainte relativement faible, inférieure à 20kPa avec un maximum local observé aux alentours de 6% de déformation (Fig. 4.10) suivi, au

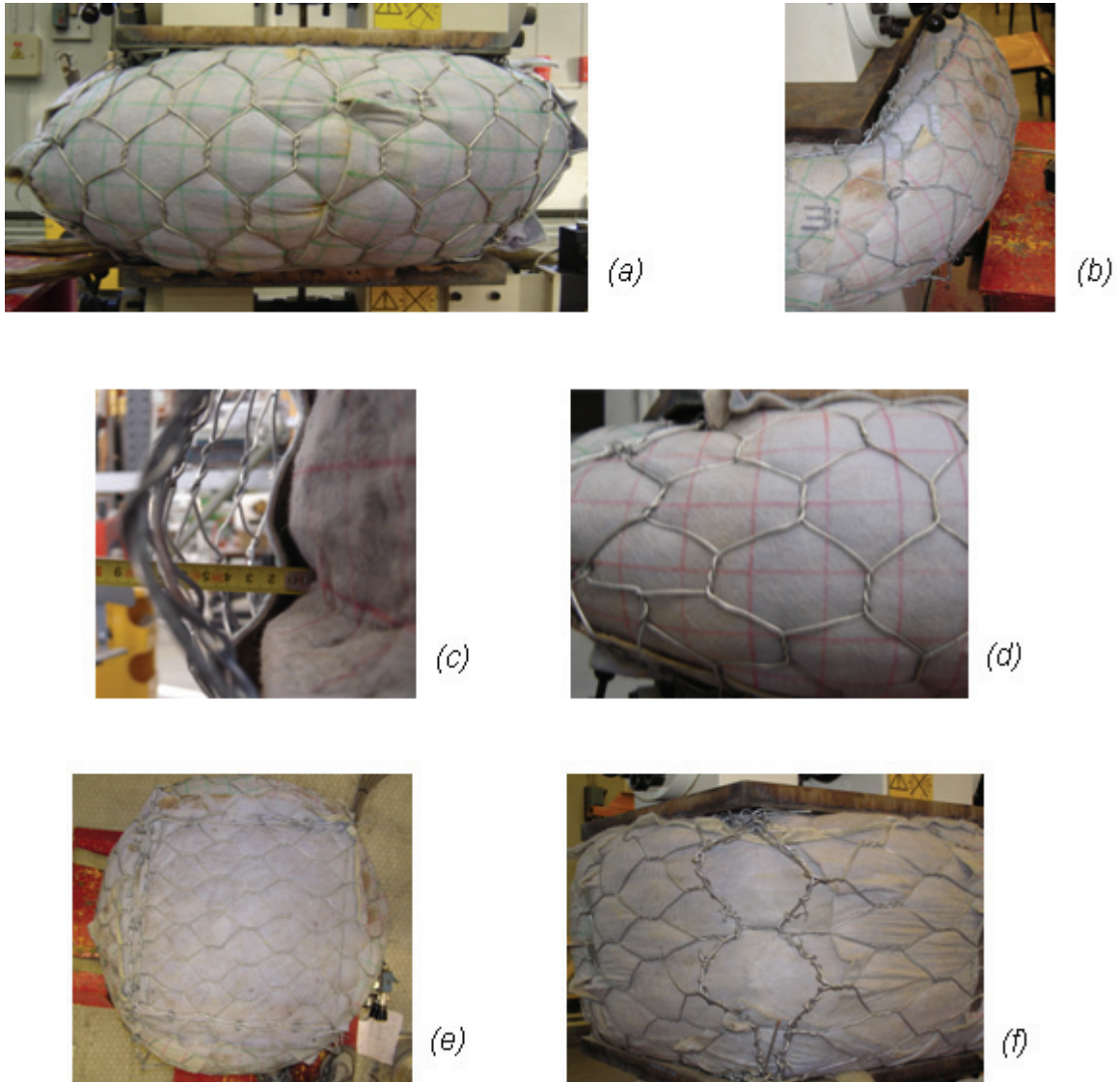


FIG. 4.9 – Déformation observée de la cellule et du grillage lors d'un essai de compression : (a) forme globale d'une cellule 500 sable à 40% de déformation axiale, (b) déformation latérale d'une cellule 500 sable à 50% de déformation axiale, (c) décollement maximum entre grillage et géotextile lors d'un essai sur cellule à 100% de pneus, (d) la déformation de la maille est maximale à mi-hauteur de la cellule - le maillage sur le géotextile est espacé de 50mm, (e) la déformée de la section à mi-hauteur d'une cellule dont deux pans de grillage de faces latérales opposées sont pivotés de  $90^\circ$  n'est pas circulaire (série F4) et, (f) ouverture des agrafes de liaison des pans de grillage latéraux lors d'un essai sur une cellule dont les pans de grillage des 4 faces latérales sont pivotés de  $90^\circ$  (série F4).

Réf. de la série	Matériau de remplissage	Taille de la cage (mm)	Grillage		Conditions aux limites	Géotextile		Nbre d'essais
			$\phi$ (mm)	Maille (mm)		Type	Mise en œuvre	
F1	Sable S	500	2,7	80 × 100	non confiné	F70	Discont.	2
F2					confiné			2
F3			2,4	60 × 80	non confiné			2
F4	70% Sable S		2,7	80 × 100				4*
F5	50% Sable S							1
F6	Pneus							2
F7					confiné			2
F8	Sable S	300	2,2	60 × 80	non confiné			2
F9	Sable H						Cont.	3
F10						RP		3
F11						S41		4
F12						S61		4

\* dont 2 avec changement d'orientation du grillage des faces latérales

TAB. 4.1 – Conditions expérimentales pour les essais de compression pseudo-statique sur cellules remplies de matériaux fins (sable d'Hostun, H, ou de Seine, S, et mélanges en proportion variable avec les déchiquetures de pneus).

delà de 30% de déformation axiale, d'une rapide augmentation de contrainte. La courbe suit globalement une exponentielle. La contrainte pourra par la suite être présentée en logarithme sur les courbes contrainte-déformation pour une meilleure lisibilité en petites et grandes déformations.

Le déchargement met en évidence que la déformation plastique représente 95% de la déformation maximale atteinte lors de l'essai (Fig. 4.10). L'élasticité, visible sur les courbes contrainte-déformation et les courbes de déplacement latéral, est imputable à l'enveloppe.

Le fait qu'à faible déformation la cellule remplie de sable, non cohésif, présente une résistance à la compression implique l'existence qu'une contrainte de confinement est appliquée sur le matériau de remplissage, une cage seule ne pouvant reprendre ces efforts. Ce confinement est dû à l'enveloppe : cet effet se manifeste donc dès le début de l'essai. Le maximum local aux alentours de 6% de déformation axiale semble correspondre à la limite plastique du sable confiné. Pour évaluer cette contrainte de confinement, à cette déformation, on peut assimiler la cellule à un cylindre symétrique de révolution. Cette simplification permet de se rapprocher du cas d'un essai triaxial classique, mais avec une éprouvette d'élanement 1. Au pic, la contrainte principale majeure,  $\sigma_1$ , peut alors être reliée à la contrainte de confinement,  $\sigma_3$ , par :

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_3} = tg^2\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2}\right) \quad (4.3)$$

Utilisant cette équation il vient, connaissant l'angle de frottement macroscopique du matériau de remplissage,  $\phi$ , que la valeur de la contrainte de confinement à 6% de défor-

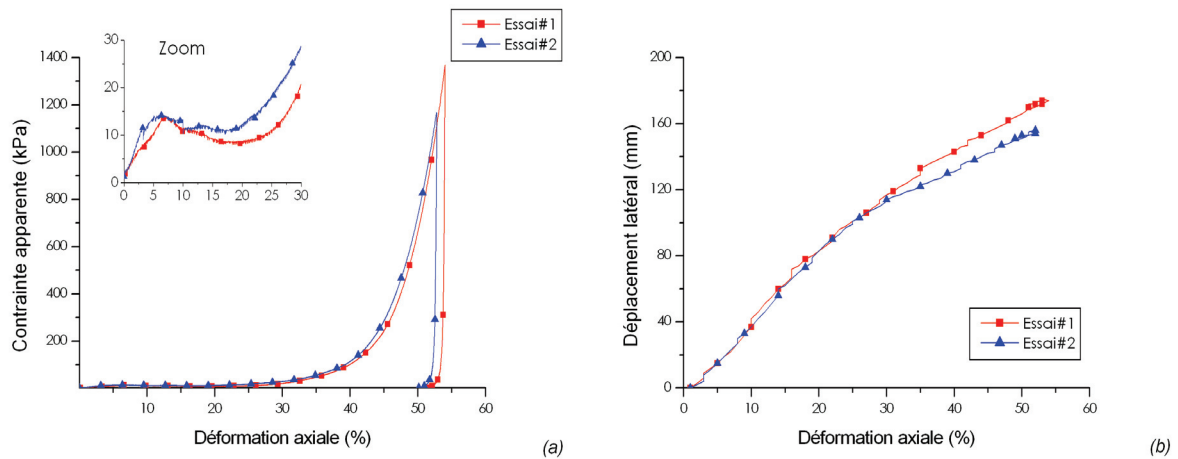


FIG. 4.10 – Essai de compression sur 2 cellules 500 sable, grillage 2,7-80×100 (série F1): (a) contrainte axiale apparente et (b) déplacement latéral en fonction de la déformation axiale.

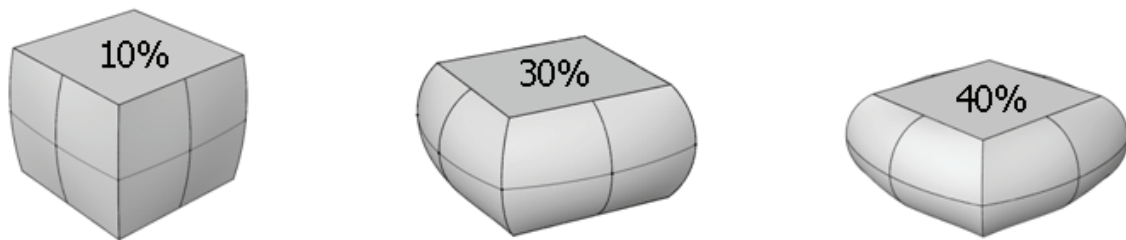


FIG. 4.11 – Forme d'une cellule remplie de sable lors d'un essai de compression, à 10, 30 et 40% de déformation axiale (série F1). Représentation d'après les mesures géométriques.

mation axiale est de l'ordre de 4kPa. Cette contrainte de confinement est faible et semble être le fait de la pré-tension générée dans le géotextile, bien que discontinu, lors du compactage du matériau de remplissage.

L'augmentation de contrainte à partir de 30% de déformation axiale est due à l'effet de confinement par l'enveloppe lorsqu'elle est fortement déformée.

Lors de l'essai de compression, la forme de la cellule évolue comme représenté en figure 4.11. La figure 4.12 présente les moyennes sur les deux essais des variations des longueurs d'arc vertical médian, d'arc horizontal médian et d'arête. On souligne que la réduction de longueur de l'arête, donc des deux fils de lisière, résulte de la déformation en zigzag de ces fils, liés par des agrafes aux pans de grillage latéraux. Ces mesures, au delà de leur variabilité, sont très proches des prévisions par le modèle de déformation géométrique. Ce modèle permet donc de rendre compte de la déformation de la cellule au cours de l'essai. La variation du volume prédite par ce modèle, présentée sur la même figure, peut donc être



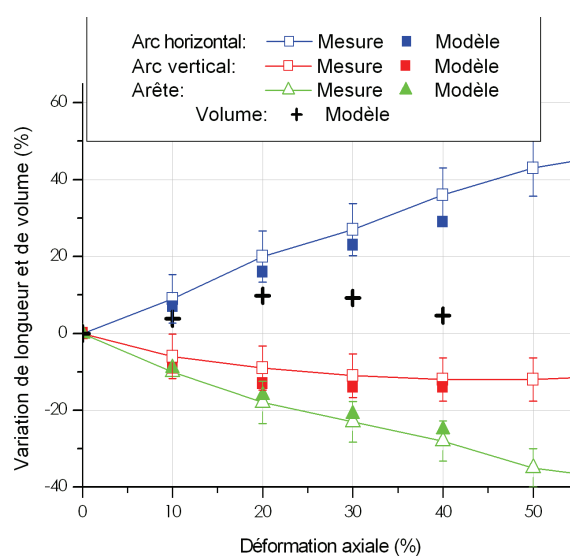


FIG. 4.12 – Variations des caractéristiques géométriques des faces latérales (arc vertical médian, arc horizontal médian et arête) d'une cellule 500 sable de grillage 2,7-80×100 (série F1) soumise à compression. Comparaison avec les prédictions par le modèle de déformation géométrique et estimation du volume de la cellule.

considérée. Le volume de la cellule tend à augmenter en début d'essai puis il décroît au delà de 25% de déformation axiale<sup>3</sup>.

L'enveloppe contient du sable compacté dont le comportement volumique est dilatant lorsque déformé sous contrainte de confinement constante. Au début de la compression de la cellule, le volume que peut occuper le sable augmente, par augmentation du volume de l'enveloppe : la déformation du sable se fait alors sans augmentation significative de la contrainte de confinement. Puis, à plus grande déformation, la déformation du sable est accompagnée d'une réduction de son volume imposée par l'enveloppe : la contrainte de confinement augmente alors très rapidement. Cette augmentation de contrainte de confinement se traduit par une augmentation de la cohésion apparente du sable, et donc de la contrainte axiale, comme observé à partir de 25% de déformation axiale.

La variation de volume ici observée résulte de la possibilité de déformation de la cellule et du grillage, et plus précisément de la déformation le long de l'arc horizontal. Le volume aura d'autant plus tendance à diminuer que la résistance du grillage suivant cet arc sera importante. L'augmentation du volume par expansion latérale ne compensera pas la réduction de volume résultant de la diminution de la hauteur de la cellule.

L'évolution du volume peut ainsi être perçue comme un indicateur de la sollicitation sur le grillage et donc de l'effet de confinement.

La contribution forte de l'enveloppe à la réponse de la cellule apparaît à partir de 25% de déformation. Dans les conditions expérimentales considérées, ce retard a deux raisons.

3. Bien que le modèle ne permette pas de calcul au delà de 40% de déformation axiale il semble que le volume contenu dans l'enveloppe soit inférieur au volume initial à partir d'une déformation axiale de 50%.

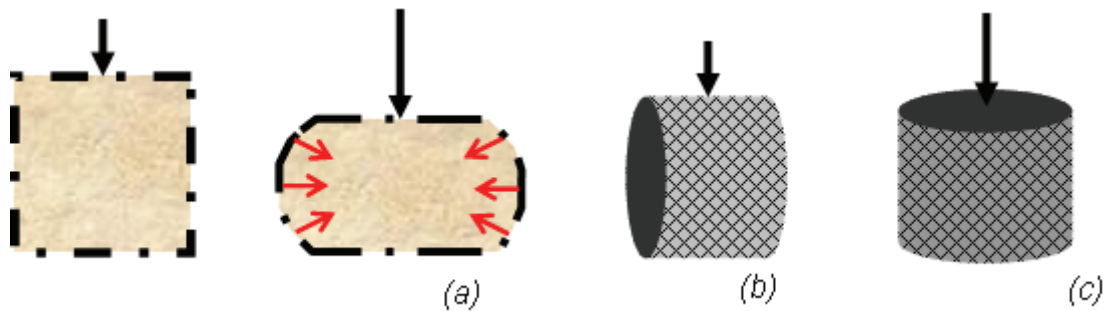


FIG. 4.13 – Une cellule cubique doit se déformer avant que l’effet de confinement par l’enveloppe ne soit mobilisé (a). Le comportement d’une cellule cylindrique présentera également un retard si elle est chargée diamétralement (b), mais pas si elle est chargée suivant son axe (c).

D’une part, la forme initiale de la cellule n’est pas favorable à une sollicitation rapide de l’enveloppe. La section perpendiculaire à l’axe de chargement de la cellule est carrée : c’est en s’arrondissant que des efforts de traction pourront être mobilisés dans le grillage. De façon assez analogue, il existe un retard lors de l’essai de poinçonnement sur nappe de grillage (Fig. 3.9) comparativement à l’essai de traction : la reprise par une nappe d’efforts normaux à son plan suppose une mise en forme préalable de celle-ci. Avec une cellule de forme initiale cylindrique, chargée suivant son axe, l’enveloppe est mise en traction dès le début de la compression, augmentant la contrainte de confinement par l’enveloppe sur le matériau de remplissage (Fig. 4.13). Cet effet de forme initiale ressort également de précédents travaux (*cf.* par. 2.1.3).

D’autre part, les pans de grillage sur les faces latérales de la cellule subissent un rétrécissement suivant l’axe de chargement et un allongement suivant l’axe transverse (Fig. 4.14). On observe en particulier que jusqu’à 10% de déformation axiale, le chemin suivi est identique à celui suivi par une maille lorsqu’elle se déforme suivant le chemin de déformation ”géométrique”<sup>4</sup>. Les faces latérales de la cellule peuvent donc fortement se déformer, sans qu’il y ait mobilisation d’efforts dans le plan du grillage, par un effet de forme de la maille. Le recours à un grillage à maille carrée, et dont un des axes serait aligné sur la verticale, permettrait de réduire le retard de l’effet de confinement par l’enveloppe.

Ces résultats mettent en évidence le mode d’interaction entre l’enveloppe et le matériau de remplissage. L’enveloppe définit un volume occupé par le matériau de remplissage. Ce volume tend à décroître avec la déformation de la cellule et l’effet de confinement augmente. Cet effet de confinement apparaît avec un certain retard. Il y a ainsi compétition entre le comportement volumique du sable et le comportement volumique de la cellule, le sable étant globalement dilatant et l’enveloppe étant globalement contractante.

4. Comme montré au paragraphe 3.2.4, la maille peut fortement se déformer, suivant un chemin de déformation qualifié de ”géométrique”, par flexion aux intersections des brins. La déformation de la maille résultant d’efforts de traction dans les brins est très faible par rapport à la déformation géométrique.

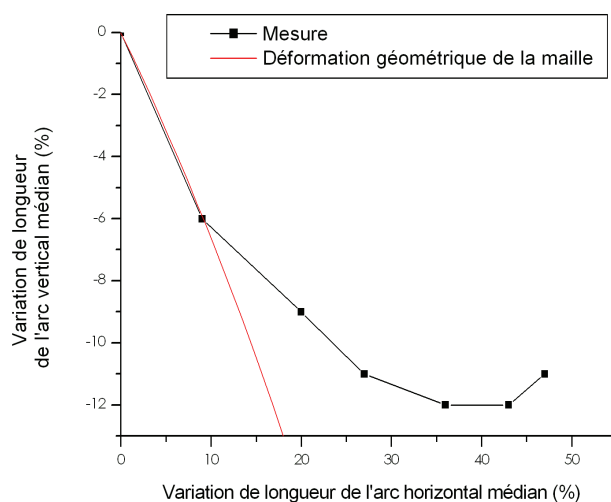


FIG. 4.14 – Variations moyennes des arcs horizontaux et verticaux médians lors de la compression d'une cellule 500 sable (série F1) comparée au chemin de déformation "géométrique" d'une maille.

D'un point de vue physique, la présence de l'enveloppe équivaut ainsi à conduire sur le matériau de remplissage un essai à déformation proportionnelle :

$$d\epsilon_1 = R d\epsilon_3 \quad (4.4)$$

avec  $R$  dépendant des caractéristiques de l'enveloppe et de la déformation axiale de la cellule.

On perçoit donc l'importance des caractéristiques mécaniques de l'enveloppe et du matériau de remplissage, et de leur comportement volumique, sur la réponse de la cellule. Ces deux aspects sont développés aux paragraphes suivants.

## 4.3.2 Influence des caractéristiques de l'enveloppe

### 4.3.2.1 Géotextile

L'influence du mode de mise en œuvre et des caractéristiques mécaniques du géotextile sur le comportement d'une cellule est évaluée par le biais des essais sur cellules 300 (séries F9, F10, F11 et F12). Seuls des éléments qualitatifs peuvent être tirés de ces expérimentations, du fait de la taille réduite des cellules par rapport aux tailles de cellule plus courantes.

Lorsque le géotextile est disposé de façon **discontinue**, les carrés glissent les uns sur les autres et la force reprise dans le plan du géotextile reste faible et relativement constante. On observe un plateau aux alentours de 10% de déformation axiale (Fig. 4.15), correspondant à

la réponse du sable faiblement confiné. Au delà d'une déformation axiale de 15%, le grillage commence à être mobilisé et le confinement par l'enveloppe augmente. Ces résultats sont similaires à ceux obtenus sur cellule 500. Par contre, avec le géotextile disposé en une bande continue, la contrainte apparente augmente de façon monotone dès le début de l'essai. Dans cette configuration, la déformation latérale de la cellule se traduit immédiatement par une sollicitation du géotextile dans son plan. Le glissement sur la zone de recouvrement n'est pas suffisant pour permettre un relâchement des tensions. L'effet de confinement est même suffisamment important pour masquer le pic à faible déformation axiale. Il n'y a pas de retard de contribution de l'enveloppe : l'effet de confinement apparaît dès le début de la compression.

En dessous de 5% de déformation axiale, les **caractéristiques mécaniques** du géotextile ne semblent pas avoir d'influence sur la réponse de la cellule, excepté pour le géotextile le plus résistant (géotextile renforcé) (Fig. 4.16). A 15% de déformation axiale, la contrainte apparente dépend nettement de la résistance maximale à la traction du géotextile, et donc de sa raideur, de même que le déplacement latéral. La comparaison de ces deux types de courbes révèle le lien entre la déformation de l'enveloppe, donc le volume, et la réponse de la cellule.

L'évolution de la réponse de la cellule avec le géotextile le plus raide est différente des autres. A grande déformation, la différence de contrainte entre cette cellule et celle avec le géotextile de 30kN/m de résistance à la traction est faible. Il s'est avéré lors de l'essai que les fibres de renfort commencent à glisser sur le support géotextile à partir de 10% de déformation axiale : l'effet de renforcement ne s'exprime que pour les faibles déformations, tant qu'il n'y a pas glissement des fibres. Ce phénomène de glissement des fibres ne peut être évité et résulte d'une insuffisante "longueur d'ancrage" des fibres sur la nappe géotextile.

L'effet de confinement est donc différent d'un géotextile à l'autre. Il peut être intéressant d'essayer de mettre en relation les caractéristiques mécaniques des géotextiles avec le comportement de la cellule. Ceci peut se faire à partir des travaux de *Henkel et Gilbert* [81] et de *Bathurst et Karpurapu* [17]. L'effet de l'enveloppe se traduit par une pression de confinement,  $\sigma_3$ , dont l'effet sur la réponse du matériau est similaire à une cohésion. Cette cohésion apparente,  $C_a$ , est définie par les équations 2.3 et 2.4 (p. 35).

L'utilisation de ces formules suppose d'assimiler la cellule à un cylindre de section circulaire. Pour valeur de diamètre on retient le diamètre équivalent,  $D_0$ , défini comme étant le diamètre du cercle ayant même surface que la section initiale de la cellule. Le module est celui du géotextile, considéré constant quelle que soit la déformation.

Lors de l'essai, la contrainte mesurée est la contrainte principale majeure,  $\sigma_1$ . Supposant que les hypothèses précédentes sont vérifiées et que le matériau a atteint la rupture<sup>5</sup>, cette contrainte peut être reliée à  $\sigma_3$  par :

---

5. Ici au sens de pic sur la courbe de chargement.

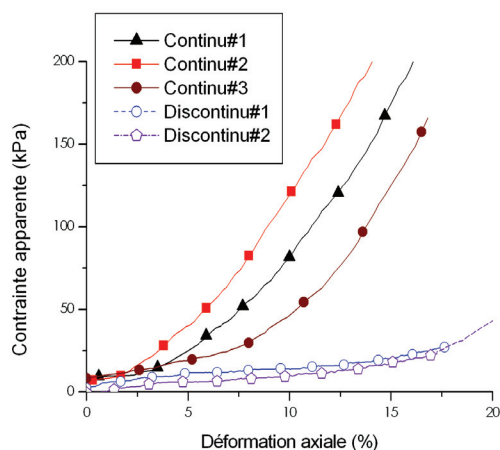


FIG. 4.15 – Influence du mode de mise en œuvre du géotextile sur la réponse d’une cellule 300 sable non confinée soumise à compression (séries F8 et F9).

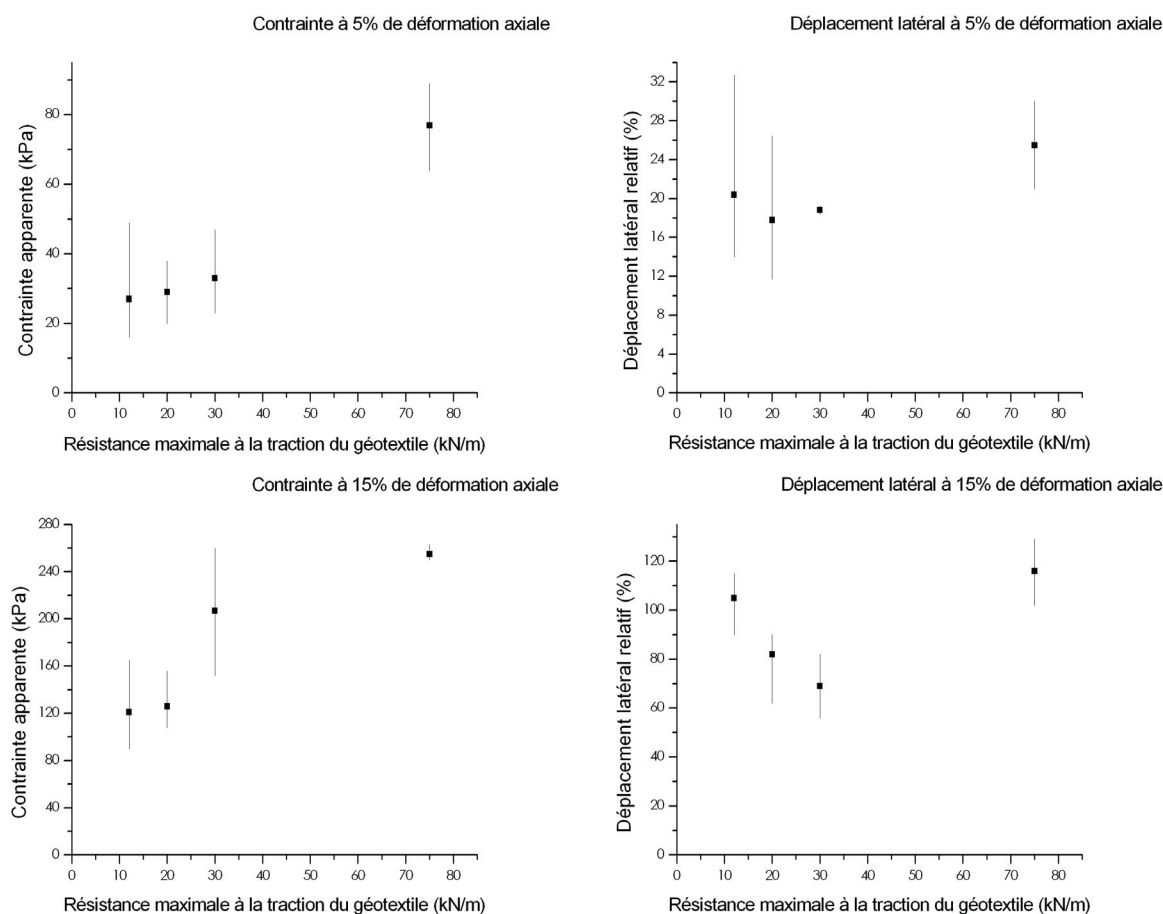


FIG. 4.16 – Influence de la résistance maximale à la traction du géotextile sur la contrainte apparente et le déplacement latéral relatif de cellules 300 sable non confinées soumises à compression, à 5 et 15% de déformation axiale (moyenne et plage de variation sur les différentes séries F9, F10, F11 et F12).

$$\sigma_1 = \sigma_3 \operatorname{tg}^2\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2}\right) + 2 C_a \operatorname{tg}\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2}\right) \quad (4.5)$$

Combinant l'équation précédente avec l'équation 2.4, il vient :

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_3} = 2 \operatorname{tg}^2\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2}\right) \quad (4.6)$$

Le rapport entre les deux contraintes principales serait donc constant, avec une valeur proche de 7 avec les sables utilisés.

L'application de cette approche à notre cas est confrontée au problème de la rupture : les courbes en signes pleins de la figure 4.15 ne montrent ni rupture, ni seuil, ni pic. En l'absence d'informations complémentaires, on fait alors l'hypothèse que les résultats s'appliquant à la limite plastique sont applicables au delà de 10% de déformation axiale. On détermine ainsi, à partir des équations 2.4 et 2.3, la contrainte de confinement due à l'enveloppe et la cohésion apparente qui en découle. L'équation 4.6 permet, en plus, de calculer la valeur attendue de  $\sigma_1$ . Les résultats pour une déformation axiale de 15% sont présentés au tableau 4.2.

Ce modèle montre une dépendance nette de la résistance de la cellule aux caractéristiques en traction du géotextile. Les valeurs obtenues par cette méthode sont cependant excessives. En particulier, les valeurs prévues pour  $\sigma_1$  s'avèrent très supérieures à celles effectivement mesurées. Plusieurs causes peuvent être avancées :

- le retard de mobilisation de l'enveloppe, par effet de la forme initiale, n'est pas pris en compte. Ceci pourrait être fait en modulant la valeur de déformation axiale considérée pour le calcul de la contrainte de confinement,  $\sigma_3$ .
- le géotextile glisse dans la zone de recouvrement lors de l'essai. La déformation effective du géotextile est inférieure à la déformation périmétrale de la cellule d'environ 30%.
- une éprouvette cubique n'a pas la même réponse en compression qu'une éprouvette cylindrique, avec notamment des effets de coin. Le fait qu'il s'agisse d'un composite semble accentuer cette différence, par effet de forme de l'enveloppe.
- si l'hypothèse sur l'état de contrainte n'est pas vérifiée, le rapport  $\sigma_1/\sigma_3$  est inférieur à 7 et les valeurs prédites pour  $\sigma_1$ , à partir de  $\sigma_3$ , s'en trouvent réduites.

L'amélioration de ce modèle est un sujet complexe qui ne sera pas abordé par la suite. Il supposerait en particulier de réaliser des essais sur des cellules de taille plus proche de la taille réelle, avec des mesures continues des déformations longitudinales et de glissement du géotextile, ce dans le but d'avancer sur les trois premiers points évoqués précédemment.

En conclusion on retiendra que le fait de disposer le géotextile de façon continue sur les faces latérales augmente la portance de la cellule dès les faibles déformations axiales. L'effet de confinement du géotextile ne peut s'exprimer que s'il y a continuité sur le pourtour de la cellule. Contrairement au confinement par l'enveloppe grillagée, il se manifeste sans retard. Par ailleurs, le bénéfice de l'utilisation d'un géotextile plus résistant est modeste et se manifeste pour une déformation importante. Enfin, le géotextile le plus fin (S41) a

Géotextile		S41	S61	F70
Module	(kN/m)	16	27	35
Contrainte de confinement	(kPa)	62	104	135
Cohésion apparente	(kPa)	56	94	122
Contrainte principale majeure estimée	(kPa)	400	680	880
Contrainte principale majeure ( $F/S_i$ )	(kPa)	121	126	207

TAB. 4.2 – Estimation d’après la méthode initialement établie par Henkel et Gilbert [81] de la contrainte de confinement due à l’enveloppe géotextile, de la cohésion apparente résultante et de la contrainte principale majeure pour une déformation axiale de 15% sur des cellules 300 enveloppées des 3 géotextiles non renforcés. Contrainte principale majeure déduite des mesures.

montré un certain risque de perforation lors de la mise en œuvre et lors de la sollicitation de la cellule.

Pour les expérimentations en dynamique on utilisera donc le géotextile S61, de 20kN/m de résistance maximale à la traction disposé en une bande continue sur les faces latérales.

#### 4.3.2.2 Grillage

L’influence des caractéristiques de l’enveloppe grillagée sur le comportement de la cellule est évaluée, dans un premier temps, en comparant des cellules constituées de grillages différents puis, dans un second temps, en évaluant l’influence de l’orientation de la maille du grillage des faces latérales.

L’influence des caractéristiques du grillage est abordée à partir des essais des séries F1 et F3. Les grillages diffèrent par le diamètre du fil et la taille de la maille mais sont de caractéristiques mécaniques très proches (Tab. 3.1, p. 64). Le grillage 2,7-80×100 sera désigné par "Gr. 1" et de grillage 2,4-60×80 par "Gr. 2".

La différence de comportement, en termes de contrainte apparente, se manifeste à partir de déformations faibles (Fig. 4.17 (a)). Le maximum local aux alentours de 8% de déformation axiale des cellules constituées du grillage 1 n’apparaît pas pour les autres cellules. L’augmentation de la contrainte liée à l’effet de confinement par l’enveloppe se manifeste plus tôt avec les cellules constituées du grillage 2; à partir de 15% au lieu de 20%. Au delà de 30% de déformation axiale les courbes sont de forme identique mais restent décalées de 5% de déformation.

Les déformations des faces latérales de la cellule faite du grillage 2 se différencient nettement à partir d’une déformation axiale de l’ordre de 20%; avec le grillage 2 l’allongement de l’arc horizontal médian et le rétrécissement de l’arc vertical sont moins importants qu’avec le grillage 1 (Fig. 4.17 (b)). Pour apprécier les différences de forme de la cellule on peut interpréter les mesures de longueur d’arc, d’arête et de déplacement latéral des faces. Le croisement de ces données permet en effet une représentation comparée des formes. Il semble ainsi que la déformée suivant l’arc vertical médian soit nettement différente d’un arc de cercle dans le cas de la cellule faite du grillage 1 (Fig. 4.18). La déformation globale de

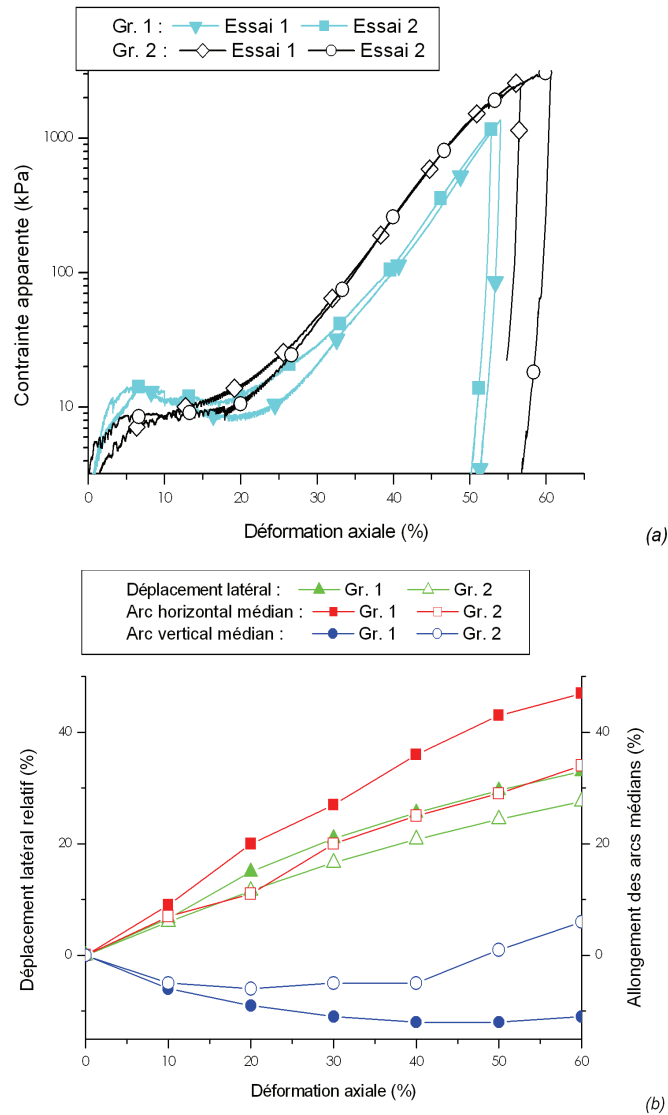


FIG. 4.17 – Influence des caractéristiques du grillage sur la réponse d'une cellule 500 sable non confinée soumise à compression, pour un grillage 2,7-80×100 (Gr. 1) et un grillage 2,4-60×80 (Gr. 2): (a) courbes contrainte déformation de 4 cellules et (b) moyennes des mesures sur les faces latérales de cellules semblables (séries F1 et F3).



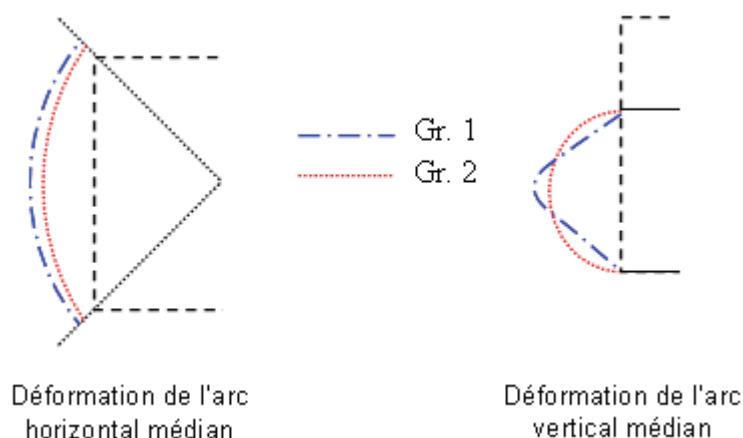


FIG. 4.18 – Illustration schématique de l'influence des caractéristiques du grillage sur les arcs verticaux et horizontaux médians. Interprétation d'après les mesures des arcs, des arêtes et du déplacement latéral.

l'enveloppe est donc différente pour le grillage 2, semblant indiquer une différence de volume. Cependant, le modèle d'estimation du volume n'est pas utilisable pour cette série (F3) car les hypothèses relatives à la déformée de la cellule ne sont pas vérifiées. Il n'est donc pas possible de justifier la différence de comportement des cellules par une différence des volumes.

Finalement, ces résultats montrent que les caractéristiques mécaniques présentées au tableau 3.1 ne sont pas suffisantes pour appréhender le comportement de la cellule. Elles sont issues d'essais de traction, appliquant sur le grillage une sollicitation différente de celle imposée lors des essais de compression sur cellule. Les valeurs indiquées sont des valeurs de résistance à la rupture qui ne permettent pas de juger de la déformation du grillage. Or, des caractéristiques du fil et de la maille dépend la déformation de la maille (*cf.* éq. 2.2, p. 33) ainsi que, par extension, la déformation de l'enveloppe grillagée de la cellule.

**L'influence de l'orientation des mailles** sur la réponse de la cellule est abordée à partir de cellules 500 fabriquées à partir de grillage  $2,7-80 \times 100$  (série F7). Deux cages ont été préparées en modifiant l'orientation des pans de grillage des faces latérales par rotation de  $90^\circ$  : les pans de deux faces opposées ont été pivotés pour la première et les quatre ont été pivotés pour la deuxième (Fig. 4.19).

La modification de l'orientation du grillage des faces latérales conduit à une augmentation de la contrainte apparente à partir de 10% de déformation axiale. Pour une déformation axiale de 30%, les deux courbes sont décalées d'une cellule à l'autre, sans modification de forme. Les variations rapides de la contrainte mesurée sur la cellule à 4 pans tournés résultent de l'ouverture, puis de la rupture, des agrafes de liaison des pans de grillage. Le comportement de la cellule ayant 2 pans de grillage tournés est intermédiaire entre celui des deux autres cellules. Pour cette cellule, la déformation à mi-hauteur n'est pas circulaire du fait de la différence de caractéristiques mécaniques des pans latéraux (Fig. 4.9 (e)).

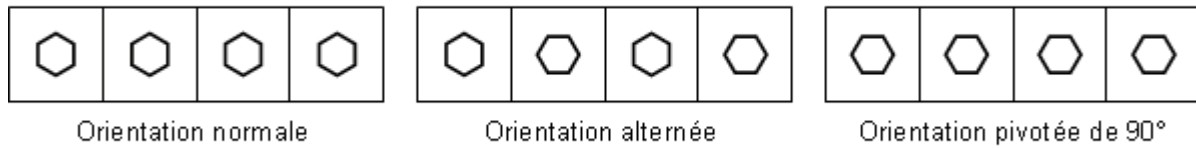


FIG. 4.19 – Orientation de la maille du grillage sur chacune des 4 faces latérales des différentes cellules. Vues déployées.

Le changement d'orientation du grillage modifie fortement le chemin de déformation suivi par les faces latérales (Fig. 4.20(b)). A 20% de déformation axiale ( $2^{nd}$  point de mesure sur les courbes) les allongements des arcs verticaux sont sensiblement identiques (12/14%) alors que l'allongement de l'arc horizontal médian est divisé par deux lorsque le grillage est tourné de  $90^\circ$ . A plus grande déformation axiale, l'allongement du grillage suivant l'arc horizontal de la cellule à grillage orienté normalement est plus important que celui de la cellule ayant ses 4 faces latérales pivotées. Ceci semble être lié à la différence de résistance d'une nappe de grillage selon l'orientation de l'effort de traction par rapport aux torsades (Tab. 3.1, p. 64). On observe également une différence de forme de l'arc médian vertical, comme évoqué pour l'influence des caractéristiques du grillage (Fig. 4.18).

On constate que, au début de l'essai, le chemin de déformation du grillage des faces latérales est relativement proche du chemin de déformation géométrique d'une maille seule, selon l'orientation de l'allongement (Fig. 4.20(b)). Lorsque la cellule est montée normalement, le grillage suit le même chemin de déformation que la maille soumise à traction suivant sa largeur. A l'inverse, pour la cellule ayant ses 4 faces pivotées c'est le chemin de déformation géométrique d'une maille allongée suivant sa hauteur qui est suivi. Or, ce dernier chemin implique une diminution immédiate de la surface de la maille (Fig. 3.6 et 3.10, p. 71). Cette évolution peut expliquer que la courbe contrainte-déformation de cette cellule ne montre qu'une inflexion aux alentours de 10% de déformation alors que pour la cage normalement montée, elle présente un minimum aux alentours de 20% de déformation axiale avant de croître exponentiellement.

Les caractéristiques de l'enveloppe grillagée ont ainsi une forte influence sur la réponse de la cellule, même à partir de déformations axiales faibles. Plus précisément, c'est la réponse du grillage suivant un chemin de déformation particulier qui gouverne cet effet sur le comportement de la cellule, par le biais du volume. La réponse de la maille à la traction est fortement dépendante de l'orientation de cette sollicitation. En changeant l'orientation des mailles des faces latérales, on modifie très fortement la réponse de la cellule à la compression.

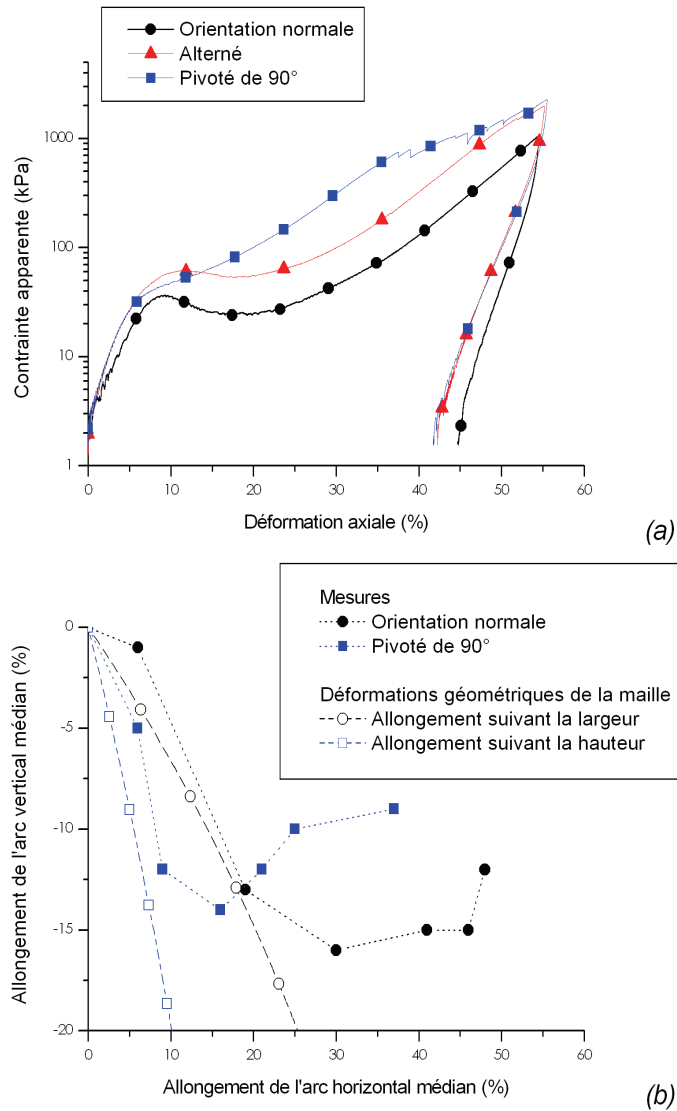


FIG. 4.20 – Influence de l'orientation de la maille du grillage des faces latérales de la cellule (série F4). (a) Réponse des différentes cellules en termes de contrainte déformation et (b) Chemins de déformation du grillage des faces latérales comparé au chemin de déformation "géométrique" d'une maille.

### 4.3.2.3 Conclusion

Nous avons mis en évidence l'influence des caractéristiques des constituants de l'enveloppe (géotextile et grillage) sur le comportement d'une cellule cubique, libre de se déformer latéralement et montée sans tirant. Lors de la compression uniaxiale de la cellule, l'enveloppe subit une déformation particulière, avec rétrécissement suivant l'axe de chargement et allongement suivant l'axe perpendiculaire. C'est la déformation de l'enveloppe suivant ce chemin, et plus précisément son comportement volumique, qui gouverne l'effet de confinement :

- le comportement volumique de l'enveloppe est dilatant puis contractant pour une enveloppe constituée d'une cage montée normalement et avec un géotextile mis en œuvre de façon discontinue sur les faces latérales. L'effet de confinement est retardé et s'exprime pour des déformations axiales importantes, supérieures à 25%.
- l'effet de confinement se traduit par une augmentation exponentielle de la 'portance' de la cellule.
- ce retard est ramené à 10% de déformation axiale lorsque la maille du grillage des faces latérales est tournée de 90°. Mais pour des raisons de procédé de fabrication cette possibilité peut difficilement être mise en œuvre.
- le retard est réduit lorsque le géotextile sur les faces latérales est disposé en une bande continue.

### 4.3.3 Influence des caractéristiques du matériau de remplissage

Les résultats concernent des essais sur cellules 500 contenant 0, 30, 50 et 100% de pneus (séries F1, F4, F5 et F6), (Fig. 4.21 (a) et (b)). Des essais sur cellules 300 ont également été effectués mais les résultats présentent une trop grande variabilité pour mettre en évidence l'influence des matériaux de remplissage.

La contrainte au premier pic, relative à la limite plastique du matériau de remplissage, est multipliée par deux par l'incorporation de 30% en masse de morceaux pneus dans le sable, ce avec un déplacement latéral comparable (Fig. 4.21 (c) et (d)). L'ajout de pneus tend à retarder l'apparition de la limite plastique. A 50% de pneus, le mélange est moins résistant et la déformation de l'enveloppe est moindre. On notera qu'en début d'essai sur cellules remplies de plus de 50% de pneus, le grillage se décolle du géotextile (Fig. 4.9 (c)) : le déplacement latéral mesuré rend alors uniquement compte de la déformation de l'enveloppe géotextile, donc de la variation de volume du matériau de remplissage. Puis, progressivement le grillage revient à nouveau au contact du géotextile. Toujours à faible déformation, la contrainte que peut reprendre une cellule remplie uniquement de pneus est sensiblement plus élevée que celle reprise par une cellule à 50% de pneus pour une déformation latérale moindre. En début d'essai l'influence du matériau de remplissage se fait donc conformément aux résultats des essais triaxiaux, le mélange à 30% de pneus constituant un optimum.

Entre 10 et 40% de déformation axiale, la cellule remplie uniquement de pneus présente une résistance supérieure à ce que pouvait laisser prévoir les essais triaxiaux, à l'issue desquels les échantillons à 100% de pneus présentaient les caractéristiques les plus faibles.

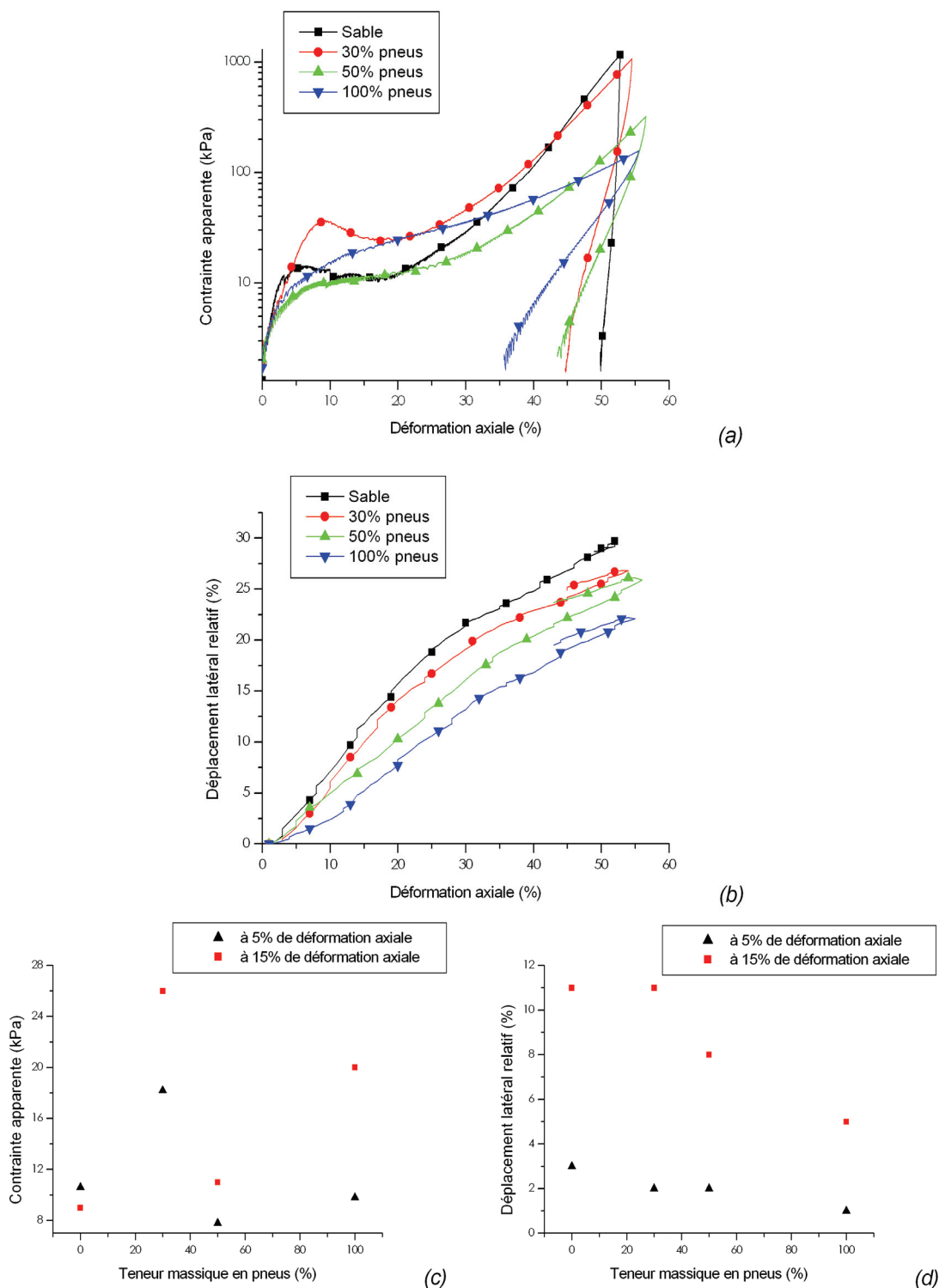


FIG. 4.21 – Influence de la teneur massique en pneus des mélanges avec du sable de Seine sur la réponse d'une cellule 500 non confinée: (a) courbes contrainte-déformation et (b) déplacement latéral relatif (moyenne sur les séries) sur 4 cellules à teneurs en pneus différentes; (c) contraintes apparentes et (d) déplacements latéraux mesurés à 5 et 15% de déformation axiale (séries F1, F4, F5 et F6).

Cette divergence de conclusions est liée au traitement des résultats des essais triaxiaux : la contrainte déviatoire considérée pour les échantillons composés à 100% de pneus a été calculée à 10% de déformation, valeur choisie faute de limite plastique et alors que la contrainte continuait à augmenter. On ne peut par ailleurs écarter l'hypothèse de l'influence des caractéristiques des morceaux de pneus utilisés : des pastilles pour l'essai triaxial et des morceaux de toutes formes dans l'autre. La présence de morceaux de toutes formes, dont dépassent des fils de renforts, favorise l'enchevêtrement des morceaux de pneus.

Au delà de 40% de déformation axiale, les contraintes apparentes sont plus faibles pour les cellules contenant le plus de pneus.

Par ailleurs, le retour élastique à la décharge, en fin d'essai, est proportionnel à la teneur en morceaux de pneus du mélange : il représente 5, 20, 25 et 35% de la déformation axiale maximale respectivement pour les cellules remplies de mélange contenant 0, 30, 50 et 100% de pneus. Dans le cas des cellules sable, cette valeur ne peut être que le fait de l'enveloppe, le matériau de remplissage ne pouvant expliquer une telle valeur de retour élastique.

Sur la durée de l'essai, le déplacement du milieu des faces latérales (Fig. 4.21(b) et (d)) dépend nettement de la teneur en pneus. Ceci s'explique par la différence de comportement volumique observée lors des essais triaxiaux en grandes déformations. Plus le matériau est contractant, moins il sollicitera l'enveloppe. La forte contractance des assemblages de pneus est notamment liée à leur porosité initiale plus élevée. La réduction du déplacement latéral accompagnant la décharge en fin d'essai montre la même dépendance à la teneur en pneus que celle observée pour la déformation axiale.

On peut conclure qu'à faible déformation le comportement de la cellule est principalement dicté par le matériau de remplissage. Il existe un optimum à 30% en masse de pneus pour lequel les pneus agissent comme des inclusions au sein de la matrice sableuse. Ils renforcent le matériau. Au delà de 30% en masse de pneus, la fraction sable est peu dense, voire discontinue, et les pneus occupent la majeure partie du volume. Les grains de sable agissent comme un roulement à billes entre les morceaux de pneus. A 100% de pneus, les interactions entre pneus, i.e. l'enchevêtrement et le frottement, confèrent à la cellule une résistance notable. En grandes déformations le comportement de la cellule dépend du matériau de remplissage et de son interaction avec l'enveloppe. Au delà de 30% en masse de pneus, le mélange présente une porosité initiale importante. Il est contractant. Il sollicite peu l'enveloppe.

Le mélange à 30% en masse de pneus est confirmé comme étant un optimum par rapport aux autres matériaux de remplissage fins évoqués. Il est retenu pour la confection des cellules utilisées pour les expérimentations en dynamique. De plus, ce matériau est allégé par rapport au sable seul, avec un gain de l'ordre 10% sur la masse volumique.

#### 4.3.4 Influence des conditions aux limites

Les résultats précédents concernent des cellules libres de se déformer latéralement. Au niveau de l'ouvrage ceci peut correspondre au cas particulier de cellules volontairement

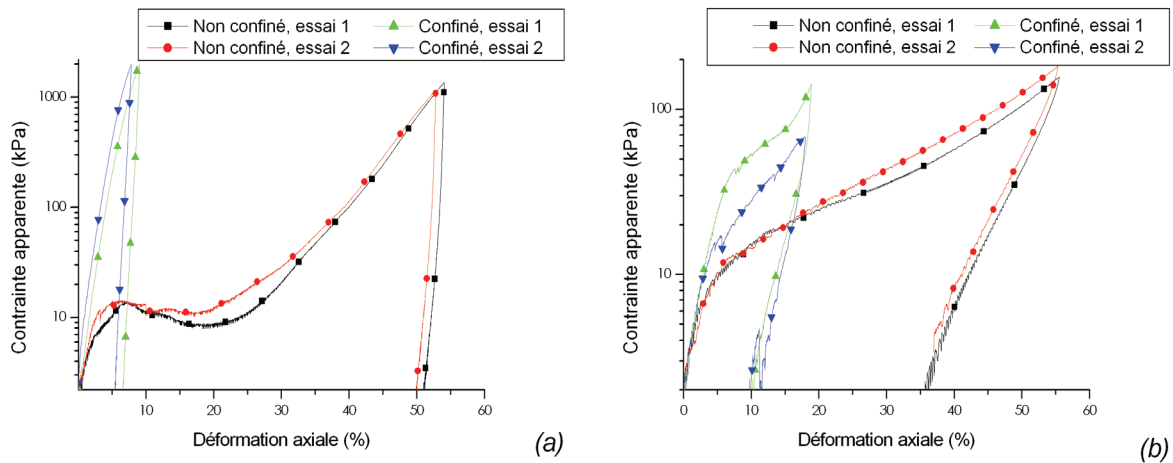


FIG. 4.22 – Influence des conditions aux limites sur le comportement (a) de cellules 500 remplies de sable (séries F1/F2) et (b) de cellules 500 remplies de pneus (séries F7/F6).

mises en œuvre avec un espacement, mais ce n'est pas le cas général. Classiquement, toute cellule est en interaction avec une cellule voisine, le plus souvent de même nature. Il y a interaction entre les deux cellules et l'interface peut se déplacer. Cette situation peut difficilement être reproduite en laboratoire. Par contre, elle est intermédiaire entre le cas d'une cellule libre de se déformer latéralement et celui d'une cellule dont les déplacements latéraux sont strictement restreints.

Le confinement rigide des faces latérales de la cellule interdit tout déplacement latéral du matériau de remplissage. Sous une même contrainte, la déformation axiale d'une cellule en conditions confinée est réduite par rapport à celle d'une cellule en conditions non confinée. La déformation axiale mesurée rend alors uniquement compte du tassement du matériau de remplissage.

La différence de compressibilité du matériau de remplissage explique que l'influence des conditions aux limites de la cellule soit plus forte sur le sable que sur les pneus (Fig. 4.22). Selon que la cellule peut ou ne peut pas se déformer latéralement la contrainte apparente à 5% de déformation passe de 20 à 200kPa et de 9 à 18kPa respectivement pour les cellules remplies de sable et celles remplies de pneus.

Si l'on assimile la cellule à un milieu homogène et continu, avec un comportement élastique jusqu'à 5% de déformation axiale et que l'on considère que l'essai en conditions confinée est équivalent à un essai œdométrique, on peut relier ces modules au coefficient de Poisson,  $\nu$ , par la relation :

$$\frac{E_{nc}}{E_c} = \frac{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}{1 - \nu} \quad (4.7)$$

où  $E_{nc}$  et  $E_c$  sont les modules des cellules en conditions non confinée et confinée. On obtient un coefficient de Poisson de 0,38 pour l'assemblage de pneu. Pour le sable, le calcul aboutit à une valeur de 0,48. Compte tenu de la nature composite des cellules, ces valeurs ne peuvent être comparées à des valeurs courantes pour le sable ou les assemblages de déchets

Réf. de la série	Taille de la cage (mm)	Grillage		Conditions aux limites	Masse de granulats (kg)	Distribution granulo. (mm)	Nbre d'essais
		$\phi$ (mm)	Maille (mm)				
G1	300	2,2	60 × 80	non confiné	45	60-100	2*
G2					50		2*
G3						60-80	2*
G4		2,7					1
G5						60-100	1
G6	500		80 × 100		200 à 206	80-180	4
G7				confiné	200/208		2
G8	1000			non confiné	1655	80-250	2

\* effectués lors de deux campagnes et avec 2 machines de compression différentes

TAB. 4.3 – Conditions expérimentales pour les essais de compression pseudo-statique sur cellules remplies de granulats.

de pneu. Elles peuvent servir à une modélisation par éléments finis de l'ouvrage.

Il n'a pas été fait d'essais sur cellule en conditions confinée et remplie de mélange à 30% en masse de morceaux de pneus, proportion de mélange retenue pour la suite de l'étude. D'après les résultats des essais triaxiaux, on peut considérer que le comportement en statique de ces cellules sera très proche de celui des cellules remplies de sable.

Les assemblages de pneu présentent une forte élasticité. Le retour élastique observé lors du déchargement suite à l'essai sur cellule en conditions confinée représente plus de 40% de la déformation maximale atteinte lors du chargement. Une telle élasticité est une caractéristique propre de ce type d'assemblage. Elle est, avec la porosité initiale, à l'origine de la forte compressibilité des cellules pneus, confinées ou non.

La compressibilité du matériau de remplissage a été évoquée pour expliquer les différences de comportement entre cellule sable et cellule pneu, en particulier. Le sable est globalement dilatant, lorsque suffisamment compacté. Les assemblages de morceaux de pneu sont contractants. Et, la sensibilité au comportement volumique de l'enveloppe est d'autant plus marquée que la dilatance est importante.

## 4.4 Cellules remplies de granulats

Les différents essais sont précisés au tableau 4.3.

### 4.4.1 Compression uniaxiale de cellules 500

Lors de l'essai on constate

- des ruptures de granulats, que l'on peut détecter acoustiquement, même à proximité du grillage à partir d'une contrainte appliquées sur la cellule de 60kPa (Fig. 4.23);





FIG. 4.23 – Cellule 500 granulats en conditions non confiné (série G6) soumise à compression à environ 5, 10, 15 et 20% de déformation axiale (resp. photographie 1, 2, 3 et 4) : Fracture de granulats entre 1 et 2, au centre, forte déformation de la maille à mi-hauteur à partir de 3, et granulat traversant le grillage en 4.

- des déformations de mailles importantes en fin d’essai (+30 et -20% respectivement suivant la largeur et la hauteur de la maille) et pouvant laisser sortir des granulats (Fig. 4.23);
- des effets de voûte en périphérie et générant des vides importants dans la cellule (Fig. 4.24).

La déformation axiale maximale atteinte lors de ces essais est 30%. Les déformations des faces latérales n’ont pas été mesurées.

En début d’essai de compression sur une cellule granulats, la contrainte apparente augmente de façon assez linéaire (Fig. 4.25). A partir de 2,5% de déformation axiale surviennent des chutes brutales de contrainte de 100 à 250kPa. Au pic, les contraintes apparentes sont de 240 à 470kPa. Par la suite, la contrainte marque des alternances de croissances interrompues par des chutes rapides, d’amplitude plus ou moins importante. Les plus importantes sont associées à des ruptures de granulats. Sur la durée des essais on observe des augmentations quasi-linéaires de contrainte sur des pas de déformation inférieurs à 1%. Le déplacement latéral évolue globalement linéairement dès le début de l’essai. Les chutes de contrainte apparente se traduisent souvent par une augmentation brutale du déplacement latéral, sur une ou deux faces.



FIG. 4.24 – Effet de voûte lors d'un essai sur cellule 500 granulates en conditions non confinées, en grandes déformations (série G6).

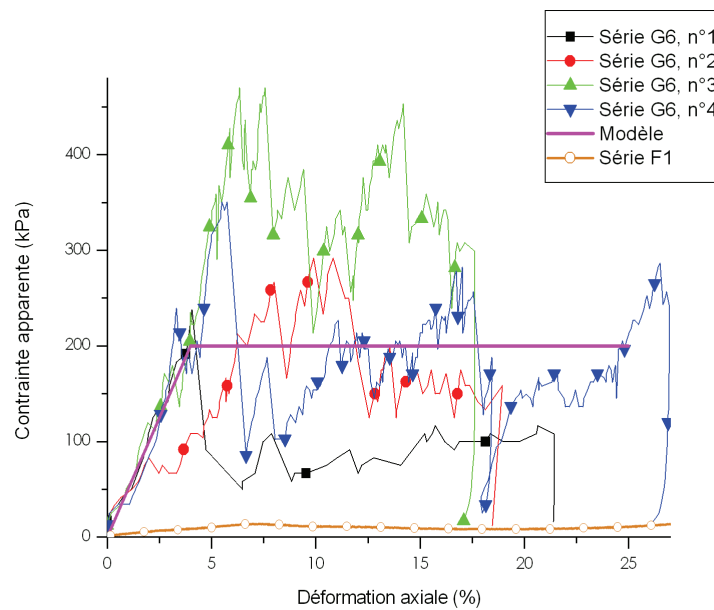


FIG. 4.25 – Contrainte apparente calculée à partir des mesures faites lors des 4 essais de compression sur cellule 500 granulates en conditions non confinées de la série G6, modèle élasto-plastique simple proposé et comparaison avec les données pour une cellule 500 remplie de sable et non confinée (série F1).

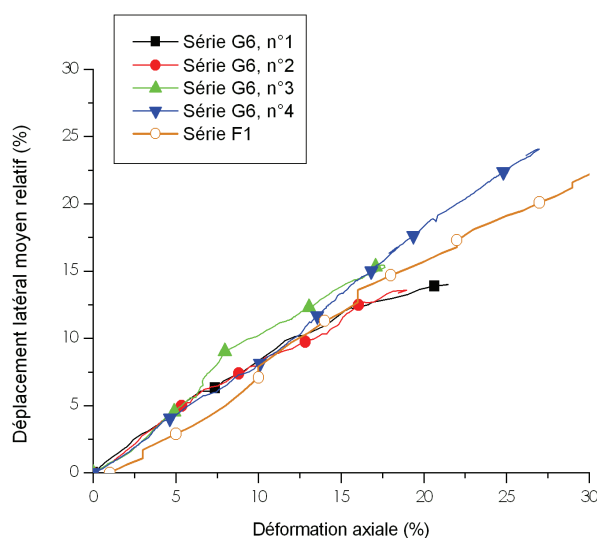


FIG. 4.26 – Déplacement latéral relatif moyen mesuré lors des 4 essais de compression sur cellule 500 granulats en conditions non confinées de la série G6 et comparaison avec les mesures sur une cellule 500 remplie de sable (série F1).

La réponse de la cellule soumise à compression peut être interprétée à partir de la notion de chaîne de force. Avant l'essai, l'assemblée granulaire est stable par elle-même; le grillage contribue peu à cette stabilité. Le chargement conduit à mobiliser des colonnes de granulats. Il y a sensible réarrangement. Les augmentations régulières de contrainte sont caractéristiques du chargement de l'assemblée dans une configuration géométrique relativement stable. Le fait que le déplacement latéral augmente continuellement, hors des crises dynamiques et dès le début de l'essai, indique qu'il y a réarrangement lent tout au long de l'essai, impliquant notamment un "flambement" des colonnes en périphérie. La force dans les colonnes augmente jusqu'à atteindre soit la limite de stabilité au flambement d'une des colonnes, soit la limite de résistance d'un granulat d'une des colonnes. Ces deux mécanismes conduisent à une chute de la contrainte apparente. L'instabilité au flambement induit une chute de moindre amplitude et semble induire un réarrangement plus important. Les variations brutales de contrainte mesurées correspondent à des variations de force reprise de 20 à 30 kN, en moyenne, avec des valeurs maximales de 60 kN. Ces valeurs sont comparables à celles obtenues lors des essais de compression des empilements de granulats à l'issue desquels une résistance moyenne de 30 kN avait été obtenue.

La variabilité de comportement d'une cellule à l'autre ne peut être expliquée par la granulométrie des matériaux de remplissage des cellules (Fig. 3.15, p. 76) mais plus par l'arrangement initial des granulats, ou texture. Ce paramètre, qui ne peut pas être quantifié expérimentalement, semble dicter le comportement de la cellule en début et au cours de l'essai.

Le nombre de granulats sur la hauteur de la cellule est d'environ 6. Ce nombre est inférieur à la longueur de corrélation habituellement considérée pour les milieux granulaires (*cf.* p. 39). Et, la forme des granulats utilisés est de nature à augmenter cette longueur de corrélation. On peut donc considérer que l'effort appliqué sur la cellule est repris par des colonnes allant de la face inférieure à la face supérieure de la cellule. Le comportement de la cellule est étroitement lié aux quelques colonnes reprenant les efforts.

La force maximale appliquée sur la cellule varie entre 60 et 115kN. Si l'on considère que les granulats mobilisés dans les colonnes sont soumis à deux forces opposées et que leur résistance moyenne à la compression,  $R_{emp}$ , est de 30kN, ces valeurs au pic impliquent que 2 à 4 colonnes de granulats sont mobilisées avant rupture. Ce chiffre, qui ne peut être vérifié, est cohérent avec l'idée d'un nombre minimum de colonnes pour la reprise des efforts appliqués par la plaque de chargement. Il est aussi cohérent avec le fait que les efforts transitent par une partie seulement des 16 granulats de chaque niveau, dans la cellule.

Même si le comportement des colonnes dicte la réponse de la cellule, il n'est pas possible de prédire celle-ci à partir des essais sur empilements. Le module local calculé sur les parties de courbes relativement linéaires,  $E^{loc}$ , (Tab. 4.4, p. 134) est un ordre de grandeur plus faible que le module au premier pic calculé sur les empilements (Tab. 3.6, p. 79). Il en est de même entre le module sécant calculé sur cellule,  $E^{sec}$ , et le module à la rupture sur les empilements. Cette différence entre empilement et cellules est imputable, d'une part, au fait que tous les granulats de l'assemblée granulaire ne sont pas mobilisés et, d'autre part, au fait qu'au sein des cellules les colonnes ont la possibilité de se déplacer latéralement, contrairement aux empilements testés.

La différence de comportement par rapport au sable se manifeste surtout en termes de contrainte, les déplacements latéraux étant similaires (Fig. 4.25 et 4.26). Sur la plage de comparaison, la résistance d'une cellule granulats est 10 à 40 fois supérieure à celle d'une cellule sable. Ceci montre l'importance des caractéristiques du matériau de remplissage dans le comportement de la cellule pour une déformation axiale inférieure à 30%. Aucun effet d'enveloppe significatif n'est mis en évidence d'après les courbes, pas même en grandes déformations. Cette remarque est à pondérer par le fait que la déformation axiale maximale atteinte lors de ces essais est inférieure à 30%. L'évolution du déplacement latéral des cellules granulat est similaire à celui mesuré sur la cellule sable de la série F1 (Fig. 4.26), pour lequel l'effet de confinement apparaît surtout à partir de 25% de déformation axiale. Manifestement, le grillage joue un rôle sur le comportement des cellules remplies de granulats puisqu'il permet l'apparition de voûtes. Mais celui-ci n'est pas matérialisé sur les courbes contraintes-déformation.

Ceci peut avoir deux causes.

Tout d'abord, à fortes déformations il existe des vides entre les colonnes. L'effet de confinement par l'enveloppe ne peut alors "diffuser" au sein de l'assemblée granulaire. Seule la stabilité des colonnes de la périphérie est améliorée. Mais, ces colonnes semblant plus sujettes au flambement, elles contribuent moins à la réponse de la cellule.

Série	Taille de la cellule	Conditions aux limites	Module sécant $E^{sec}$ (MPa)	Module tangent au pic $E^{loc}$ (MPa)
G3	300	Non confinée	2,5 <sup>(a)</sup>	10-35
G6	500	Non confinée	7 <sup>(b)</sup>	26
G8	1000	Non confinée	1 <sup>(b)</sup>	3
G7	500	Confinée	17 <sup>(a)</sup>	23

calculé (a) à 10% de déformation axiale ou (b) au premier pic

TAB. 4.4 – *Modules apparents sécants et modules apparents tangents locaux des cellules retenues pour mettre en évidence l'influence de la taille et des conditions aux limites de la cellule.*

Par ailleurs, il est possible que, compte tenu des caractéristiques de l'enveloppe et des granulats, l'effet du confinement sur la résistance apparente de la cellule soit modeste. De par la forme des granulats, l'assemblage granulaire est relativement stable par lui même. L'influence de l'enveloppe sur la stabilité de ces colonnes est faible.

Les ordres de grandeur obtenus ici sont comparables à ceux obtenus par *Agostini et al.* [13] dans des conditions tout à fait similaires et bien que leurs courbes aient été lissées. Au delà de 30% de déformation axiale, limite de domaine de comparaison, leurs résultats semblent indiquer une influence de l'enveloppe. Néanmoins, on peut penser qu'à 50% de déformation axiale l'effet de l'enveloppe ne soit pas le seul à l'origine de cette augmentation. La hauteur résiduelle de la cellule est alors de 250mm et l'assemblée granulaire a été transformée, par fracturation. L'échantillon a un élancement de 0,5 et est constitué d'un matériau de remplissage de granulométrie plus étalée : il confère à la cellule une plus grande résistance.

Malgré la grande variabilité de comportement des cellules, fonction de la texture, il est possible de proposer un modèle de comportement pour les cellules granulats non confinées soumise à chargement, la réponse lors de la décharge n'ayant pas été mesurée (Fig. 4.25). Le début du chargement peut être modélisé par un comportement linéaire supposé élastique, avec un module d'Young de 5MPa. Puis, à partir de 4% de déformation axiale, on peut retenir un comportement plastique. Le seuil plastique est déterminé à partir de la moyenne des courbes. Retenant les 4 essais, on situe ce seuil à environ 200MPa.

#### 4.4.2 Influence de la taille de la cellule

Comme déjà évoqué, le comportement d'une cellule remplie de granulats dépend de sa taille. Les essais réalisés sur les cellules de 300, 500 et 1000mm nous permettent d'appréhender cette influence.

Les séries d'essais sur les différentes tailles de cellule se distinguent également par les caractéristiques de leur grillage et de leur matériau de remplissage. L'influence de chacun

Série	Taille de la cage (mm)	Grillage		Granulats			
		$\phi$ (mm)	Maille (mm)	Masse (kg)	Distribution (mm)	Nombre	
						par m <sup>3</sup>	/verticale
G3	300	2,2	60 × 80	50	60-80	1000	5
G6 (n°4)	500	2,7	80 × 100	205	80-180	700	6
G8 (n°1)	1000	2,7	80 × 100	1655	80-250	700	11

TAB. 4.5 – Caractéristiques détaillées des séries retenues pour mettre en évidence l'influence de la taille des cellules.

de ces paramètres sur le comportement de la cellule est certainement différente d'une taille à l'autre. Les effets d'échelle sous-jacents supposeraient de respecter des règles de similitude prenant en compte la particularité du système composite constitué de l'enveloppe et du matériau granulaire. Dans la mesure où ces règles sont inaccessibles, la comparaison doit considérer ces différents paramètres.

Les séries retenues sont présentées au tableau 4.5. Les granulats y sont caractérisés par des grandeurs adimensionnelles : la densité de granulats et le nombre de granulats suivant la verticale. Le tableau 4.4 présente les modules calculés sur les courbes relatives à ces essais.

En **début d'essai de compression**, la réponse de la cellule 300 est assez proche de celle de la cellule 500 (Fig. 4.27). Les matériaux de remplissage de ces cellules sont similaires. En particulier, le nombre de granulats sur la hauteur de ces cellules est inférieur à la longueur de corrélation. Par opposition, la cellule 1000 compte deux fois plus d'éléments suivant la verticale et présente une résistance moindre. D'ailleurs, pour cette cellule, le démontage du cadre de préparation, avant l'essai, est suivi d'un affaissement de la cellule et d'un déplacement latéral de 40mm. La réponse de la cellule en début de compression est dépendante de la stabilité des colonnes, donc du nombre de granulats sur la hauteur de la cellule.

**A partir de 5% de déformation axiale**, la résistance de la cellule 500 chute suite à la fracturation d'éléments. Ce phénomène est aussi constaté sur cellules 300 : il survient pour la première fois à environ 9% de déformation axiale et pour une contrainte apparente de 250kPa. Mais pour les cellules 300 les chutes de résistance ne sont pas aussi marquées et la tendance générale à la croissance n'en est que peu affectée. Cette croissance est globalement linéaire même jusqu'à plus de 25% de déformation axiale, comme pour toutes les cellules 300 (Fig. 4.6, p. 107). Deux explications peuvent être données à cette linéarité. Tout d'abord, il semble que l'effet de confinement de l'enveloppe se manifeste plus rapidement pour les cellules 300. Ce point sera abordé plus en détail au paragraphe suivant. Ceci conduirait à un renforcement de la phase faible, retardant l'effondrement par flambement des chaînes de force. Par ailleurs, la densité de granulats dans ces cellules est supérieure à celle des cellules 500 ou 1000. De fait, le nombre de colonnes mobilisées est plus élevé : la réponse de la cellule est ainsi moins perturbée par les fracturations d'éléments.

Par contre, peu de fracturations sont observées pour les cellules 1000 : les chutes de force

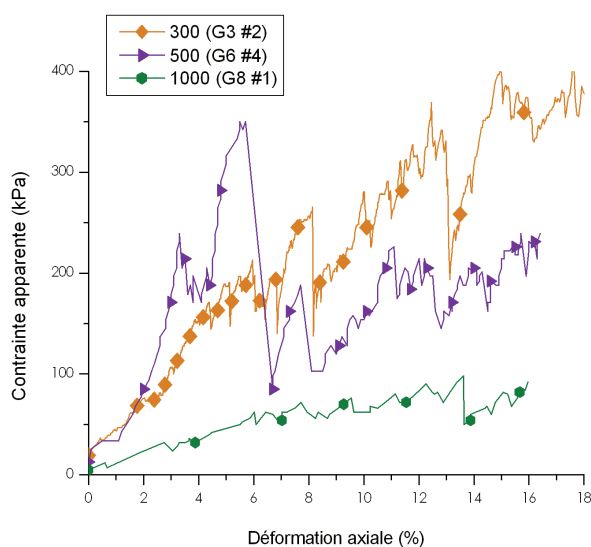


FIG. 4.27 – Influence de la taille sur le comportement d'une cellule granulaire non confinée (séries G3, G6 et G8).

résultent principalement de réarrangements, très fréquents et d'influence moins forte sur la réponse macroscopique de l'assemblée granulaire.

La réponse de ces cellules semble très sensible à l'arrangement initial des granules (Fig. 4.28). En effet, le même matériau de remplissage a été utilisé pour les deux cellules. À l'issue du premier essai, les granules étant très peu endommagés, ils ont été réutilisés pour le deuxième essai après remplacement de quelques éléments fracturés ou fissurés. La différence de comportement d'un essai à l'autre ne peut être imputée aux modifications des caractéristiques de surface des granules et seule la texture semble en être la cause.

Toujours pour les cellules 1000, aucun élément ne permet de désigner la cause de l'augmentation de contrainte apparente supportée par la cellule 2 au delà de 25% de déformation axiale. Il peut s'agir soit d'un effet de l'enveloppe soit d'une réaction du seul assemblage granulaire, dans une configuration particulière.

Finalement, la différence de comportement des cellules en fonction de leur taille suggère une interdépendance de l'influence des différents paramètres, et en particulier la taille de la cellule et celle des granules.

### 4.4.3 Influence des caractéristiques des matériaux constitutifs

L'influence des caractéristiques mécaniques du grillage, de la masse de granules et de leur granulométrie sur le comportement de cellules 300 peut être évaluée par comparaison des essais des séries G1 à G5 réalisés. Le premier essai des séries G1, G2 et G3 a été mené sur une machine différente des autres essais. La comparaison s'appuie sur les résultats obtenus avec des machines identiques. Chaque figure présente les courbes relatives aux essais se distinguant par le seul paramètre dont l'influence est discutée.

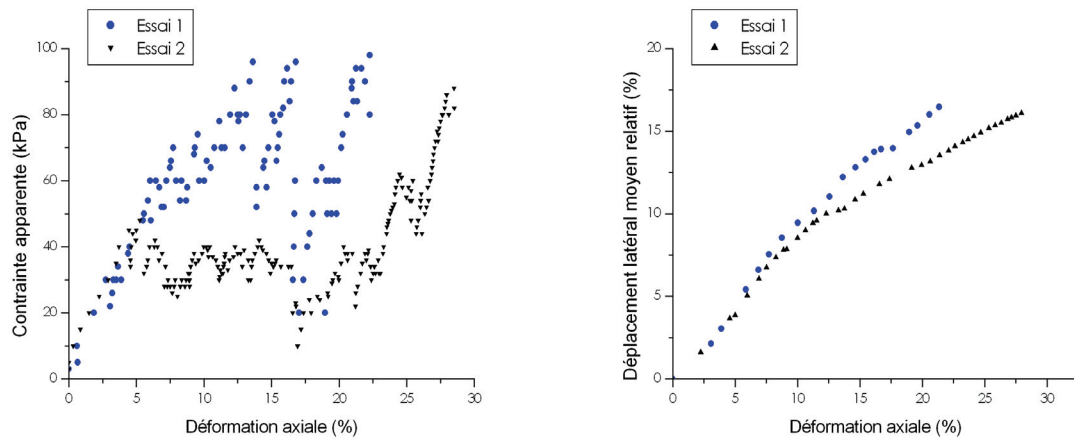


FIG. 4.28 – Essais de compression sur cellules 1000 remplies de granulats de la série G8. Les deux essais se distinguent par l'arrangement initial.

#### 4.4.3.1 Caractéristiques du grillage

Le diamètre des fils du grillage, donc les caractéristiques du grillage, affecte assez nettement le comportement de la cellule, la résistance de la cellule augmentant avec le diamètre du fil (Fig. 4.29). Cette influence se manifeste dès le début de l'essai. Ceci semble aller à l'encontre de l'idée de retard de confinement par l'enveloppe mise en évidence sur cellule 500 sable. Néanmoins, cette divergence des conclusions peut être expliquée par des effets d'échelle relatifs à la cage. Lorsque les pans de grillage latéraux sont de dimensions réduites leur résistance au fléchissement est plus importante : avec une cellule 300, une résistance à la flexion est mobilisée dès le début de l'essai, ce qui n'est pas le cas des cellules 500 pour lesquelles l'effet de confinement résulte plutôt de la mobilisation différée du grillage dans son plan, en traction. Il semble par ailleurs que l'influence des caractéristiques du grillage soit moins importante lorsque le matériau de remplissage est plus grossier : l'écart entre les courbes des séries G3 et G4 est plus important que celui entre les courbes G2 et G5. L'influence des caractéristiques du grillage serait ainsi dépendante de la granulométrie du matériau de remplissage. L'influence de ce paramètre est abordée au paragraphe suivant.

#### 4.4.3.2 Granulométrie de l'assemblée granulaire

La comparaison des essais des séries G2 et G3 semble indiquer que plus le matériau est grossier plus la cellule est résistante (Fig. 4.30). On notera que les fortes valeurs de l'essai de la série G2 sont liées à un arrangement initial plus stable. Par opposition, les séries G4 et G5, dont les diamètres de fil de grillage sont plus élevés, ne se différencient pas l'une de l'autre. Ceci semble également indiquer que l'influence de la granulométrie peut être masquée par celle de l'enveloppe.

Le paramètre explicatif semble être la stabilité de l'assemblée granulaire. Plus les granulats sont gros, moins ils sont nombreux sur la hauteur de la cellule, donc plus l'assemblage granulaire est stable. Aussi, même si ces tendances ne sont pas ici très marquées, elles sont



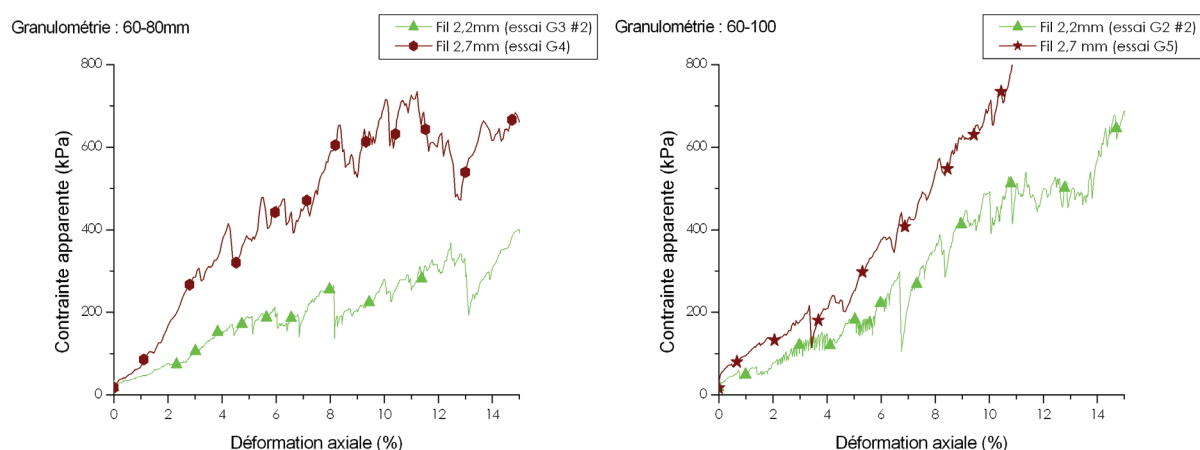


FIG. 4.29 – Influence du diamètre du fil de grillage sur le comportement de cellules 300 granulats non confinées. Comparaison pour des granulométries de matériau de remplissage identiques. Fil 2,2mm (séries G2 et G3) par rapport à 2,7mm (séries G5 et G4).

en accord avec les conclusions relatives à l'influence de la taille de la cellule et avec les observations du paragraphe précédent.

#### 4.4.3.3 Conclusion

L'effet de confinement par l'enveloppe dépend des caractéristiques mécaniques du grillage relativement à celles du matériau de remplissage. En effet plus l'arrangement granulaire est stable (faible nombre de granulats sur la hauteur de la cellule), moins l'enveloppe a d'influence sur la réponse de la cellule. Et, au contraire, moins l'arrangement granulaire est stable, plus l'effet du grillage est dominant.

#### 4.4.4 Influence des conditions aux limites

La restriction de déplacement des faces latérales conduit à une importante augmentation de la résistance de la cellule (Fig. 4.31). Dans une cellule en conditions confinées, le réarrangement du matériau de remplissage est restreint, voire interdit. La déformation axiale n'est possible que par le fait de la compression des granulats. Le comportement observé rend ainsi compte des caractéristiques de contact au sein d'une assemblée granulaire. La compression conduit progressivement à la fracturation des granulats, observée à partir de 2% de déformation axiale et pour une contrainte apparente de 300kPa. Ces fracturations se traduisent par des chutes locales de résistance. En dehors de ces variations rapides, mais de faible amplitude, la pente est relativement régulière. Le module à 10% de déformation est de 16MPa, soit trois fois plus que le module à 5% de déformation axiale de la cellule en conditions non confinées. Et, de la même manière que pour les cellules remplies de sable et de pneus, on peut calculer le coefficient de Poisson de cet assemblage granulaire. Utilisant l'équation 4.7 il vient 0,44 pour valeur de  $\nu$ . Ces données peuvent être utilisées, dans une

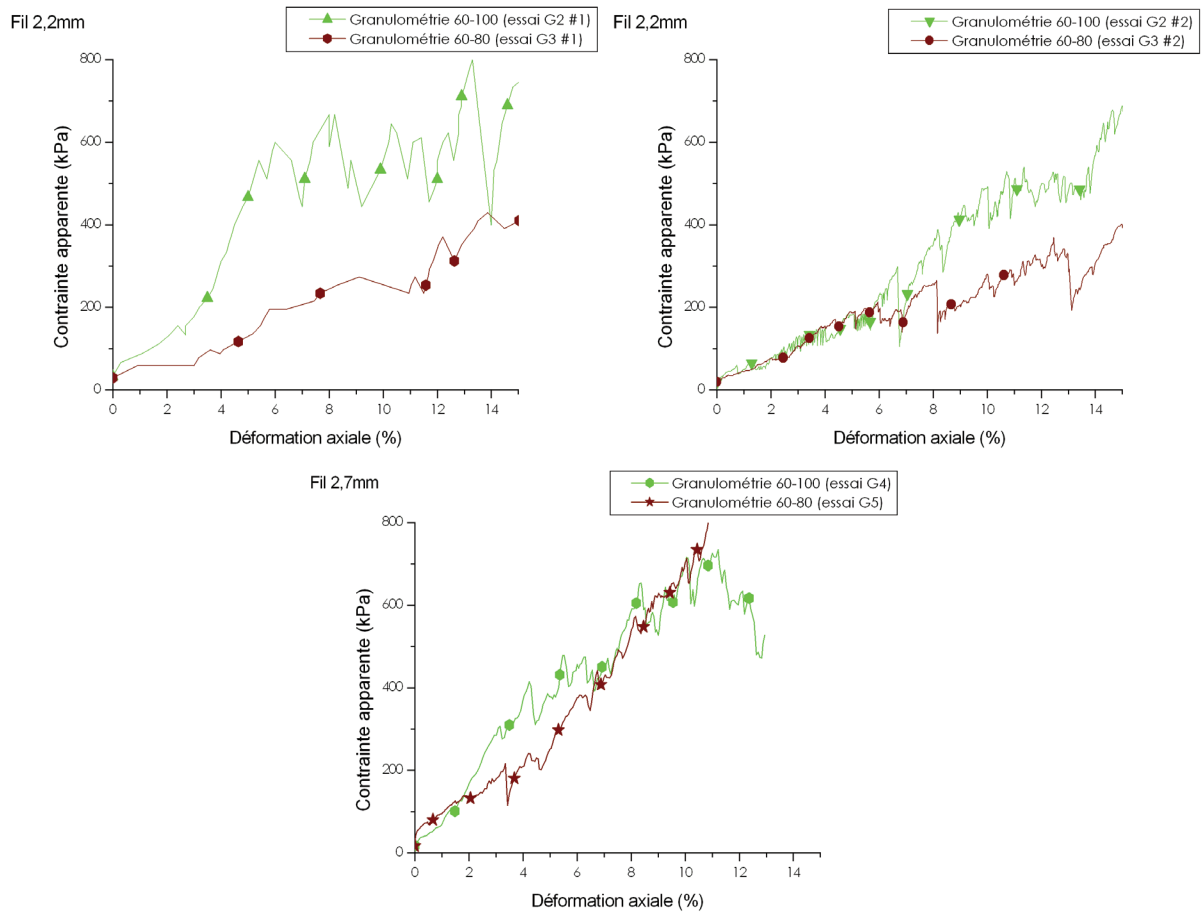


FIG. 4.30 – Influence de la granulométrie du matériau de remplissage sur le comportement de cellules 300 granulats non confinées. Comparaison pour des fils de grillage et dispositifs d'essai identiques. Granulométrie 60-80mm (séries G3 et G5) par rapport à 60-100mm (séries G2 et G4).

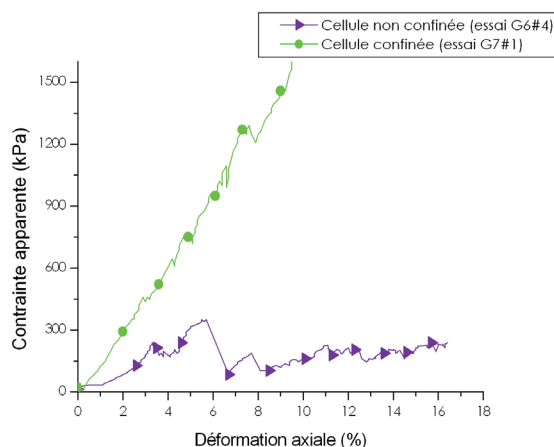


FIG. 4.31 – Influence des conditions aux limites sur le comportement d’une cellule 500 granules (G6: non confiné, G7: confiné).

démarche d’ingénierie, pour la modélisation par éléments finis d’ouvrages constitués de ces cellules [35].

Le module tangent à la courbe entre deux fractures de granules vaut 23MPa, ce qui est comparable au module tangent d’une cellule en conditions non confiné. Cette valeur de module est donc relative à la cellule 500 remplie de ce type de granules, dans une configuration stable, quelles que soient les conditions aux limites.

Les valeurs élevées de contrainte maximale atteinte lors des essais sur cellule en conditions confiné ont engendré de nombreuses fracturations de granules (Fig. 4.32). Sur les faces latérales, on observe que la fracturation peut concerner des éléments de grandes dimensions. Les éléments concernés sont ceux qui concentrent de grands efforts, donc au sein de colonnes ou à proximité de la plaque de chargement. Les fracturations multiples constatées sur certains éléments sont dues aux conditions aux limites de la cellule (cercle sur Fig. 4.32). Les conditions aux limites rendent quasiment impossibles les mouvements de granules au sein de l’assemblée granulaire. La rupture d’un granule constitutif d’une colonne n’est pas suivi d’un réarrangement de l’assemblée granulaire. La configuration de la colonne est très peu affectée par la fracturation. Le même granule pourra alors subir des fracturations successives, lesquelles libéreront les efforts dans la colonne.

#### 4.4.5 Modélisation numérique d’une cellule granules

La première étape a consisté en la fabrication de la cellule. Pour cela, on associe une bande grillage de deux panneaux latéraux. Un cube est constitué à partir de cet ensemble (Fig 4.33) [25].

L’assemblage granulaire constituant le matériau de remplissage est ensuite constitué en 3 étapes, tel que précisé en figure 4.34. La granulométrie des agrégats utilisés est similaire à celle des essais expérimentaux de la série G6. Ils sont déposés par pluviation dans un volume correspondant à celui de la cellule. La deuxième étape a pour objectif d’atteindre



FIG. 4.32 – Cellule 500 granulats confinée après essai : (a) fracturations sur toute la surface chargée et (b) fracturations localisées sur une des faces latérales, dont une caractéristique d'une sollicitation en traction indirecte (cercle).

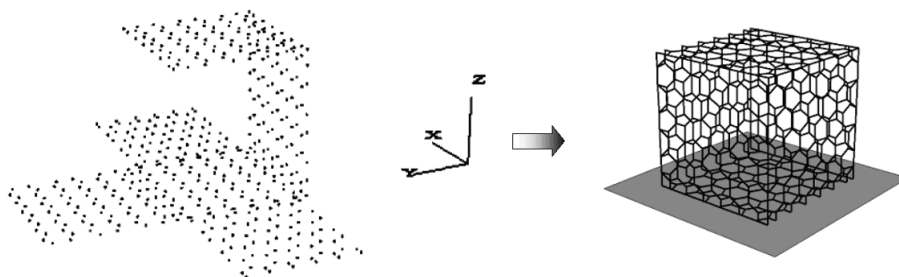


FIG. 4.33 – Numériquement, la cage est mise en forme par repliement de bandes de grillage, de façon analogue au procédé industriel.

une porosité similaire à celle des essais expérimentaux. La dernière consiste à couper tous les éléments dépassant la face supérieure de la cellule.

Ensuite, l'assemblage granulaire et la cage grillagée sont assemblés avant d'être soumis à essai.

Comme évoqué au chapitre précédent (par. 3.4.5) les paramètres du modèle de contact inter-granulats ( $F_{max}$ ,  $k_n$  et  $k_t$ ) ont été calés à partir d'essais sur cellules [28]. Plus précisément, ce calage a été fait à partir des essais sur cellules confinées, cet essai ne mobilisant que les granulats et pas l'enveloppe grillagée (Fig. 4.35) [93].

Le modèle ainsi calé a été validé avec les essais sur cellules 500 non confinées. Dix simulations numériques ont été menées, sur différentes cellules. La figure 4.36 compare un résultat numérique avec les 4 essais de la série G6. Le modèle se révèle satisfaisant. La forme des courbes et les ordres de grandeur sont reproduits. D'une cellule numérique à l'autre, le comportement montre une forte variabilité dont l'origine est la texture initiale de l'assemblage granulaire.

La simulation numérique a par ailleurs permis d'aborder l'influence de la forme des agrégats sur la réponse de la cellule, par comparaison de granulats numériques de forme

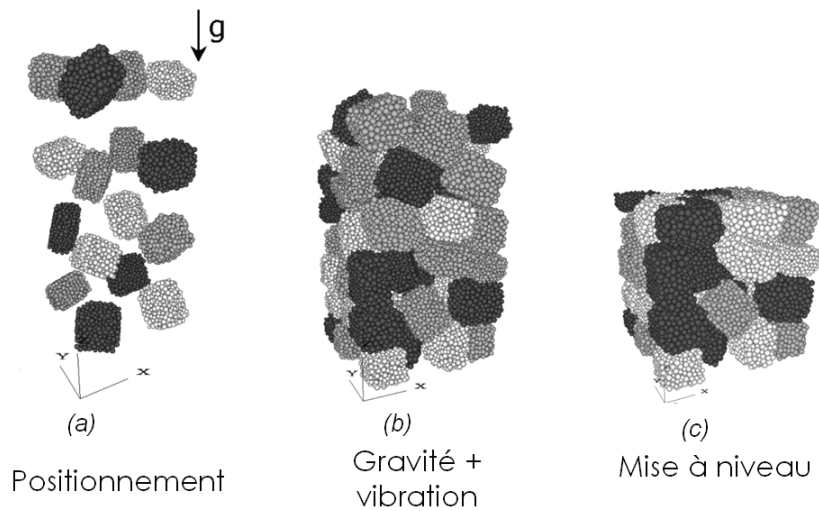


FIG. 4.34 – L'assemblage granulaire est constitué en trois étapes : pluviation (a), compactage (b) et rectification de la surface supérieure (c).

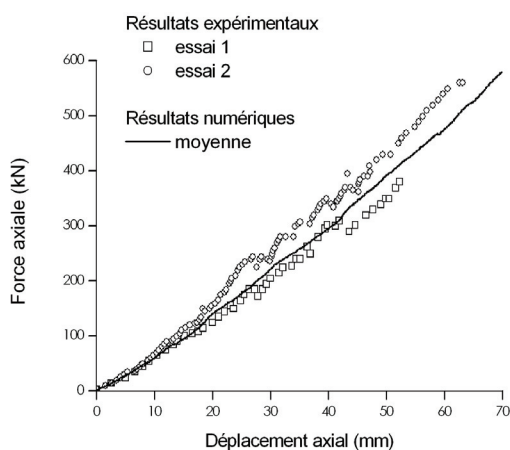


FIG. 4.35 – Calage du modèle numérique à partir des essais de compression pseudo-statique sur cellules 500 confinées. Comparaison des résultats expérimentaux (série G7) avec les résultats du modèle calé.

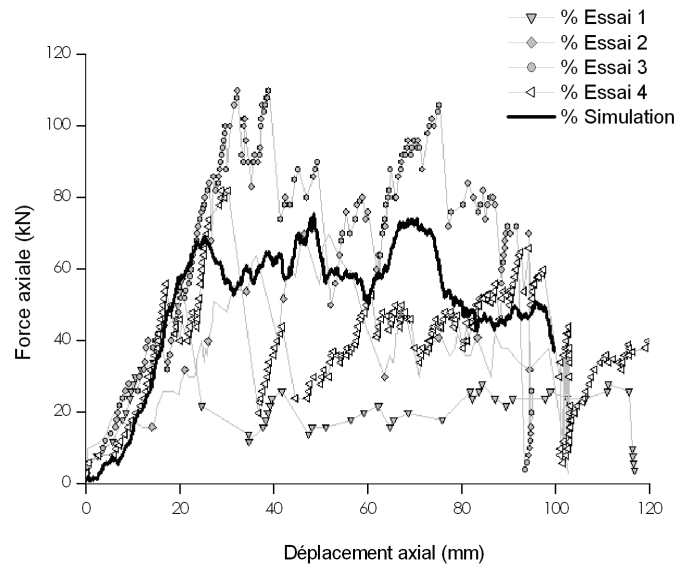


FIG. 4.36 – Validation du modèle numérique à partir des essais de compression pseudo-statique sur cellules 500 non confinées (série G6).

sphérique, ellipsoïdale et parallélépipède rectangle [25]. La différence de réponse s'exprime dès lors qu'il y a mouvement des granulats les uns par rapport aux autres (donc essentiellement en conditions non confiné). Le recours à des éléments sphériques permet de diminuer le temps de génération de l'assemblée granulaire et les temps de simulation [70]. Mais ces éléments ont une grande facilité de rotation et les phénomènes physiques semblent mal reproduits. Le recours à des formes plus complexes est donc nécessaire.

La simulation, avec le modèle validé, des essais de compression sur cellule en conditions confiné donne une valeur de 0,13 pour le rapport entre la force verticale appliquée sur la cellule et la force totale appliquée par l'assemblée granulaire sur chaque paroi latérale. Ce coefficient de poussée est faible. Ceci peut s'expliquer par la forte anisotropie géométrique du milieu constitué d'éléments de forme polyédrique allongée et placés à plat.

## 4.5 Discussion

### 4.5.1 Analyse phénoménologique

Les expérimentations menées permettent une bonne compréhension phénoménologique du comportement d'une géocellule cubique, montée sans tirant, lorsque soumise à chargement pseudo-statique uniaxial. La nature composite de ce système a été prise en compte lors de l'analyse, en s'intéressant au mode d'interaction entre le matériau de remplissage et l'enveloppe. Cette interaction, qui s'exprime pour les cellules en conditions non confinée, est dépendante de la déformation axiale de la cellule. Elle traduit la compétition entre le

comportement volumique de l'enveloppe et le comportement volumique du matériau de remplissage.

A **faible déformation axiale**, la réponse d'une cellule en conditions non confinée est fortement dépendante des caractéristiques du matériau de remplissage et moins des caractéristiques de l'enveloppe. Ceci est dû à la forme initiale de la cellule. Chaque face latérale est un pan de grillage subissant un effort perpendiculairement à son plan. Face à une telle sollicitation, la réponse du grillage est similaire à celle observée lors de l'essai de punch test, avec une résistance d'abord faible.

De plus, le chemin de déformation imposé au grillage lors de la déformation de la cellule peut être parcouru sans mobiliser d'efforts importants dans la nappe, du fait de la géométrie de la maille. Le confinement appliqué par l'enveloppe sur le matériau de remplissage est faible mais est suffisant pour contribuer à la stabilité des colonnes de granulats et conférer aux cellules remplies de matériaux fins une certaine portance.

La sollicitation lors de la compression est proche de celle obtenue lors d'un essai triaxial, avec une contrainte de confinement faible. Aussi, la comparaison des comportements des cellules remplies des différents matériaux fins montrent les mêmes tendances que les essais triaxiaux avec un optimum pour un mélange à 30% en masse de pneus.

La contrainte axiale sur une cellule est nettement plus faible lorsqu'elle est remplie de matériaux fins que lorsqu'elle est remplie de granulats (Tab. 4.6). Ces matériaux se distinguent l'un de l'autre par le rapport de leur taille à celle de la cellule. La cellule est de taille supérieure au volume élémentaire (VER) du sable. Par contre, elle est proche de la longueur de corrélation pour les granulats. Ce sont donc les caractéristiques des colonnes qui gouvernent la réponse des cellules granulats. Le paramètre taille peut alors être avantageusement décliné en un autre plus explicatif : le nombre de grains sur la hauteur de la cellule. Plus le nombre de grains sur la hauteur de la cellule est élevé, plus les colonnes supportant les efforts sont susceptibles d'être déstabilisées par déplacement d'un de leurs éléments.

Le chargement d'une cellule granulats conduit à mobiliser des colonnes dont la rupture ou la déstabilisation se traduit au niveau macroscopique par des chutes de contraintes apparentes, à l'occasion de crises dynamiques<sup>6</sup>. L'amplitude de la chute de la force reprise par la cellule dépend de la taille de celle-ci et de celle des granulats, ainsi que des conditions aux limites. Ces crises conduisent à un réarrangement de l'assemblée granulaire suivi de la mobilisation de nouvelles colonnes. Entre deux crises dynamiques le comportement de la cellule est caractéristique de l'assemblée granulaire dans un arrangement quasi-stable. Il dépend des propriétés des colonnes ainsi que de la possibilité qu'elles ont à se déplacer perpendiculairement à l'axe de chargement (flambement). Ce déplacement est limité par la présence d'éléments voisins ou par le grillage dans le cas de colonnes en périphérie de cellule.

Alors que **la déformation axiale augmente**, le volume occupé par le matériau de

---

6. Les modélisations numériques ont montré que lors de ces crises, l'énergie cinétique de l'assemblée reste faible et peut être négligée devant l'énergie de déformation [26].

remplissage change (dilatation ou contraction), accompagnant le développement progressif des plans de rupture dans le cas des matériaux fins. La propension à l'augmentation de volume du matériau de remplissage dépend de sa nature, de son état initial et des contraintes qui lui sont appliquées. Le sable et le mélange pneu-sable, initialement compactés, dilatent sous contrainte de confinement constante. Les assemblages de morceaux de pneus, plus compressibles, se contractent, au moins en début de déformation. Ces remarques s'inspirent des résultats des essais triaxiaux qui concernent des éprouvettes de forme et dimensions très différentes, notamment par la valeur d'élançement, menés jusqu'à des déformations axiales maximales de 20%. Pour les granulats, la fracturation d'éléments à partir de déformations de l'ordre de 5% tend à réduire le volume apparent de l'assemblée granulaire, par une réduction de la porosité : aucune mesure ne permet d'évaluer l'importance de ce phénomène, notamment en regard de la dilataance attendue pour ce matériau.

Parallèlement, l'enveloppe initialement cubique se déforme et tend vers une géométrie plus à même de reprendre des efforts dans son plan. Cette déformation se fait à volume inscrit non constant : il y a augmentation puis diminution. Si le matériau de remplissage est dilatant, cette évolution de volume inscrit dans l'enveloppe, donc occupé par le matériau de remplissage, se fera d'abord sans augmentation de la contrainte de confinement. Puis, la réduction du volume imposé par la cage se traduira par une augmentation de la contrainte de confinement sur le matériau de remplissage. Au delà de 25% de déformation axiale, pour des cellules 500, l'effet de confinement de l'enveloppe sur du sable se traduit par une augmentation de la portance de la cellule. Par contre, si le matériau de remplissage est contractant, l'action de l'enveloppe sur celui-ci s'exprimera pour une déformation axiale plus importante, c'est à dire pour une plus grande réduction du volume inscrit dans la cage.

L'activation de l'effet de confinement suppose une plus grande sollicitation du grillage : l'évolution du volume inscrit dans la cage en est un indicateur de niveau.

Ces observations concernent principalement les cellules remplies de matériaux fins. Pour les cellules remplies de granulats, la fracturation et l'existence de vides au sein de la cellule sont de nature à réduire l'effet du confinement par une action sur le volume apparent du matériau de remplissage. De plus, les discontinuités de la phase faible de l'assemblage (mis en évidence par les voûtes) limitent la diffusion de l'effet de confinement vers les colonnes au milieu de la cellule.

En conclusion, la réponse de la cellule pour les faibles déformations apparaît principalement liée aux caractéristiques du matériau de remplissage alors qu'en grandes déformations la forme globale de la courbe de réponse est plus liée à l'interaction entre l'enveloppe et le matériau de remplissage. La pertinence de ce principe général peut néanmoins être modulée par le fait que les trois facteurs : taille de cellule, caractéristiques mécaniques de l'enveloppe et caractéristiques mécaniques du matériau de remplissage sont d'influence interdépendante.



	Sable		Granulats		Pneu	
	Non confinée	Confinée	Non confinée	Confinée	Non confinée	Confinée
Contrainte apparente (kPa)	20	200	250	900	9	18
Déplacement au centre des faces latérales (mm)	20	-	40	-	10	-

TAB. 4.6 – Synthèse des caractéristiques des cellules 500 à 5% de déformation axiale en fonction de leur matériau de remplissage et des conditions aux limites.

### 4.5.2 Extrapolation à l'échelle de l'ouvrage

En phase opérationnelle, les cellules pourront être remplies de granulats, sable ou mélange pneu-sable. Au sein de l'ouvrage les cellules pourront être espacées ou non. Chaque cellule sera soumise au poids des cellules sus-jacentes et le tassement de l'ouvrage devra être limité. Les caractéristiques pseudo-statiques doivent servir à appréhender ce tassement. Pour cela, on s'intéresse notamment au comportement à faible déformation.

Les données discutées dans ce chapitre ont été acquises dans des conditions se distinguant des conditions réelles de fonctionnement de géocellules, de type gabion, au sein d'ouvrages pare-blocs par :

- le forme de la cellule, cubique,
- un montage sans tirant de la cellule (Fig. 4.37 (a)),
- les conditions aux limites appliquées, en particulier sur les faces latérales.

Ces différences gênent l'extrapolation directe de ces résultats au comportement des cellules au sein de l'ouvrage, notamment pour la prévision du comportement de l'ouvrage sous son propre poids.

L'effet de la **forme initiale de la cellule** n'est pas très important. Les cellules réelles sont de forme parallélépipède rectangle mais sont cloisonnées par deux diaphragmes, délimitant des volumes de  $1\text{m}^3$ . Un gabion peut donc être considéré comme un ensemble de 3 cellules cubiques alignées et liées mécaniquement par l'enveloppe externe. Cette différence structurelle n'aura d'influence qu'en cas de déplacement relatif d'un cube par rapport à l'autre, mais peu en compression.

Les **tirants** sont montés entre toute face exposée du gabion et sa face opposée. Ils limitent la déformation latérale, donc la compressibilité de la cellule. Sans ces tirants, l'effet de confinement par l'enveloppe est retardé et la déformation latérale de la cellule est favorisée. Ceci peut constituer un avantage si l'objectif est de favoriser la déformation de la cellule, par exemple pour favoriser la dissipation d'énergie sous sollicitations dynamiques d'impact.

Les tirants sont au nombre de quatre sur une face de  $1\text{m}^2$  : la surface de grillage libre de se déformer est fortement réduite. Schématiquement, les points d'accroche des tirants dessinent un quadrillage régulier de 330mm d'espacement. Le déplacement latéral de chacun

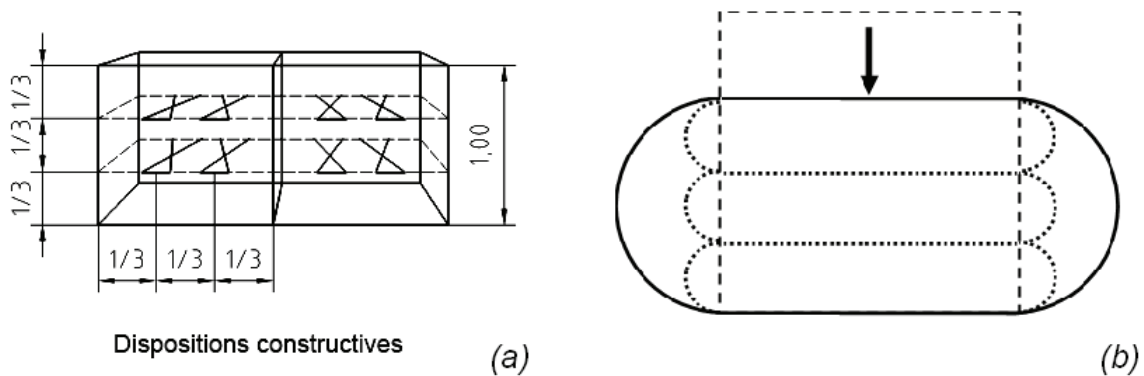


FIG. 4.37 – Les tirants, (a) tels que préconisés par la norme relative aux gabions [10], limitent la déformation latérale de la cellule. (b) Pour une même déformation axiale et une même déformation de l'enveloppe, le volume de la cellule avec tirants est fortement réduit.

de ces carrés sera très faible comparativement à celui de la même face sans tirant, pour une même déformation axiale. Suivant le principe précisé en figure 4.37 (b), il apparaît clairement que, dans la mesure où le matériau de remplissage est peu compressible, les tirants réduisent très fortement le retard de l'effet de confinement, le volume libéré sur les faces latérales étant rapidement insuffisant pour compenser la déformation axiale. Autrement dit, si l'on impose une déformation axiale croissante sur une cellule, l'effet de confinement lié à la déformation du grillage s'exprimera pour une déformation axiale moindre en présence de tirants. La réponse de cette cellule sera alors plus proche de celle d'une cellule en conditions confinées. Les tirants peuvent difficilement être mis en œuvre dans les cellules remplies de matériaux fins, ce qui supposerait de traverser l'enveloppe géotextile. Une alternative pourrait être de disposer des carrés de géotextile de surface égale à la section de la cellule, à l'horizontale et avec un espacement régulier. Agissant comme des nappes de renforcement, ces carrés confèreraient à la cellule une résistance à la compression plus élevée et réduiraient leur tassement sous une contrainte donnée [77].

Pour toutes les cellules montées sans tirant, soit par impossibilité technique de mise en œuvre soit parce que la cellule est au cœur de l'ouvrage, se pose la question des **conditions aux limites**. Les conditions aux limites ont une influence très importante sur la réponse de la cellule, quel que soit le matériau de remplissage (Tab. 4.6). La contrainte apparente à 5% de déformation axiale d'une cellule 500 passe, de la situation non confinée à la situation confinée, de 20 à 200kPa pour les cellules remplies de sable, de 9 à 18kPa pour les cellules remplies de pneus et de 250 à 900kPa pour les cellules remplies de granulats. Pour ce même taux de déformation, le déplacement au centre de chaque face latérale des cellules en conditions non confinées est de 20, 10 et 40mm respectivement pour les cellules sable, pneu et granulats. Au sein de l'ouvrage, ces déplacements entraîneraient une mobilisation d'efforts dans les cellules contiguës, agissant comme une contrainte de confinement. La réponse de la cellule sera alors intermédiaire entre la situation confinée et la situation non confinée,

et sera plus ou moins proche de l'une ou de l'autre en fonction des conditions aux limites (caractéristiques de la cellule contigüe, espacement intercellulaire).

Sur la base des ces considérations il est possible d'aborder le comportement d'ouvrages cellulaires sous leur poids propre. Ce point sera discuté au chapitre 6.

### 4.6 Conclusion

Quatre objectifs étaient visés dans ce chapitre : la compréhension phénoménologique de la réponse de la cellule, l'accompagnement du travail de modélisation numérique, le passage aux étapes suivantes de l'étude et l'application à l'ouvrage.

Ce chapitre a discuté de l'influence de différents paramètres sur le comportement des cellules. Les plus influents apparaissent être les conditions aux limites de la cellule et le matériau de remplissage. A 5% de déformation axiale, selon que le matériau de remplissage est du sable ou du granulat, la contrainte apparente passe de 10 à 200kPa pour une cellule 500 non confinée. Ces valeurs sont respectivement de 100 et 700kPa pour ces mêmes cellules lorsque confinées. Les caractéristiques du matériau de remplissage dictent le comportement de la cellule à faible déformation. A mesure que la déformation augmente, c'est l'interaction entre l'enveloppe et le matériau de remplissage qui gouverne la réponse de la cellule. Cette interaction dépend pour le premier de sa résistance suivant un chemin de déformation particulier, avec fort rétrécissement dans une direction et allongement dans l'autre. Et, pour le second, il dépend de sa compressibilité et de sa nature, fine ou grossière.

Les données obtenues, dans ces conditions d'essai simples, ont permis de développer un modèle numérique robuste pour les cellules remplies de granulats. Les paramètres relatifs aux granulats et à leurs interactions ont été calés sur les résultats expérimentaux sur cellules en conditions confiné. Les essais sur cellules en conditions non confiné ont validé le comportement global du modèle de cellule.

En préambule aux essais dynamiques, les essais statiques nous ont permis de définir les conditions de mise en œuvre des géotextiles et ont confirmé l'optimum de composition pour le matériau de remplissage composite. La meilleure compréhension des phénomènes régissant la réponse des cellules sera utile lors de l'interprétation des essais dynamiques.

Enfin, ces essais pourront servir à la vérification du comportement des ouvrages soumis à leur propre poids, abordée à la fin de ce mémoire.

---

## Chapitre 5

# Comportement des cellules sous impact

## 5.1 Objectif

Le chapitre précédent a abordé le comportement de cellules sous chargement pseudo-statique, notamment par rapport au problème de tassement de l'ouvrage. Les données expérimentales ont permis de caler, puis valider, le modèle numérique des cellules remplies de granulats.

Le présent chapitre s'intéresse au comportement des cellules soumises à sollicitation dynamique d'impact. Trois objectifs sont visés : (i) comprendre, phénoménologiquement, la réponse des différents types de cellule ; (ii) fournir des données de validation du modèle numérique des cellules granulats et (iii) identifier les conditions optimisant la dissipation d'énergie et la réduction des efforts transmis par la cellule. Ce dernier objectif est essentiel pour la validation du principe technologique du merlon cellulaire qui suppose, en effet, que les sollicitations sur la partie à l'aval de l'ouvrage soient faibles. Les cellules constitutives de l'ouvrage, et en particulier celles vers l'amont, doivent donc diminuer la valeur de force transmise, par diffusion ou dissipation d'énergie.

Pour atteindre ces objectifs on étudie la réponse à l'impact de la cellule dans différentes configurations. Le principe de l'expérimentation consiste en une chute libre d'un impacteur sur une cellule. Les paramètres dont l'influence est étudiée sont le matériau de remplissage, les conditions aux limites et l'énergie d'impact.

Différentes conditions expérimentales ont été considérées. Les premières se veulent simples, pour faciliter à la fois leur prise en compte pour la modélisation numérique et la compréhension du fonctionnement des cellules. Cette simplicité limite la possibilité d'extrapolation des résultats à l'échelle de l'ouvrage. Les secondes, avec des conditions expérimentales plus proches des conditions réelles, visent à fournir des caractéristiques plus représentatives du comportement des cellules au cœur de l'ouvrage.

## 5.2 Expérimentations et traitement des résultats

Les expérimentations doivent permettre d'évaluer la réponse d'une cellule soumise à impact. Ceci suppose d'aborder deux points importants pour la définition et la conception du dispositif expérimental.

Tout d'abord le mode de sollicitation doit être comparable à celui attendu au sein de l'ouvrage. Ceci se traduit en termes de chargement. Dans l'ouvrage, et en particulier pour les cellules de parement à l'amont, ce chargement consiste en un impact par un bloc rocheux se déplaçant à des vitesses de l'ordre de 10 à 30m/s. La façon la plus réaliste de reproduire ce chargement est d'impacter la cellule par un objet arrondi et de masse volumique proche de celle de la roche. La forme arrondie est retenue mais ne constitue pas nécessairement le cas le plus défavorable : une forme conique serait plus pénétrante [134].

Le réalisme du mode de sollicitation dépend également des conditions aux limites appliquées sur les faces des cellules. Au sein de l'ouvrage, les faces des cellules pourront soit être libres de se déformer, soit être au contact direct d'autres cellules, en fonction de leur emplacement et des dispositions constructives retenues.

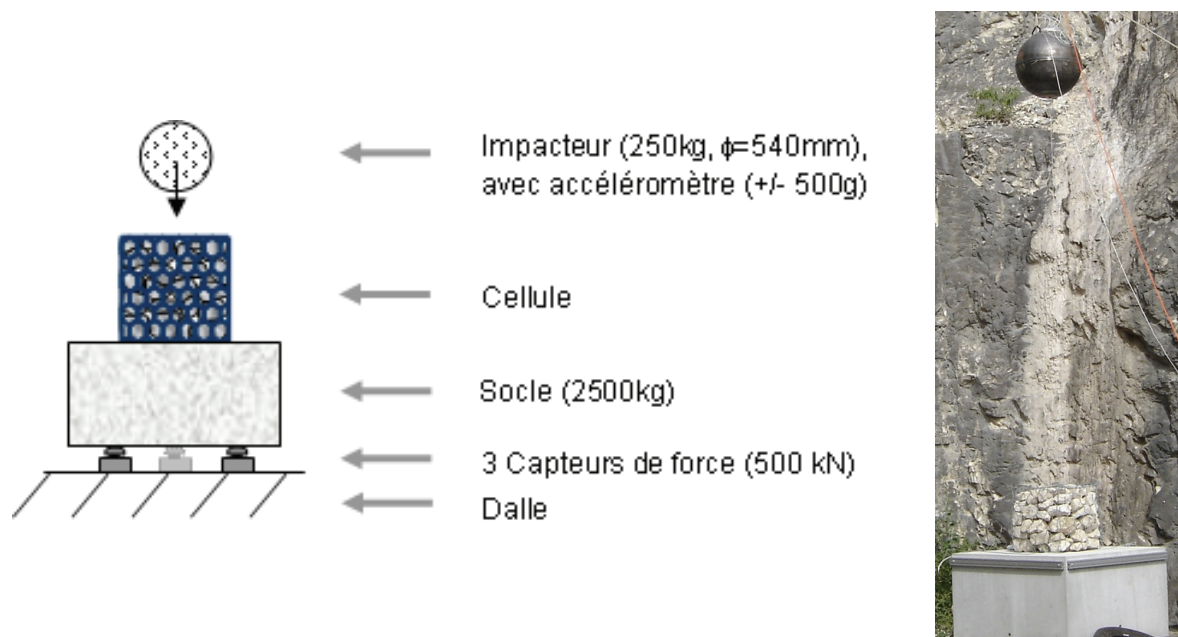


FIG. 5.1 – Schéma de principe du dispositif expérimental et illustration avant lâcher sur une cellule 500 granulats non confinée.

Enfin, la réponse de la cellule peut être évaluée par la force opposée par la cellule à la pénétration par l'impacteur, ou force d'impact, et par la force transmise par la cellule aux surfaces avec lesquelles elle est en contact (autres cellules...). Compte tenu du principe de fonctionnement visé pour l'ouvrage, cette dernière valeur doit être la plus faible possible. Ces deux paramètres principaux pourront être complétés par la profondeur de pénétration, notamment, pour être comparés avec d'autres travaux sur les impacts sur géomatériaux [120][134].

Ces principes généraux ont guidé la définition du dispositif expérimental. Nous l'avons conçu et mis en œuvre spécifiquement pour cette étude.

### 5.2.1 Dispositif expérimental

La façon la plus simple d'obtenir un chargement satisfaisant aux principes précédents consiste à impacter une cellule avec un objet assimilable à un rocher et largué en chute libre (Fig. 5.1).

L'impacteur que nous avons conçu est sphérique avec un diamètre extérieur de 540mm. Cette forme est la plus simple que l'on puisse considérer. Elle facilite l'interprétation des résultats en permettant de s'affranchir des questions relatives à la forme de la surface en contact avec la cellule lors de chaque impact et en évitant tous les phénomènes qui pourraient résulter de formes anguleuses.

Pour résister aux impacts successifs en limitant les dégradations externes comme internes lors de l'impact ou en cas de rebond vers un élément plus dur du dispositif, l'impacteur est constitué de deux coques hémisphériques en acier (10 à 15mm d'épaisseur) soudées suivant



FIG. 5.2 – *Impacteur*: Vue en perspective (a), vue de la demi-sphère supérieure retournée, révélant le fourreau et les fers de liaison soudés sur la coque (b), sphère avant remplissage (c), et suspendu avec système de fonte de corde et accéléromètres en place (d).

le plan horizontal (Fig. 5.2). Ce volume est rempli de béton fibré, auto-plaçant, expansif. La liaison mécanique entre le béton et la coque est assurée par des fers à béton soudés sur celle-ci. L'impacteur a une masse totale de 250kg, soit un poids volumique proche de  $30,3\text{kN/m}^3$ . L'impacteur peut être soulevé par deux poignées symétriques par rapport à son axe vertical, permettant un bon alignement de celui-ci sur la verticale en début de largage. Cette forme ainsi que la masse volumique autorisent l'assimilation à un bloc rocheux.

Les expérimentations ont été menées sur le site de la carrière de Grésy sur Aix (73), géré par le LOCIE, laboratoire de l'Université de Savoie, et rattaché à la structure fédérative VOR-RNVO qui en a financé l'équipement de largage. Les expériences sur dalle pare blocs de *Delhomme* [53] ont été menées sur ce site. Celles sur écran sandwich menées par *Lorentz* [105] ont mobilisé le même dispositif de largage. Le mode opératoire et en particulier les modalités de largage ont été définis en fonction des caractéristiques techniques de ce site et de l'équipement de largage à disposition.

Avant essai, l'impacteur est élevé au dessus de la cellule par un treuil. Ce treuil peut se déplacer sur un câble porteur incliné et tendu entre 4 à 9m au dessus de la dalle du site. Cette dalle, sur laquelle repose le dispositif, est une dalle de béton armé coulée sur le matériau en place (déchets de carrière), d'épaisseur 0,3m et offrant une surface plane d'environ 2m par 12m. Son orientation est alignée sur celle du câble. Le déclenchement de la chute de l'impacteur se fait par fonte de la corde d'accroche de l'impacteur.

La **force d'impact** est déduite de l'accélération de l'impacteur, mesurée en son centre.

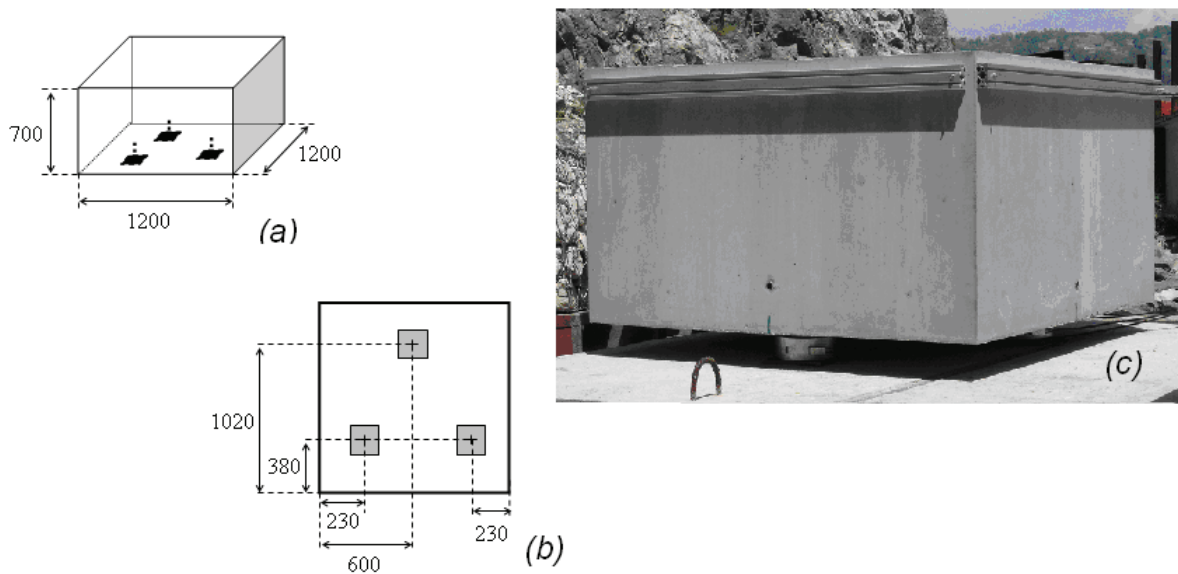


FIG. 5.3 – Socle: vue en perspective (a), vue de dessous (b) (dimensions en mm) et posé sur les capteurs de force (c).

A cet effet, l'impacteur intègre un fourreau en acier de 50mm de diamètre et 300mm de long, solidaire de la coque, et créant une réservation dans le volume intérieur. L'accéléromètre retenu est un accéléromètre triaxial piézo-électrique avec une étendue de mesure de  $\pm 500g$  et une sensibilité de 10mV/g. Le choix d'un accéléromètre triaxial a été fait pour pallier à d'éventuelles rotations de la sphère lors de la chute, puis lors de l'impact. L'axe  $x$  de l'accéléromètre est aligné sur l'axe de symétrie de l'impacteur, donc suivant la verticale lors de la chute de l'impacteur, et orienté vers le bas. Un fil blindé relie l'accéléromètre à la centrale d'acquisition. Des dispositions particulières ont été prises pour limiter le risque de coupure de ce fil lors de l'impact. Lors de certains essais, les mesures d'accélération de l'impacteur sont doublées par celles d'un accéléromètre uniaxial, placé sur le point sommital de l'impacteur.

La **force transmise** par la cellule ne peut être mesurée directement sous la cellule, du fait notamment de la nature grossière des matériaux de remplissage. La solution retenue consiste à mesurer la force sous une surface "intégratrice" constituée d'un socle en béton considéré indéformable (Fig. 5.3). Le béton est armé à raison de 150kg d'armatures par  $m^3$  et le socle est de dimensions  $1200 \times 1200 \times 700$ mm, pour une masse totale de 2500kg. Il s'appuie sur trois capteurs disposés en trépied sur la dalle du site. La mesure faite est ainsi une mesure indirecte de la force transmise. La capacité de chaque capteur est de 500kN. Les points d'appuis du socle sur les capteurs de force sont renforcés par trois plaques d'acier.

L'accélération de l'impacteur ainsi que les forces aux appuis sont enregistrées en parallèle sur une centrale d'acquisition à une fréquence de 10 ou 20kHz.



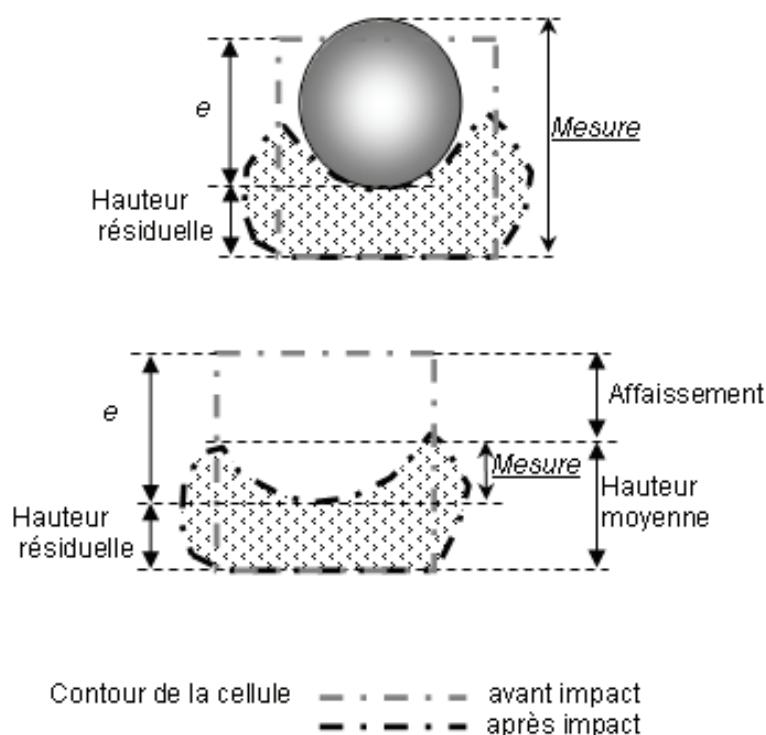


FIG. 5.4 – Principe de détermination de l'enfoncement,  $e$  : deux mesures différentes ont été effectuées selon la configuration après impact.

En plus de ces mesures continues, on procède à différents relevés dimensionnels avant et après impact :

- La hauteur de chute de l'impacteur,  $H_c$ , est mesurée par une corde, étalonnée et lestée, pendant entre le point bas de l'impacteur et la face supérieure de la cellule. La hauteur de chute est mesurée juste avant le lâcher, à  $\pm 5$  cm près<sup>1</sup>.
- La déformation de la cellule est estimée par le biais de la variation de son périmètre. Celui-ci est mesuré avant et après essai, à mi-hauteur de la cellule. L'affaissement de la cellule -différence entre la hauteur initiale de la cellule et la hauteur moyenne de la cellule après impact, d'après les mesures des hauteurs aux 4 arêtes de la cellule- a également été mesuré.
- L'enfoncement,  $e$ , est la distance parcourue par l'impacteur pendant la durée de l'impact. C'est la différence entre la hauteur initiale de la cellule et la hauteur résiduelle de la cellule au point le plus bas sous l'impacteur, mesuré sans ou avec l'impacteur et après impact (Fig. 5.4). Il ne s'agit pas d'une profondeur de pénétration de l'impacteur dans la cellule, du fait de l'affaissement de celle-ci lors de l'essai. Ce n'est pas non plus la valeur maximale atteinte durant l'impact, du fait de la remontée observée de l'impacteur en fin d'impact sur certaines cellules.

Certaines expérimentations ont été filmées avec un caméscope numérique 25 images par

1. L'énergie cinétique de l'impacteur avant impact est donc connue à  $\pm 0,15$  kJ près.

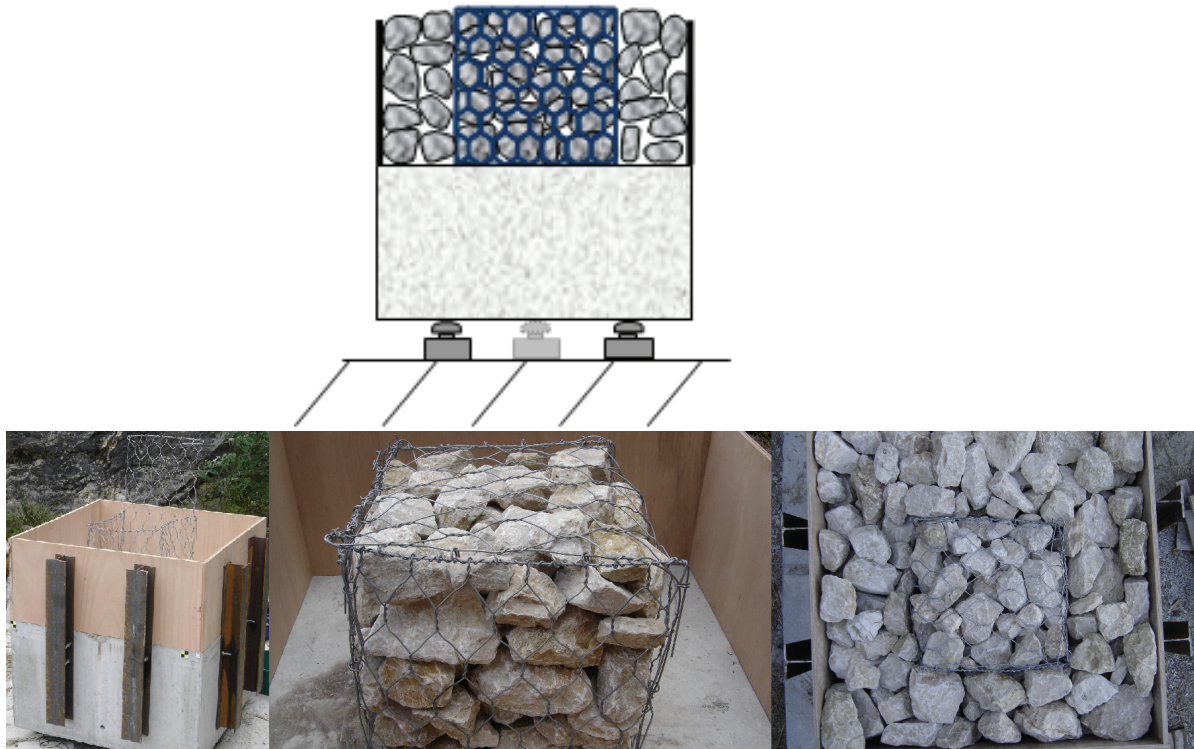


FIG. 5.5 – Principe et mise en œuvre du confinement matériau, CM, pour une cellule 500 granulats : cage avant remplissage, cage remplie, cage remplie et confinée (vue de dessus).

seconde ou avec une caméra rapide. Les séquences filmées avec le caméscope numérique sont exploitables à titre phénoménologique et pour déterminer la position de l'impacteur en différents instants. Il n'est pas possible de déterminer d'autres variables cinématiques, les points de mesure étant au nombre de 3 à 5 sur la durée de l'impact. Par contre, celles filmées avec la caméra rapide permettent la détermination des grandeurs cinématiques; le dépouillement des films est détaillé en annexe 1.

Les conditions aux limites des cellules, c'est à dire celles appliquées sur les faces latérales, sont les suivantes :

- NC : non confiné, donc libre de se déformer;
- CR : confinement rigide, par la même technique que pour les essais pseudo-statiques;
- CM : confinement matériau, assuré par un massif constitué du matériau de remplissage de la cellule (Fig 5.5). Dans ce cas, les projections du matériau de confinement se trouvant sur la face supérieure ont été limitées soit en recouvrant les matériaux d'un géotextile, pour les matériaux fins, soit en plaçant des éléments plus gros sur la face supérieure du massif.

On souligne que les dimensions du massif assurant le confinement matériau, CM, sont insuffisantes pour s'affranchir complètement des effets de bord. Si l'on suppose que les efforts diffusent dans le massif granulaire, d'épaisseur 0,5m, suivant un angle de  $40^\circ$  par rapport à la verticale alors les limites du système sont mobilisées à partir d'un enfoncement de l'impacteur d'environ 7cm (Fig. 5.6). Il est cependant techniquement très difficile, avec ce

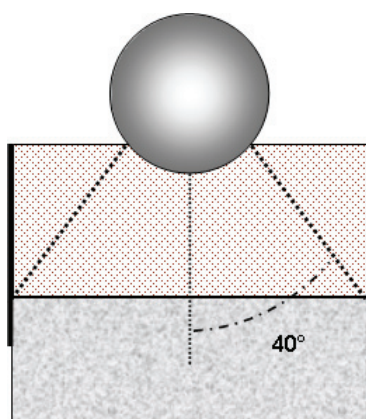


FIG. 5.6 – Des effets de bords sont mobilisés lors des essais en confinement matériau, CM.

socle, de mettre en œuvre un système de dimensions plus importantes qui puisse supporter les efforts sans déformations importantes.

## 5.2.2 Traitement des données

### 5.2.2.1 Accélération

#### *Principe général*

L'accélération est calculée à partir des 3 composantes fournies par l'accéléromètre. On souligne que lors de la chute puis de l'impact sur une cellule l'axe de l'impacteur reste assez proche de la verticale: la composante suivant l'axe  $x$  est nettement supérieure aux 2 autres composantes.

La force appliquée par l'impacteur est calculée comme le produit de la norme de l'accélération de l'impacteur par sa masse. Cette force est équivalente à la force opposée par la cellule à la pénétration par l'impacteur. La mesure de l'accélération permet de déterminer la vitesse et le déplacement, par intégrations successives et en s'appuyant sur la valeur de vitesse juste avant le contact. Cette vitesse avant contact est calculée à partir de la hauteur de chute libre de l'impacteur et en négligeant l'effet du frottement de l'air. On en déduit la variation d'énergie cinétique du bloc, ainsi que la variation de quantité de mouvement, donc l'impulsion. Par contre, il n'est pas possible de calculer une contrainte à partir de cette force. La surface de contact entre impacteur et cellule augmente très rapidement dans les premiers instants de l'impact et la prise en compte de cette évolution serait certainement intéressante. Compte tenu des incertitudes de mesure ce calcul n'est pas possible.

#### *Lissage des signaux*

Les signaux bruts enregistrés lors des impacts sur cellules granulats présentent des oscillations de fortes amplitudes et de fréquences très supérieures à 1000Hz. Ces fréquences sont imputées à la résonance de l'impacteur lui-même sous ce type de sollicitation, brève. Elles apparaissent aussi dans le signal lorsque l'on assène un coup de marteau sur l'impacteur suspendu librement (Fig. 5.7) mais elles n'apparaissent pas ou très peu lorsque l'impacteur

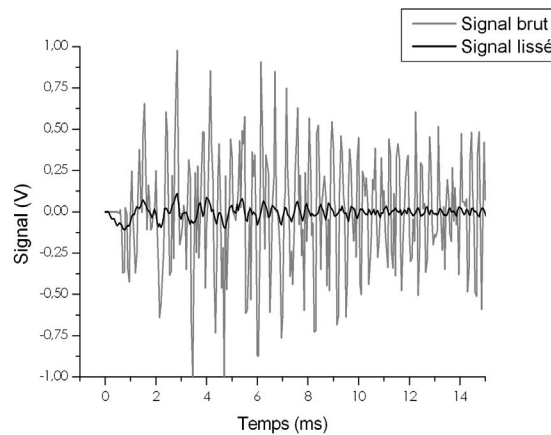


FIG. 5.7 – Signal sur une voie de l'accéléromètre lorsque l'on frappe l'impacteur avec un marteau et signal lissé; sensibilité 100g par volt, fréquence d'acquisition de 20kHz et lissage sur 20 valeurs.

heurte une couche de sol, de sable ou une cellule remplie de matériaux fins.

La physique qui nous intéresse est celle concernant l'impacteur dans sa globalité, avec des temps caractéristiques supérieurs à la milliseconde. Les fréquences très élevées rendent surtout compte de phénomènes vibratoires relatifs aux matériaux constitutifs de l'impacteur et à sa conception. La grande instationnarité du signal lors de l'impact sur cellule granulat rend lourde l'utilisation d'un traitement par filtrage qui soit satisfaisant. Aussi, le traitement a consisté, plus simplement, à un lissage des données de chaque voie par moyenne glissante sur un pas de temps de 1ms, de façon à supprimer les fréquences supérieures à 1000Hz. La figure 5.7 illustre ce lissage dans le cas d'un coup de marteau assené manuellement sur l'impacteur suspendu librement.

#### *Correction des signaux*

Bien que dédiés aux mesures d'accélération lors d'impacts, ces accéléromètres souffrent d'un problème de retour à zéro<sup>2</sup>. Ce problème qui se traduit, au niveau du signal, par une tension résiduelle sans lien avec l'accélération et s'amortissant dans le temps. Il ne semble pas survenir lorsque l'accélération est faible. L'amplitude de cette tension résiduelle est faible par rapport à la plage de mesure de l'accéléromètre mais elle peut être significative lorsque l'accélération mesurée durant l'impact est plus modeste. Ce problème affecte surtout les données en fin d'impact.

Ce phénomène est ressorti lors d'essais préliminaires d'impact sur un sol limoneux en place, pour une hauteur de chute de 4,2m. L'accélération mesurée est présentée en haut de la colonne de gauche de la figure 5.8. On en déduit, selon la méthode précisée auparavant, la vitesse et le déplacement lors de l'impact, présentés sur cette même figure. Il apparaît que ces données sont incohérentes. L'accélération que subit l'impacteur après impact est descendante et vaut 10g. De plus, la vitesse reste positive et le déplacement de l'impacteur

2. Ce problème semble liée au principe de fonctionnement de ce type de matériel

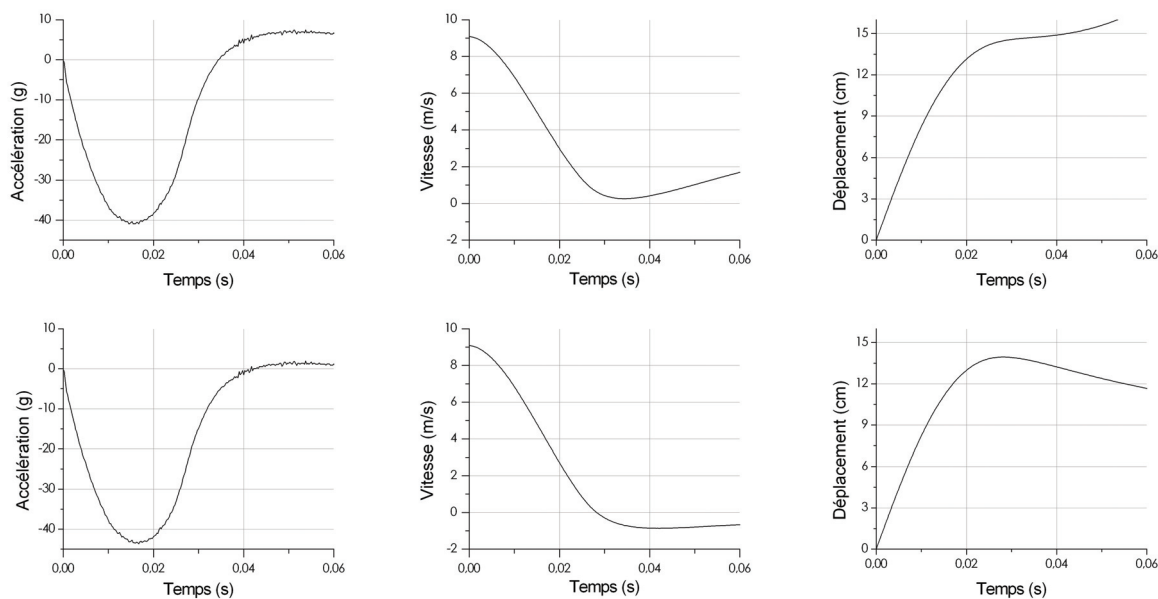


FIG. 5.8 – Accélération, vitesse et déplacement de l'impacteur lors d'un impact sur sol en place. Valeurs mesurées (première ligne) et valeurs corrigées (deuxième ligne).

croît de façon monotone, alors qu'en fait l'impacteur remonte et décolle du sol après ce premier impact.

Pour réduire cet effet, le signal a été systématiquement corrigé suivant une méthode que nous avons développée (détaillée en annexe 2). Cette correction consiste à ajouter à chaque mesure de tension un terme proportionnel à la valeur précédente d'un rapport  $e^{(\Delta t/\tau)}$  où  $\Delta t$  est le pas de temps entre deux mesures et  $\tau$  l'amortissement. Ce principe de correction s'inspire de l'amortissement électronique de ce genre de matériel de mesure.

Sur l'ensemble des essais d'impact, la valeur d'amortissement la plus fréquente est de 0,18s, mais elle peut varier. Il est donc nécessaire de caler ce paramètre pour chaque essai en s'assurant de la cohérence des données corrigées avec les autres données disponibles. En particulier, l'existence d'un rebond après contact peut permettre cette vérification. Le rebond peut être mis en évidence d'après les mesures d'accélération de l'impacteur, avec existence d'un temps de vol libre entre deux phases de contact. De ce temps de vol libre on déduit la vitesse de remontée de l'impacteur en fin de premier impact. Le calage de  $\tau$  peut également être validé par les images extraites des films, lorsque celles-ci sont exploitables.

La colonne de droite de la figure 5.8 présente les valeurs corrigées des données cinématiques avec une valeur de  $\tau$  de 0,175s. Ces données sont bien plus satisfaisantes. En particulier, le mouvement en fin de phase de contact est ascendant. La vitesse en fin d'impact obtenue permet de prédire un temps de vol libre d'environ 0,17 secondes. Cette valeur est cohérente avec les enregistrements d'accélération jusqu'à 500ms, non présentés ici, et montrant effectivement que l'impacteur touche à nouveau le sol environ 0,17 secondes après la fin du premier impact.

La figure 5.9 illustre le calage de  $\tau$  dans une situation plus proche des conditions d'essais

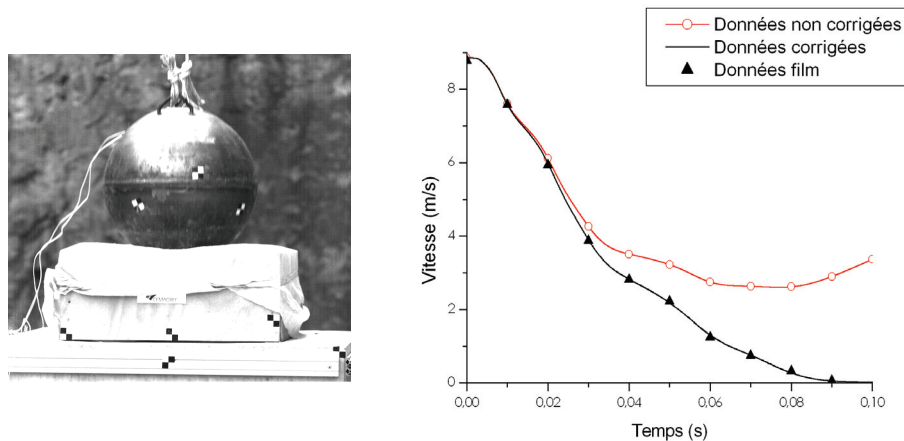


FIG. 5.9 – Impact sur une couche de sable de 0,3m d'épaisseur. Comparaison de la vitesse calculée à partir des mesures d'accélération de l'impacteur (sans et avec correction) avec la vitesse calculée d'après la séquence filmée à 600 images par seconde.

sur cellules. Les mesures concernent un essai préliminaire effectué sur une couche de sable de 0,3m d'épaisseur contenue dans un coffre en bois, avec une hauteur de chute de 4m. La comparaison entre mesures de l'accéléromètre et valeurs issues du dépouillement des films porte sur la vitesse. En effet, ce critère cinématique de comparaison impose un seul calcul sur chaque jeu de données alors que les autres critères (déplacement et accélération) imposent deux calculs sur un des deux jeux de données à comparer; l'incertitude est donc moins forte. Cette méthode de correction apparaît ici appropriée pour rendre compte de la cinématique de l'impacteur<sup>3</sup>. Elle s'avère un peu moins satisfaisante pour les impacts sur cellules remplies de granulats.

Lorsque la méthode de correction de l'accélération est satisfaisante on peut calculer le déplacement de l'impacteur durant l'impact dans le but, notamment, de présenter les mesures de force en fonction, non pas du temps, mais du déplacement de l'impacteur<sup>4</sup>.

### Exploitation

A partir des variables cinématiques on définit des instants caractéristiques du phénomène. S'inspirant des courbes obtenues lors des impacts sur couche de sol en place (Fig. 5.8) , la figure 5.10 présente ces différents instants:

- $t_0$  : début d'impact ;
- $t_1$  : accélération maximale ;
- $t_2$  : enfoncement maximum (vitesse nulle);
- $t_3$  : fin de contact (accélération relative nulle), qui donne la durée de l'impact,  $T_{imp}$ .

3. Cette méthode modifie principalement les données aux temps supérieurs à 30ms. En dessous de 20ms, la valeur de l'accélération est modifiée d'au plus 2%. Par contre, la durée de l'impact sur cellule est plus nettement affectée lorsque l'impact est de durée supérieure à 40ms.

4. Pour les cellules remplies de granulats, l'accélération corrigée aboutit souvent à des valeurs d'enfoncement incohérentes avec les mesures faites après impact.

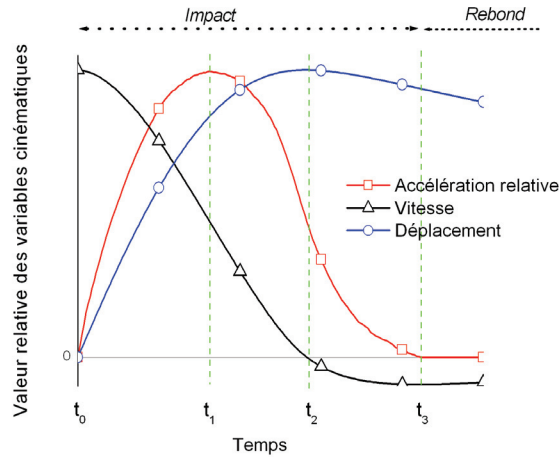


FIG. 5.10 – Courbes types de l'accélération, de la vitesse et du déplacement lors d'un impact. Définition des points particuliers. Cas général, avec rebond. Accélération positive lorsque vers le haut et inversement pour la vitesse et le déplacement.

On souligne que dans certains cas ces temps peuvent être confondus. Par exemple,  $t_2$  est égal à  $t_3$  si l'impacteur ne remonte pas en fin d'impact.

On calcule la force opposée à la pénétration de l'impacteur, ou force d'impact,  $F_I$ , comme étant le produit de la masse de l'impacteur par son accélération. Elle a pour valeur maximale,  $F_I^{max}$ , atteinte à  $t_1$ .

Cependant, contrairement à la courbe présentée en figure 5.10 les courbes obtenues dans certains configurations présentent deux pics : l'un en début d'impact, dans les 20 premières millisecondes, et l'autre en fin d'impact. Le premier pic est bien marqué mais ne correspond pas toujours au maximum. La force d'impact au premier pic,  $F_I^{pic}$ , sera considérée par la suite.

A partir de la mesure de la force d'impact on peut calculer le coefficient de restitution  $R_I$  :

$$R_I = \frac{I_2}{I_1} \quad (5.1)$$

avec  $I_1$  et  $I_2$  tels que

$$I_1 = \int_{t_0}^{t_2} F_I(t) dt \quad \text{et} \quad I_2 = \int_{t_2}^{t_3} F_I(t) dt \quad (5.2)$$

Les valeurs  $I_2$  et  $R_I$  sont cependant peu précises, du fait des incertitudes sur  $t_3$  résultant du traitement des mesures de l'accéléromètre.

Mais, le coefficient de restitution peut aussi être calculé connaissant les vitesses avant et après impact. Par définition de l'impulsion, le coefficient de restitution peut s'exprimer par

$$R_I = \frac{m \Delta v_{(t_2 \rightarrow t_3)}}{m \Delta v_{(t_0 \rightarrow t_2)}} = -\frac{v(t_3)}{v(t_0)} = -\frac{v_3}{v_0} \quad \text{où} \quad v_3 \leq 0 \quad (5.3)$$

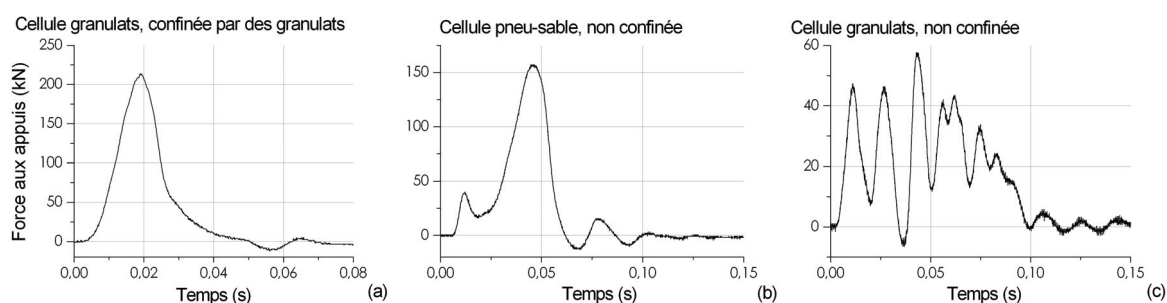


FIG. 5.11 – Force transmise aux appuis lors d’impacts sur cellules 500, pour une hauteur de chute de 5,5m. : le signal est d’autant plus marqué par les oscillations que l’amplitude de la force transmise est faible.

Aussi, si l’on peut déterminer la vitesse après impact, par traitement de films numériques ou estimation du temps de vol libre entre deux impacts successifs, on peut alors vérifier l’impulsion calculée d’après les courbes d’accélération. Ceci contribue à la validation du calage de  $\tau$ .

Pour la comparaison des réponses de différentes cellules, on aura recours à l’impulsion relative,  $I^*$

$$I^*(t) = \frac{I(t)}{mv_0} = 1 - \frac{v(t)}{v_0} \quad (5.4)$$

$I^*$  rend compte de l’évolution de la vitesse de l’impacteur au cours de l’impact et, en fin d’impact, du coefficient de restitution.

### 5.2.2.2 Force transmise

La comparaison des mesures de force par chaque capteur permet de vérifier que l’impact est centré. Les forces données par les 3 capteurs sont sommées pour donner la force transmise aux appuis,  $F_T$ . La référence temporelle pour la force aux appuis est la même que celle des accéléromètres, le zéro correspondant au début de l’impact. De ces mesures on tire une durée du phénomène et un maximum.

Les mesures de force peuvent présenter des oscillations qui, dans certains cas, sont d’amplitude importante (Fig. 5.11). La figure 5.11 (c) illustre le cas d’un signal dominé par les oscillations, sur la durée de l’impact, et aussi après l’impact. L’oscillation a une période de 16ms au début de l’impact puis, au delà de la phase de l’impact, c’est à dire après 100ms, l’oscillation a une période sensiblement plus grande.

Ce problème est particulièrement marqué pour les cellules 500 remplies de granulats et non confinées. Il apparaît dans une moindre mesure pour les cellules 1000, et pour les cellules 500 remplies de sable non confinées, de façon comparable au cas (b) présenté en figure 5.11. On peut également remarquer que plus la force transmise maximale est élevée, moins ce phénomène a d’influence. Certains résultats présentés par *Lorentz* [105], lors d’expérimentations sur le même site et avec un dispositif similaire, présentent les mêmes



oscillations, mais de moindre ampleur relative.

La force est parfois négative. Ceci ne signifie pas nécessairement qu'il y a rebond du socle. L'origine en force correspond à l'état avant impact, c'est à dire avec le poids de tous les éléments au-dessus des capteurs : socle, cellule et confinement éventuel, pour un poids total supérieur ou égal à 25kN. Lors des oscillations, la force aux appuis peut être négative sans décollement entre capteurs et socle. Lorsqu'il y a décollement, la force aux appuis est de valeur constante (et négative) sur la durée du temps de vol libre du socle. Ceci survient après impact sur cellules granulats confinées, lors desquels la force d'impact maximale est très élevée et la durée d'impact réduite.

Ces oscillations sont dues à une vibration du système mécanique constitué de la dalle, des capteurs de force, du socle et de la cellule ainsi que de l'impacteur lors de la phase de contact. Il n'a pas été possible de modéliser le comportement de ce système mécanique, du fait notamment de la difficulté d'exciter celui-ci sous des forces comparables à celles atteintes lors des essais sur cellules, comme évoqué en annexe 3.

Du fait de ces oscillations, la force transmise aux appuis dépend de la masse du système en mouvement. Or, cette masse est différente d'une configuration à l'autre. En particulier, le confinement matériau suppose de disposer sur le socle environ 800kg de matériaux supplémentaires. Aussi, pour une même force transmise par la cellule au socle, la force mesurée par les capteurs ne sera pas la même selon que la cellule est en conditions NC ou CM.

Ces oscillations nuisent à l'interprétation des données, pour ce qui concerne la forme des courbes comme pour ce qui concerne les valeurs singulières, et en particulier la force maximale aux appuis. Sur le cas (c) présenté en figure 5.11 le maximum est de 57kN, atteint à 44ms. Il est précédé par plusieurs pics moindres. Mais ce maximum est affecté par les oscillations et peut résulter de la synchronisation entre excitation et oscillation. A l'inverse, on peut considérer que le premier pic est le moins affecté par les oscillations : on retiendrait alors pour force maximale aux appuis la valeur de 47kN, atteinte à 11ms.

On jugera donc de la force transmise aux appuis à travers les deux valeurs de force  $F_T^{max}$  et  $F_T^{pic}$ , respectivement valeurs maximale et au premier pic de cette force.

### 5.2.3 Cellules soumises à essai

Les cellules impactées sont de taille 500 et 1000 [94]. Le grillage des cages a une maille 80×100 et un fil de diamètre 2,7mm (première colonne du tableau 3.1, p. 64). Le géotextile utilisé pour les cellules remplies de matériaux fins est le S61; il est disposé en une bande continue sur les faces latérales, contrairement aux essais sous chargement pseudo-statiques sur cellules 500. Les matériaux de remplissage sont identiques à ceux utilisés pour l'étude du comportement de la cellule sous chargement pseudo-statique, tout comme les modalités de montage de la cellule et de mise œuvre des matériaux de remplissage (par. 4.2.1).

Les différents essais sur cellules sont présentés au tableau 5.1. L'identifiant est explicite : il fait successivement référence à la taille de la cellule (500 ou 1000), au type de matériau de remplissage (G, S et M respectivement pour granulats, sable et mélange pneu-sable), et

Identifiant de l'essai	Taille nominale (mm)	Cellule		Conditions d'essai	
		Matériau de remplissage	Masse (kg)	Conditions aux limites	Hauteur de chute (m)
500-G-NC-3	500	Granulats	208	Non confiné	3
500-G-NC-4,1			205		4,1
500-G-NC-4,2			208		4,2
500-G-NC-4,25			215		4,25
500-G-NC-5,5/1			215		5,5
500-G-NC-5,5/2			205		5,5
500-G-CR-5,5			204	Confinement rigide	5
500-G-CM-5,5/1			215	Confinement matériau	5,5
500-G-CM-5,5/2			201		5,5
500-S-NC-3,2		Sable	200	Non confiné	3,2
500-S-NC-4,25			205		4,25
500-S-NC-5,5			202		5,5
500-S-CR-5			206	Confinement rigide	5
500-S-CM-5,5/1			201	Confinement matériau	5,5
500-S-CM-5,5/2			201		5,5
500-M-NC-5,5/1		Mélange	190	Non confiné	5,5
500-M-NC-5,5/2			190		5,5
500-M-CM-5,5			199	Confinement matériau	5,5
1000-G-NC-7,4	1000	Granulats	1540	Non confiné	7,4
1000-S-NC-7,25		Sable	1440		7,25

TAB. 5.1 – Conditions expérimentales pour les essais d'impact sur cellules.

aux conditions aux limites de la cellule (NC, CR et CM respectivement pour non confiné, confinement rigide et confinement matériau) et à la hauteur de chute libre, en mètre. Le chiffre supplémentaire indique, le cas échéant, s'il y a eu 2 essais effectués dans les mêmes conditions.

L'influence de la hauteur de chute, donc de l'énergie cinétique du bloc, a été abordée pour des cellules 500 remplies de sable et de granulats.

L'influence des conditions aux limites a été abordée sur cellules 500 remplies de granulats, sable et mélange pneu-sable à 30% en masse de pneus. Deux essais ont également été effectués sur cellules 1000. L'influence de l'énergie cinétique et des conditions aux limites de la cellule n'a pas été évaluée pour ces cellules du fait de l'important volume de matériaux mobilisés pour chaque essai.

Un impact sur couche de sable a été effectué. Il est présenté par la suite, notamment à titre d'exemple d'impact sur un système plus simple qu'une cellule. Il permet de se rapprocher de travaux menés auparavant. Il sera comparé aux impacts sur cellule sable en conditions CM.

Par rapport aux matériaux de remplissage abordés aux paragraphes précédents il manque les cellules remplies de pneus. Ces essais ont été volontairement écartés. On craignait un

rebond trop important pour une cellule en confinement rigide et, dans le cas de la cellule en confinement matériau, une déviation de l'impacteur lors de sa décélération suivi d'un rebond très incliné par rapport à la verticale. Ces essais auraient ainsi fourni des données difficiles à exploiter et présentaient un risque pour le matériel. Ils seront à réaliser dans une phase ultérieure.

La figure 5.12 illustre la diversité des situations : matériaux de remplissage, taille de cellule et type de conditions aux limites. Les résultats des essais sont présentés et discutés aux paragraphes suivants.

## 5.3 Comportement sous sollicitations dynamiques d'impact

Le chapitre relatif au comportement sous chargement statique a clairement mis en évidence l'importance du matériau de remplissage sur le comportement des cellules. Ce paramètre est fondamental dans la réponse de la cellule. Aussi, le comportement sous impact des cellules est abordé en distinguant les deux types de matériaux de remplissage : fins et grossiers. Au préalable, on présente un impact sur un système plus simple, constitué d'une couche de sable de 50cm d'épaisseur.

### 5.3.1 Exemple : Impact sur couche de sable

Une couche de sable de 50cm d'épaisseur, recouvrant l'intégralité du socle en béton et contenu par le dispositif présenté en figure 5.5 (p. 155) a été impactée sous une énergie de 12,2kJ ( $H_c=5m$ ). Le sable avait été compacté suivant la même méthode que le sable de remplissage des cellules, atteignant un poids volumique de 15,4kN/m<sup>3</sup>.

#### *Présentation des résultats*

La force d'impact présente deux pics (Fig. 5.13). A la fin de l'impact, l'impacteur s'immobilise, sans rebond. L'enfoncement mesuré après essai est comparable à celui calculé à partir des mesures d'accélération (15 et 16,6cm respectivement). Sur la durée de l'impact, la force transmise aux appuis présente deux pics, d'environ 165kN, le premier environ 10ms après contact et le second concomitant avec le deuxième pic de la force d'impact, environ 18ms après contact.

D'après les mesures de l'accéléromètre, l'impact dure environ 45ms. Par contre, si l'on considère le laps de temps pendant lequel la force transmise aux appuis est non nulle, on obtient une durée de phénomène de 30ms.

#### *Estimation de la vitesse des ondes de compression*

La détermination de la vitesse des ondes de compression peut permettre de caractériser le matériau sollicité. Si l'on suppose que le milieu est élastique isotrope et que l'on considère que l'onde de compression se propage dans une direction, on peut relier la vitesse de l'onde



FIG. 5.12 – Cellules avant/après impact : cellules 500 granulats non confinée (a) et confinée (b), cellule 500 sable non confinée (c) et confinée par du matériau (d), cellule 1000 non confinée remplie de granulats (e) et de sable (f).

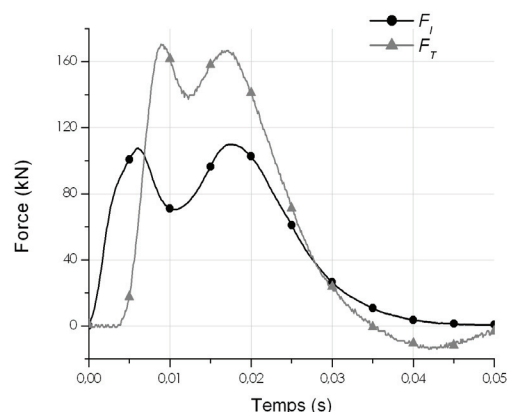


FIG. 5.13 – Force d'impact ( $F_I$ ) et force transmise aux appuis ( $F_T$ ) lors d'un impact sur une couche de sable de 50cm d'épaisseur.

au module d'Young du matériau,  $E$ , et à sa masse volumique,  $\rho$ , par :

$$V_p = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (5.5)$$

Connaissant la masse volumique,  $\rho$ , il est possible de déterminer le module d'Young du matériau,  $E$ .

Concrètement, la détermination de la vitesse de ondes de compression suppose de mesurer un temps de parcours à travers le système, ce qui peut être mené par comparaison des courbes de forces d'impact et transmise. Cette comparaison peut porter soit sur le début des phénomènes, soit sur les pics observés sur les courbes.

La force aux appuis commence à augmenter environ 4ms après le début de l'impact (Fig. 5.13). Ce temps inclut le temps nécessaire au parcours, par l'onde de compression, de la distance allant du point d'impact aux capteurs de force, c'est à dire pour traverser la couche de sable et le socle (Fig.5.14). Par contre, il n'inclut pas celui nécessaire au parcours de la distance du point d'impact à l'accéléromètre. La vitesse de propagation des ondes de compression dans le béton, constitutif du socle et de l'impacteur, est de l'ordre de 5000m/s. Cette vitesse est supérieure d'un ordre de grandeur à celle des ondes de compression dans le sable : *Pham Van Bang* [133] rapporte des valeurs de 200 à 500m/s pour le sable d'Hostun, sous des contraintes moyennes de 0 à 400kPa. Aussi, et compte tenu des dimensions des différentes zones parcourues par les ondes, on peut négliger le temps de parcours des ondes de compression dans toutes les zones autres que le sable.

La vitesse de propagation des ondes de compression dans le sable obtenue alors est de 125m/s, aboutissant, par la relation 5.5, à un module d'Young de 26MPa. Cette valeur de module est certainement trop faible, dans la mesure où la vitesse de propagation obtenue

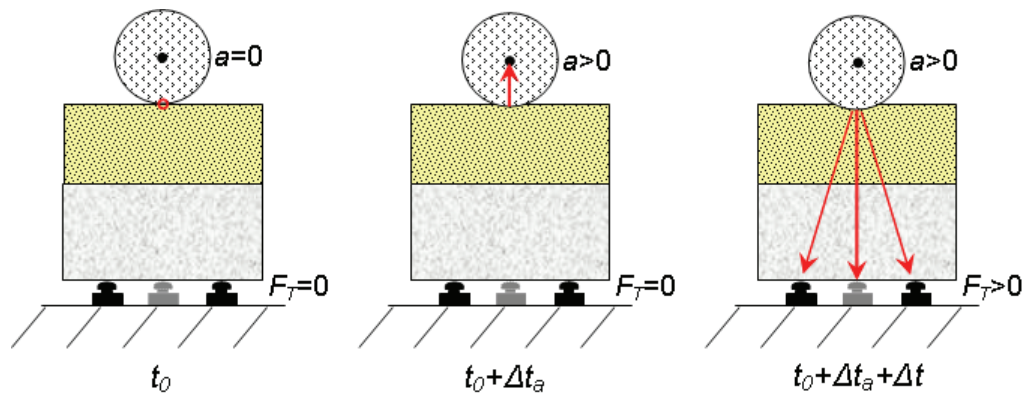


FIG. 5.14 – L'onde de compression résultant du contact, à  $t_0$ , arrive à l'accéléromètre après un temps  $\Delta t_a$ . Ce temps est très inférieur au temps mis par l'onde de compression pour arriver au niveau des capteurs de force.  $\Delta t$  est alors le temps de parcours de l'onde de compression à travers la couche de sable puis à travers le socle; ce second terme peut être négligé devant le premier.

est inférieure aux valeurs attendues pour ce type de sable [133].

Compte tenu de la forme de l'impacteur, la surface de contact en début d'essai est très réduite. L'énergie transportée par l'onde de compression initiée à  $t_0$  est peut être trop faible pour se traduire par une variation de la force transmise aux appuis. Quoiqu'il en soit, les signaux marquant le début de sollicitation des capteurs (accéléromètre et capteurs de force) ne peuvent être exploités pour obtenir le temps de propagation des ondes de compression à travers la couche de sable.

Si l'on considère que le deuxième pic de force d'impact est dû à la réflexion des ondes de compression à l'interface entre cellule et socle, comme le suggère *Calvetti et al.* [37], alors le temps mis par l'onde pour traverser la cellule et revenir est de l'ordre de 10ms (temps espaçant les deux pics). La distance effectivement parcourue étant inférieure au mètre, ce temps conduit à une vitesse d'onde de compression également faible.

L'interprétation des pics pour en déduire la vitesse des ondes de compression ne semble donc pas possible avec ce dispositif expérimental. Plusieurs raisons peuvent être avancées :

- le temps de montée au pic de la force d'impact est supérieur au temps de parcours des ondes de compression à travers la couche de sable.
- des effets de bords peuvent se manifester, avec réflexion des ondes sur les parois latérales maintenant le sable.
- la surface impactée croît avec le temps.
- les caractéristiques de la couche de sable évoluent fortement durant l'impact, sa déformation étant importante.

Il apparaît ainsi que, quelle que soit la méthode, ce dispositif expérimental ne permet pas de mesurer la vitesse des ondes de compression dans le milieu impacté.

Equation	Proposée par	Domaine d'application	$M_E$ (kN/m <sup>2</sup> )
2.10	<i>Montani Stoffel</i> [120]	couche reposant sur un fond rigide	4400
2.9	<i>Labieuse et al.</i> [90]		1300
2.11	<i>Montani Stoffel</i> [120]	couche reposant sur un dalle	3100

TAB. 5.2 – Valeurs du module de compressibilité,  $M_E$ , obtenues en supposant que les différentes expressions pour la force d'impact sont valides pour l'impact sur la couche de sable.

#### Comparaison avec les précédents travaux

On peut par ailleurs vouloir comparer les valeurs obtenues avec celles d'études précédentes, et en particulier celles relatives aux impacts sur couche de matériau recouvrant les galeries pare-blocs. Nos résultats présentent des similitudes avec ceux de *Montani Stoffel* [120] et de *Calvetti et al.* [37].

D'un point de vue qualitatif, on retrouve le double pic sur la force d'impact obtenu par *Calvetti et al.* [37] (Fig. 2.15, p. 51). *Montani Stoffel* [120] a obtenu ce double pic, mais avec un support pouvant se déformer.

La durée de l'impact est proche de la valeur de 39ms obtenue en utilisant la formule proposée par *Montani Stoffel* [120] à partir de l'épaisseur de la couche,  $e$  en mètre, et de la masse de l'impacteur,  $m$  en kg :

$$t = \frac{0,026}{e^{0,25}} + \frac{m}{30000} \quad (5.6)$$

Comme ces auteurs, on observe le phénomène qualifié par *Calvetti et al.* [37] d'amplification dynamique : la force transmise aux appuis est supérieure à la force d'impact, dans un rapport de 1,5. Nous reviendrons plus tard sur la pertinence de la comparaison directe de ces données (par. 5.5).

La force d'impact maximale obtenue peut être utilisée pour juger de la validité dans cette situation des différentes expressions évoquées au paragraphe 2.2.2 (p. 43 et suivantes). Supposant ces expressions valables, on peut en déterminer le paramètre non connu dans notre cas (p. ex.  $M_E$  ou  $c_r$ ). La validité de l'expression est jugée à travers la valeur de ce paramètre.

Le tableau 5.2 donne les valeurs du module de compressibilité,  $M_E$ , obtenues en considérant différentes relations. Aucune mesure de ce module n'a été faite, mais s'agissant de sable compacté, ces valeurs semblent faibles [120]. L'expression pour une couche sur un fond rigide (éq. 2.10) semble la plus appropriée. Elle tendrait néanmoins à surestimer la force d'impact si la valeur de  $M_E$  était connue.

De la même manière, si l'on suppose que l'expression de la force d'impact maximale

Equation	Paramètre considéré	Valeur calculée	Valeur attendue
2.17	coefficient $b$	360	30 à 120
2.15	enfoncement (cm)	23	16
2.16	coefficient $a$	1,33	2,15

TAB. 5.3 – Valeurs calculées et attendues pour les paramètres des expressions donnant l'enfoncement. Application à l'impact sur couche de sable.

proposée par *Yoshida et al.* [167] est valable dans ce cas (éq. 2.8), on peut déterminer la valeur du coefficient  $c_r$ . La valeur obtenue est alors de 2,3, alors que pour le sable fin cet auteur propose une valeur de 1,26.

De même, on peut utiliser la mesure de l'enfoncement pour juger de la validité des différentes expressions donnant l'enfoncement. Les valeurs présentées au tableau 5.3 montrent que ces expressions ne sont pas non plus applicables.

Il apparaît ainsi que les différentes expressions pour l'obtention de la force d'impact et de la pénétration précédemment développées ne sont pas adaptées à notre cas. Ces expressions ont des limites de validité définies en termes de conditions expérimentales qui semblent incompatibles avec les caractéristiques mécaniques et géométriques du matériau impacté et avec l'énergie d'impact considérée dans notre cas.

Concernant la force transmise aux appuis, il n'existe pas réellement d'équivalent puisque les données disponibles concernent principalement des mesures sous appuis de dalles de grandes dimensions, sujettes à oscillations. On peut toutefois vouloir comparer les mesures par les capteurs de force avec la force transmise à la dalle telle qu'estimée par les expressions de *Masuya* [114] et de *Montani Stoffel* [120], soit les équations 2.12 et 2.13, respectivement. Mais l'une comme l'autre ne s'avèrent pas valables. La formule de *Masuya* [114] aboutit à une valeur maximale de force de 70kN contre 165 mesurés. Celle de *Montani Stoffel* [120] aboutit à une valeur du module de compressibilité,  $M_E$ , de 1200kN/m<sup>2</sup>. Les forces transmises aux appuis mesurées lors des impacts ne sont donc pas comparables aux données existantes.

Dans cette configuration simple et relativement proche des précédents travaux, les différentes expressions proposées par leurs auteurs pour les forces d'impact et transmise et pour l'enfoncement s'avèrent inappropriées. Elles ne seront pas utilisées par la suite. Par contre, les résultats de cet impact sur couche de sable seront comparés aux résultats d'impacts sur cellules remplies de sable, notamment pour mettre en évidence l'influence de l'enveloppe sur la réponse du système impacté.



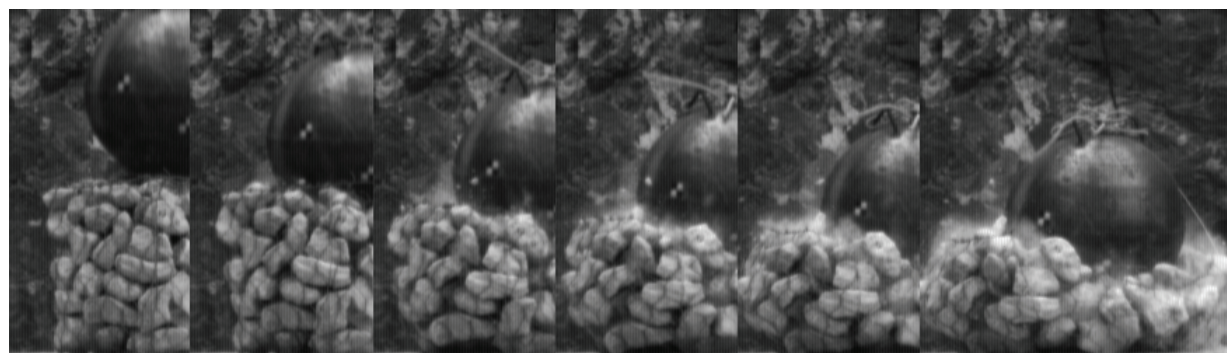


FIG. 5.15 – Impact sur cellule 500 granulats pour une hauteur de chute de 5,5m ; 16ms entre deux photos (réf. 500-G-NC-5,5/2).

## 5.3.2 Comportement des cellules granulats

### 5.3.2.1 Présentation des résultats

#### *Constats visuels*

Lorsqu'elle est impactée, une cellule remplie de granulats libre de se déformer latéralement (conditions aux limites NC) subit un affaissement conjointement à un gonflement latéral (Fig. 5.15). L'impact provoque de nombreuses fracturations de granulats. En fin d'impact, l'impacteur s'immobilise sur la cellule, sans rebond.

La dynamique de déformation de la cellule peut être appréhendée par l'analyse des images présentées en figure 5.15. Le mouvement concerne d'abord, vers 2ms, les granulats en surface supérieure. Environ 4ms après impact, le mouvement concerne des granulats sur les 2/3 supérieurs de la cellule, de façon irrégulière : le déplacement est localisé. A partir de 6ms, la mise en mouvement se généralise pour concerner, à partir de 20ms, la quasi totalité des granulats. Au delà de 40ms, les granulats ralentissent, notamment retenus par le grillage. L'estimation de la vitesse maximale des granulats donne une valeur moyenne de 2 à 3m/s. La tendance globale est à un déplacement à 45° par rapport à l'horizontale, jusqu'à 50ms. Il n'est pas possible de mesurer de façon plus précise ces déplacements (1 seule caméra, définition de l'image, éclairage naturel...). Du fait de la différence de cinématique d'un granulat à l'autre les possibilités d'exploitation de ces images sont limitées.

#### *Allure des courbes*

Sur l'exemple présenté en tête de la colonne de gauche de la figure 5.16, la force d'impact présente un maximum à 91kN dans les 10 premières millisecondes. Cette valeur maximale est retenue bien que la force présente des variations de forte amplitude sur des pas de temps inférieurs à la milliseconde. Après ce pic, la force diminue, marque un palier entre 20 et 40kN avant de s'annuler, au bout de 100ms. L'enfoncement mesuré après impact étant proche de la valeur déduite des mesures d'accélération (35cm), on peut présenter la force d'impact en fonction de l'enfoncement. Le palier est atteint à partir d'un enfoncement de 10cm et se prolonge jusqu'à immobilisation de l'impacteur (2<sup>ème</sup> courbe sur la colonne de gauche de la

	Force				Variations dimensionnelles		En fin d'impact <sup>(a)</sup>	
	1 <sup>er</sup> pic (kN)	Maxi (kN)	1 <sup>er</sup> pic (kN)	Maxi (kN)	Enfonc. (%)	Périm. (%)	$t_3$ (ms)	$R_I$ (-)
500-G-NC-3	68	= <sup>(b)</sup>	47	58	58	42	103	< 0,1 <sup>(c)</sup>
500-G-NC-4,1	76	=	53	77	63	35	106	< 0,1 <sup>(c)</sup>
500-G-NC-4,2	91	=	54	74	67	<i>nd</i> <sup>(d)</sup>	112	< 0,1 <sup>(c)</sup>
500-G-NC-4,25	112	=	52	68	64	39	100	< 0,1 <sup>(c)</sup>
500-G-NC-5,5/1	128	=	77	=	75	<i>nd</i> <sup>(d)</sup>	100	< 0,1 <sup>(c)</sup>
500-G-NC-5,5/2	144	=	43	75	77	46	110	< 0,1 <sup>(c)</sup>
500-G-CR-5,5	242	=	377	=	15	-	26	0,12
500-G-CM-5,5/1	107	=	188	=	25	10	36	< 0,1 <sup>(c)</sup>
500-G-CM-5,5/2	104	=	214	=	25	<i>nd</i> <sup>(d)</sup>	40	0
1000-G-NC-7,4	128	=	97	=	64	25	>150	< 0,1 <sup>(c)</sup>

(a) cf. Fig 5.10 (b) le signe égal indique que la force maximale est atteinte au premier pic (c) valeur faible non validable, (d) *nd*: non disponible.

TAB. 5.4 – Résultats caractéristiques des impacts sur cellules remplies de granulats.

figure 5.16).

Comme évoqué au paragraphe 5.2.2.2, la force transmise aux appuis montre de fortes oscillations. Pour cet exemple, le maximum est atteint vers la fin de l'impact. Il est inférieur au maximum de la force d'impact.

Ces tendances se retrouvent d'une cellule à l'autre, avec quelques nuances. Les courbes présentées en colonne de droite de la figure 5.16, relatives à un impact dans des conditions similaires, montrent également que la force d'impact présente un pic en début d'impact, suivi d'un palier. Le maximum est moins prononcé et le palier moins régulier. Le maximum de la force transmise aux appuis est atteint en milieu d'impact.

Surtout, les valeurs caractéristiques des forces d'impact et transmises sont variables d'une cellule à l'autre, pour une énergie d'impact comparable. Les résultats des essais présentés en ligne 2 à 4 du tableau 5.4, repris sur la figure 5.17, montrent effectivement une grande variabilité de la valeur de force d'impact maximale (91 à 128kN) et de la force transmise au premier pic (54 à 77kN).

#### *Influence de l'énergie d'impact*

Lorsque l'on fait varier la hauteur de chute, donc l'énergie d'impact, la forme générale des courbes de force d'impact et de force transmise aux appuis change assez peu (courbes présentées en annexe 4). La durée de l'impact ( $t_3$ ) varie entre 100 et 110ms, sans dépendance apparente avec ce paramètre. La force au palier semble montrer une dépendance à l'énergie d'impact, mais les variations sur cette partie de courbe sont trop importantes pour l'affirmer. Par contre, la force d'impact maximale et l'enfoncement après impact sont très nettement dépendants de l'énergie d'impact (Fig. 5.17). La force d'impact maximale est toujours atteinte au premier pic, contrairement à la valeur maximale de la force transmise qui peut être atteinte à tout moment de l'impact.

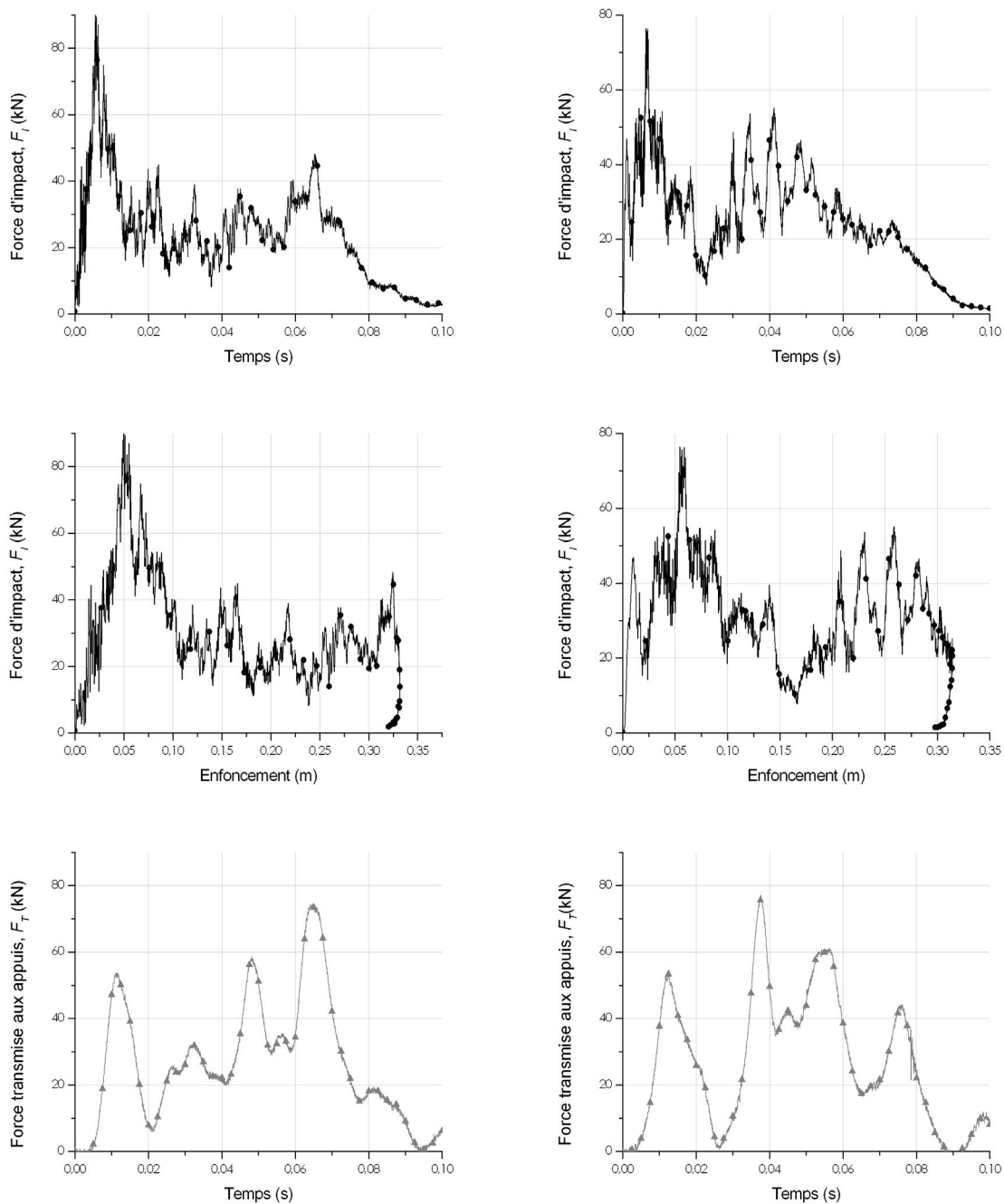


FIG. 5.16 – Force d'impact en fonction du temps et en fonction de l'enfoncement, et force transmise lors de l'impact sur cellule 500 granulats non confinée (NC) pour une hauteur de chute de 4,2m (colonne de droite) et 4,1m (colonne de gauche) (réf. 500-G-NC-4,2 et 500-G-NC-4,1, resp.).

Pour la force d'impact et la force transmise aux appuis, on peut retenir une relation linéaire entre l'énergie cinétique du bloc avant impact et la force maximale :

$$F_I^{max} = 11,8 \times E_c - 25 \quad \text{et} \quad F_T^{max} = 2,5 \times E_c + 45 \quad (5.7)$$

La dépendance à l'énergie d'impact de la force transmise maximale est effectivement moins importante que celle de la force d'impact. Le même constat peut être fait à partir des valeurs au premier pic de la force transmise.

Ces deux relations sont de validité limitée. D'une part, le nombre d'expérimentations est faible et, d'autre part, la plage d'énergie cinétique investiguée est restreinte. En particulier, on peut penser que, pour des énergies plus importantes, le comportement change assez rapidement du fait du plus grand enfoncement de la cellule : l'impacteur arrive plus près du socle et les efforts lui sont directement transmis. On peut alors s'attendre à ce que les forces d'impact et transmise augmentent très brutalement.

L'évolution de l'enfoncement relatif<sup>5</sup> avec l'énergie d'impact semble cohérente avec le plus grand nombre de fracturations observées. Pour les énergies les plus élevées, l'impact entraîne l'ouverture et l'éjection d'agrafes de liaison des panneaux, traduisant une forte sollicitation du grillage. La variation du périmètre de la cellule (Tab. 5.4) ne montre pas de dépendance nette à l'énergie d'impact. Notons que cette mesure est peu pertinente pour les cellules granulat, du fait des hétérogénéités de déformée latérale.

#### *Influence de la taille de la cellule*

Lorsque l'on impacte une cellule non confinée de plus grande taille (1000mm), la durée de l'impact augmente fortement (Fig. 5.18) . Les données issues des mesures d'accélération de l'impacteur n'en permettent pas la détermination précise mais ce temps semble supérieur à 150ms, contre 100 à 110 pour les cellules 500. La force d'impact montre un pic, dans les premiers instants, puis diminue jusqu'à un palier, à environ 5kN, jusqu'à la fin d'impact. Sur la durée du palier, la force transmise aux appuis présente des oscillations fortes et d'amplitude relativement constante, indiquant que le système est excité. Comme pour les cellules 500 non confinées, la valeur maximale de la force transmise aux appuis est légèrement inférieure au maximum de la force d'impact. Les valeurs maximales de force d'impact et de force transmise sont comparables à celles obtenues pour les cellules 500 non confinées bien qu'avec une énergie d'impact moindre (13,5 contre 18kJ).

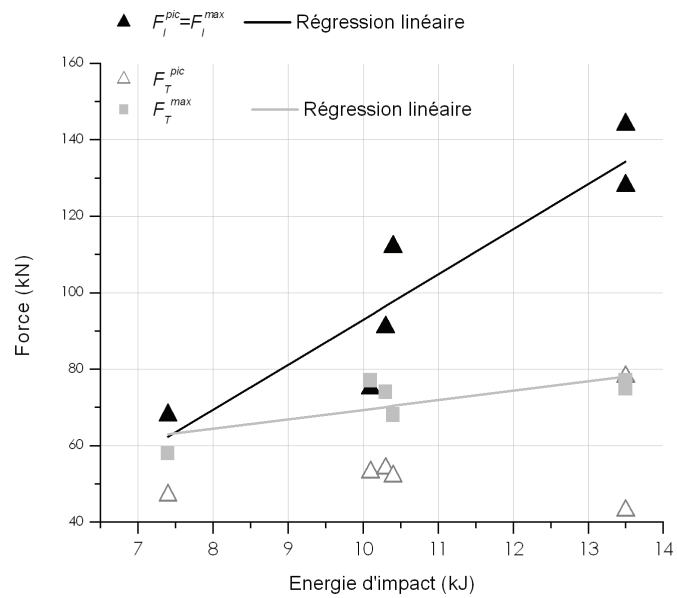
#### *Influence des conditions aux limites de la cellule*

Contrairement aux cellules non confinées l'impacteur remonte lorsque la cellule est confinée par du matériau et rebondit lorsque le confinement est rigide. Plus le confinement est rigide, plus le nombre de fracturations observées est élevé, plus la durée de l'impact est réduite (100, 38 et 26ms) et plus faible est l'enfoncement relatif (75, 25 et 15 %) (Tab. 5.4).

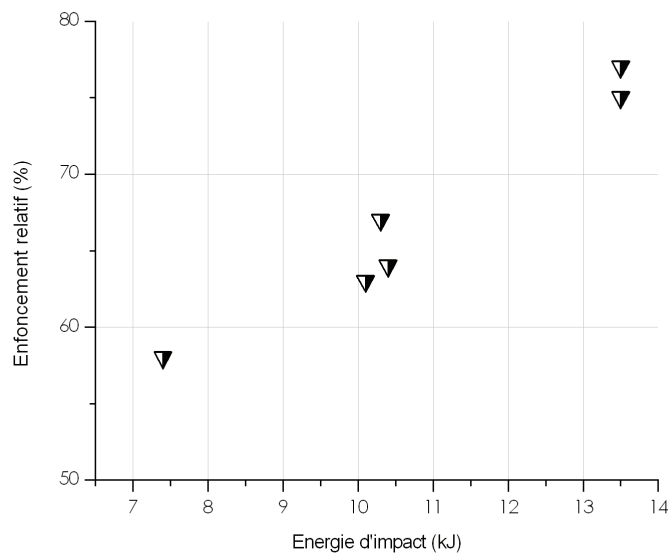
Sur les 8 premières millisecondes d'impact, correspondant à un enfoncement d'environ 8cm à ces vitesses, la force d'impact est peu affectée par les conditions aux limites de la

---

5. Rapport de l'enfoncement sur la taille de la cellule



(a)



(b)

FIG. 5.17 – Forces maximales d'impact et aux appuis (a), et enfoncement relatif après impact (b) en fonction de l'énergie d'impact. Cellules 500 granulats non confinées, NC.

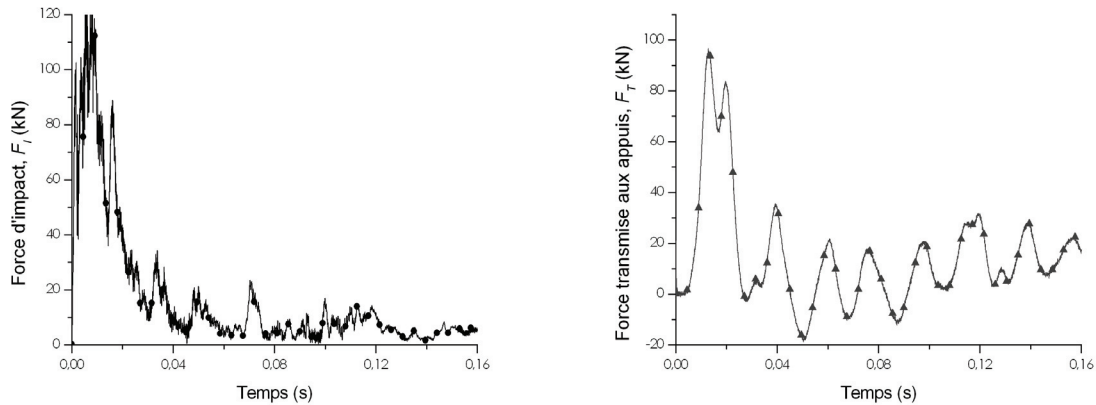


FIG. 5.18 – Réponse d'une cellule 1000 granulats non confinée soumise à impact (réf 1000-G-NC-7,24).

cellule (Fig. 5.19). Ensuite, cette force continue de croître relativement linéairement lorsque la cellule est soumise à confinement rigide, alors qu'elle marque un palier pour les autres types de conditions aux limites, à une valeur de force plus faible lorsque la cellule est libre de se déformer.

La force transmise aux appuis est modifiée par une réduction de la durée de transmission des efforts et une augmentation de sa valeur maximale. Elle est moins affectée par les oscillations du système.

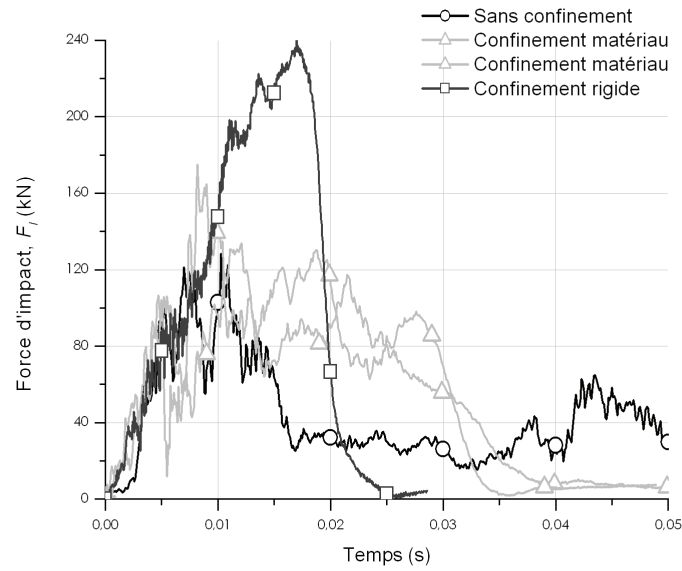
La sensibilité de la force d'impact maximale aux conditions aux limites de la cellule est nette, avec un rapport de l'ordre de 2 entre les deux situations extrêmes. Elle est cependant nettement inférieure à celle de la force transmise aux appuis, avec un rapport de l'ordre de 5 entre CR et NC (Fig. 5.19).

Lors du démontage des cellules en conditions CM, il a été mis en évidence que les bords du système avaient été sollicités lors de l'impact. En effet, les granulats de confinement situés sur les 20cm juste au dessus du socle constituaient un assemblage rigide. Du fait de la diffusion des efforts, la cellule, en se déformant, est venue s'appuyer sur les granulats de confinement, eux mêmes en appui sur la frontière du système. Ce blocage ne concernait pas les granulats situés dans la partie supérieure du massif de confinement.

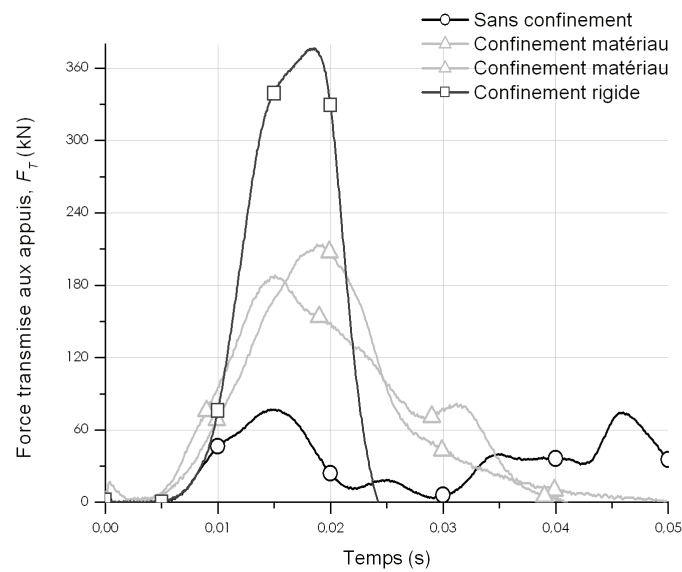
#### *Détermination de la vitesse de propagation des ondes*

Sur l'ensemble des essais d'impact sur cellules granulats, le décalage temporel entre le début de l'impact et le début de la sollicitation des capteurs de force varie de 3,5 à 6,5ms. Ceci correspondrait, suivant le principe présenté au paragraphe 5.3.1, à une plage de vitesse d'onde de compression variant de 80 à 200m/s, avec une moyenne à 90. Cependant, ces valeurs ne montrent aucune cohérence apparente, ni aucune relation avec les énergies d'impact, type de confinement ou taille de cellule. Elles ne peuvent donc être exploitées.

#### *Proposition d'un modèle de comportement*



(a)



(b)

FIG. 5.19 – Influence des conditions aux limites sur les forces d'impact (a) et sur la force aux appuis (b) lors d'impact sur cellules 500 granulats (réf. 500-G-CR-5, 500-G-NC-5,5/1, 500-G-CM-5,5/1 et 500-G-CM-5,5/2).

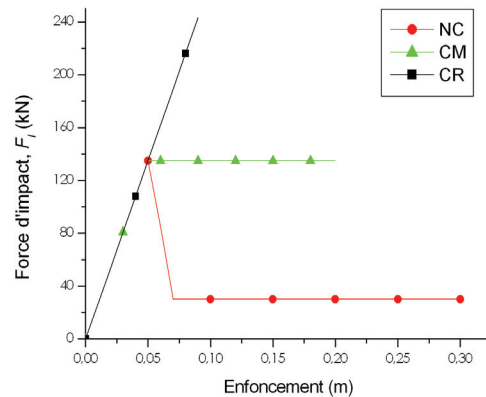


FIG. 5.20 – *Modèle simplifié de comportement d'une cellule 500 granulats soumise à impact, pour les différentes conditions aux limites NC, CM et CR et une hauteur de chute de 5,5m, d'après la courbe 5.19 (a) .*

Par contre, les mesures de force d'impact permettent de proposer un modèle de comportement pour les cellules 500. Ce modèle, présenté en figure 5.20, est décliné en fonction des conditions aux limites et concerne des impacts de 13,5kJ. La force d'impact augmente linéairement et indépendamment des conditions aux limites avant d'atteindre un maximum et de rejoindre un palier, qui sont fonctions des conditions aux limites. La décharge n'est pas représentée sur ce modèle. La courbe relative aux cellules en conditions confinement matériau, plus proche des conditions de fonctionnement in-situ, reproduit un comportement élastique parfaitement plastique.

Ce modèle semble pouvoir être extrapolé à des énergies d'impact et des tailles de cellules différentes, en adaptant à la fois les valeurs de force d'impact maximales et de force au palier.

### 5.3.2.2 Comparaison avec le comportement sous chargement pseudo-statique

Quelques similitudes phénoménologiques entre comportement sous chargement pseudo-statique et comportement sous chargement dynamique d'impact peuvent être tirées de ces expérimentations.

La réponse des cellules révèle la nature grossière du matériau de remplissage tant par la forte variabilité de comportement d'une cellule à l'autre, dans des conditions expérimentales similaires, que par l'allure des courbes.

Tout comme sous chargement pseudo-statique, le faible rapport de taille entre granulat et cellule confère à la texture initiale une grande influence sur le comportement de la cellule, en particulier pour les cellules non confinées. Les différences d'arrangement initial semblent pouvoir expliquer la forte variabilité de la force d'impact maximale.

Les variations brutales sur le palier, au delà de 20ms, s'expliquent par la nature grossière du matériau de remplissage. Ce palier se manifeste pour un enfoncement important et alors que la vitesse de sollicitation est plus faible. La hauteur entre l'impacteur et le socle diminue



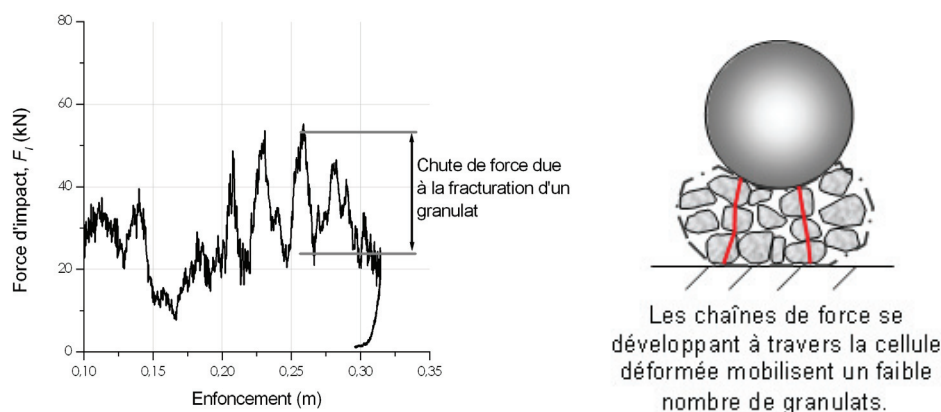


FIG. 5.21 – Les variations rapides de force d'impact observées sur le palier pour les cellules non confinées sont dues à la fracturation des granulats mobilisés par les chaînes de force (essai 500-G-NC-4,1).

jusqu'à ne représenter plus que l'équivalent de 2 granulats pour les cellules 500. Dans un tel contexte, la force opposée par la cellule à la pénétration de l'impacteur est étroitement liée aux caractéristiques des empilements mobilisés dans les chaînes de force et constitués de ce faible nombre de granulats. Les amplitudes de variation de force observées sur le palier sont de l'ordre de 20kN (Fig. 5.21), valeur proche de la force à la rupture des empilements de granulats sous chargement pseudo-statique, ainsi que des variations de force brutales observées sur cellules 500<sup>6</sup>.

Par ailleurs, tout comme sous chargement pseudo-statique, la réponse de la cellule est fortement modifiée par les conditions aux limites, au moins au delà d'un temps après contact supérieur à 10ms.

Il semble ainsi que, passée la phase transitoire, le comportement de la cellule sous impact puisse être relié à son comportement sous chargement pseudo-statique. La comparaison entre comportement des cellules 500 et 1000 semble abonder en ce sens. Sous chargement pseudo-statique, le module sécant d'une cellule 1000 est plus faible qu'une cellule 500 (1 contre 2,5MPa), notamment du fait du rapport de taille entre granulats et cellule. Or, le palier de force opposée par une cellule 500 à l'impacteur se situe entre 25 et 50kN alors que celui de la cellule 1000 est aux alentours de 5kN. Les effets inertiels seraient alors d'influence négligeable.

Par opposition, le comportement dans les premiers instants de l'impact, c'est à dire jusqu'à environ 20ms, mobilise des phénomènes que les essais sous chargement pseudo-statique ne peuvent reproduire. C'est ce qui est développé au paragraphe suivant.

6. Compte tenu du taux de déformation en fin d'impact ( $\dot{\epsilon} \approx 15s^{-1}$  et  $\dot{\sigma} \approx 500MPa/s$ ), on considère que les caractéristiques des empilements sont peu affectées par la vitesse de chargement en fin de compression [92].

### 5.3.2.3 Interprétation

A  $t_0$ , l'impact génère une onde de compression dans l'assemblée granulaire. Cette onde se propage rapidement à travers la cellule, d'un granulat à l'autre. Elle se traduit par une mise en mouvement de granulats. Mais, le temps caractéristique de la propagation des ondes de compression est d'un ordre de grandeur inférieur au temps caractéristique de l'impact : les ondes de compression ne peuvent expliquer tous les phénomènes observés sur la durée de l'impact. D'autant que l'objet impacté est constitué de gros grains et est soumis à forte déformation, en particulier pour les cellules non confinées.

En fait, l'impact se traduit à la fois par la propagation d'ondes de compression dans le matériau et par un "entraînement" des granulats par l'impacteur. Le déplacement qui en résulte concerne d'abord les granulats sous la surface de chargement et se propage en 8 à 10ms à l'ensemble de la cellule, de façon inhomogène.

Si les conditions aux limites le permettent (cellule non confinée), l'assemblée granulaire se désorganise complètement, et la résistance de la cellule décroît par réduction du nombre de contacts entre granulats dans la zone mobilisée lors de l'impact, comme observé à partir de 10ms.

Dans la situation intermédiaire du confinement matériau, il y a également déformation de la cellule (attestée par la variation du périmètre mesurée *a posteriori*). Le réarrangement granulaire est cependant moindre. Surtout, le nombre de granulats sollicités lors de l'impact est plus important, par diffusion des efforts dans le massif granulaire de confinement. A tout instant le nombre de colonnes effectivement mobilisées est donc plus grand, ce qui explique que la force au palier est plus élevée (100kN contre 25-40kN).

Si ces frontières sont rigides, le mouvement des granulats sera très faible, résultant seulement d'un réarrangement local et de fracturations. Le squelette granulaire se déforme moins et, de façon analogue à ce qui a été observé sous chargement pseudo-statique, la déformation de la cellule résulte principalement de la fracturation des granulats. Cette fracturation apparaît aussi pour les autres types de conditions aux limites, mais n'est pas le phénomène prédominant dans la déformation de la cellule.

C'est donc la mise en mouvement des granulats qui explique la différence de comportement des cellules granulats en fonction des conditions aux limites, à partir de 10ms.

La description des phénomènes ci-avant implique que les modes de transfert et de dissipation d'énergie sont d'importance différente selon les conditions aux limites.

Le transfert d'énergie à travers une cellule confinée de façon rigide se fera principalement par compression. Cette énergie sera rapidement transférée vers le socle. L'énergie transférée à travers la cellule se traduira par une sollicitation plus forte et brève au niveau du socle support de la cellule. Dans cette situation, les mécanismes dissipatifs d'énergie seront liés à la déformation plastique des granulats (fracturation, attrition, abrasion).

Par opposition, l'effondrement du squelette granulaire des cellules non confinées conduit à un transfert d'énergie cinétique vers les granulats. Cette énergie sera restituée au socle beaucoup plus tard, en fonction du déplacement des granulats et de la mobilisation de l'enveloppe grillagée. Mais cette énergie est faible par rapport à l'énergie cinétique initiale de

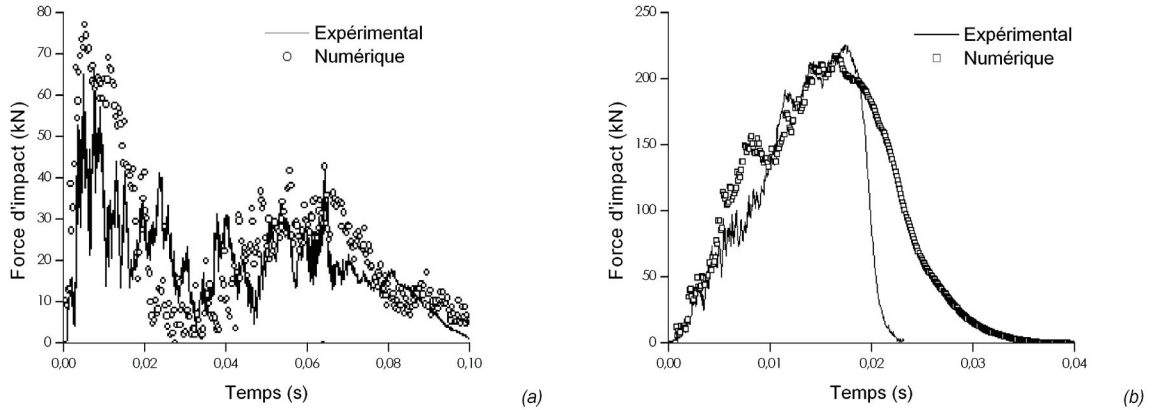


FIG. 5.22 – Validation du modèle numérique de cellules granulat sous chargement dynamique d'impact, en conditions (a) non confinées et (b) confinées (réf. 500-G-NC-3 et 500-G-CR-5, resp.).

l'impacteur. Une estimation peut en être faite à partir des mesures de vitesse des granulat en périphérie de la cellule et en faisant l'hypothèse que l'ensemble des granulat de la cellule se déplacent à cette vitesse. On en déduit une énergie cinétique des granulat de l'ordre de 800J à 30ms lors d'un impact de 10kJ d'énergie. En soi, le transfert d'énergie d'impact via l'énergie cinétique des granulat n'est pas la cause de la différence de comportement des cellules en fonction des conditions aux limites. Par contre, le fait que le squelette granulaire se désorganise conduit à la diminution de la force opposée à la pénétration de l'impacteur par la cellule. La décélération subie par l'impacteur est moindre et le temps d'impact est augmenté. Le transfert d'énergie est ainsi plus étalé dans le temps parce que l'assemblée granulaire se déforme. Dans cette situation, les mécanismes dissipatifs d'énergie seront liés au déplacement des granulat (frottement), et à des effets collisionnels. Les termes énergétiques ne sont pas quantifiés : la comparaison de l'efficacité des cellules à réduire les efforts transmis, en fonction des conditions aux limites, ne peut s'appuyer que sur la force transmise mesurée.

### 5.3.2.4 Simulations numériques

Les résultats expérimentaux sur cellules 500 confinées et non confinées ont été comparés aux résultats numériques obtenus à partir du modèle développé sous chargement pseudo-statique (Fig. 5.22). Le modèle reproduit correctement les essais expérimentaux et semble robuste vis-à-vis du changement de conditions aux limites. Les temps caractéristiques des phénomènes sont bien reproduits en termes de montée au pic et d'oscillation post-pic (dans le cas non confiné) ainsi que pour ce qui concerne l'évolution de l'intensité de la force sur l'impacteur.

Le confinement matériau a été modélisé en appliquant à chaque particule de grillage des faces latérales une force normale au plan défini localement par celui-ci,  $F_{cn}$ . Dans le cadre

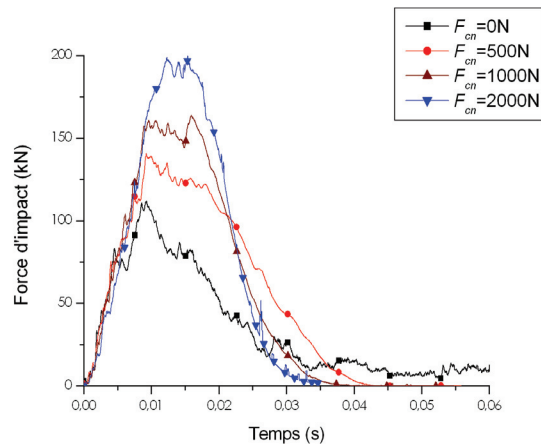


FIG. 5.23 – Modélisation numérique de l'effet de confinement matériau par application d'une force aux nœuds du grillage des faces latérales,  $F_{cn}$ , pour différentes valeurs de force.

d'une première approche on retient une valeur de force constante. L'estimation de cette valeur s'appuie sur les résultats de simulations d'essais de chargement pseudo-statique sur cellules confinées : les simulations donnent un rapport de 0,13 entre la force de chargement et la force totale sur chaque face latérale (par. 4.4.5). Connaissant les sollicitations sur les cellules lors des impacts et le nombre de nœuds par face, on déduit un ordre de grandeur de la force locale à appliquer sur chaque nœud.

Des simulations d'impact ont été menées pour différentes valeurs de force (Fig. 5.23). En augmentant la force de confinement, la forme de la courbe évolue, la durée de l'impact est réduite et la force maximale augmente. Cette évolution est tout à fait similaire à celle observée expérimentalement (*cf.* Fig. 5.19).

### 5.3.3 Comportement des cellules remplies de matériaux fins

Les caractéristiques des différentes cellules impactées sont précisées au tableau 5.5, donnant également les principaux résultats.

#### 5.3.3.1 Présentation des résultats

##### *Constats visuels*

L'impact sur cellule non confinée remplie de sable est suivi d'une remontée et d'un rebond de l'impacteur (Fig. 5.24), comme en atteste le coefficient de restitution,  $R_I$ .

La comparaison des deux photos en bout des lignes de la figure 5.24 indique que la cellule est nettement plus déformée en fin de phase de décélération, c'est à dire en  $t_2$ , que lorsque l'impacteur est en vol libre après impact, après  $t_3$ . Le retour élastique est important. On peut supposer que les valeurs d'enfoncement et de variation du périmètre mesurées après expérimentation sont inférieures aux valeurs maximales atteintes au cours de l'impact. On observe après impact un glissement de l'ordre de 100mm sur la zone de recouvrement du géotextile de contention latérale, ainsi qu'un allongement également de l'ordre de 100mm

	Force				Variations dimensionnelles		En fin d'impact <sup>(a)</sup>	
	d'impact, $F_I$ 1 <sup>er</sup> pic (kN)	Maxi (kN)	transmise, $F_T$ 1 <sup>er</sup> pic (kN)	Maxi (kN)	Enfonc. (%)	Périm. (%)	$t_3$ (ms)	$R_I$ (-)
500-S-NC-3,2	43	50	27	73	40	13	84	0,09
500-S-NC-4,25	60	60	37	90	42	13	78	0,1
500-S-NC-5,5	81	90	46	128	40	16	69	0,13
500-S-CR-5,5	346	= <sup>(b)</sup>	377	601	12	-	22	0,18
500-S-CM-5,5/1	129	=	220	=	21	3	31	< 0,1 <sup>(c)</sup>
500-S-CM-5,5/2	130	=	226	=	21	<i>nd</i> <sup>(d)</sup>	32	< 0,1 <sup>(c)</sup>
500-M-NC-5,5/1	48	140	39	143	44	12	60	≈ 0,1
500-M-NC-5,5/2	74	98	40	157	51	19	60	≈ 0,15
500-M-CM-5,5	140	=	269	=	16	<i>nd</i> <sup>(d)</sup>	60	0,25
1000-S-NC-7,25	86	=	75	=	53	10	125	0
Couche de sable <sup>(e)</sup>	109	=	170	170	30	-	41	0

(a) cf. Fig 5.10, (b) le signe égal indique que la force maximale est atteinte au premier pic, (c) valeur faible non validable par les films, (d) *nd*: non disponible, (e)  $H_c=5m$

TAB. 5.5 – Résultats caractéristiques des impacts sur cellules remplies de sable et de mélange pneu-sable. Résultats de l'impact sur couche de sable.

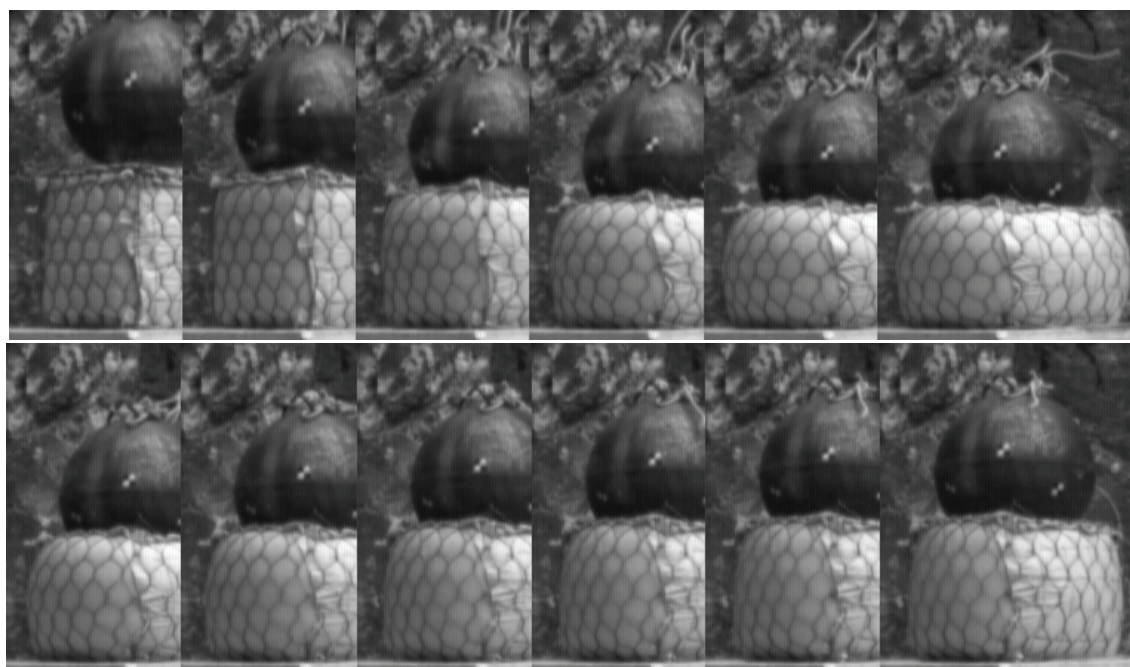


FIG. 5.24 – Impact sur cellule 500 sable pour une hauteur de chute de 5,5m: décélération (première ligne, pas de 10ms) et rebond (deuxième ligne, pas de 20ms).

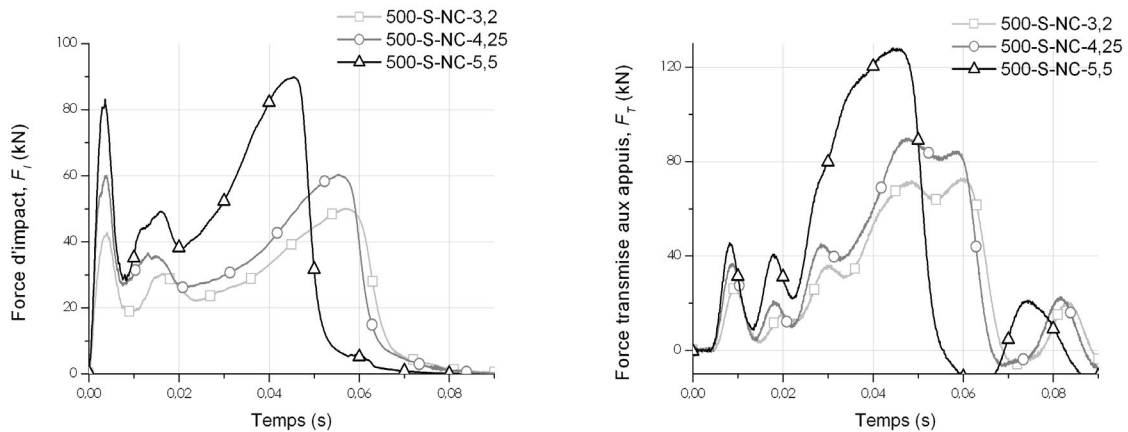


FIG. 5.25 – Force d'impact et force transmise aux appuis lors d'impacts sur cellules 500 sable non confinées, pour différentes hauteurs de chute.

suivant le périmètre de la cellule, traduisant une sollicitation mécanique du géotextile.

#### *Allure des courbes*

La courbe de force d'impact montre deux pics principaux, l'un en tout début d'impact (à environ 5ms) et l'autre en fin d'impact (entre 45ms et 60ms) (Fig. 5.25). Ce dernier se manifeste à l'enfoncement maximal lors de l'impact et marque le début de remontée de l'impacteur. Il est sensiblement plus élevé que le premier. On constate également un maximum local vers 17ms.

La force transmise aux appuis est sensiblement affectée par les oscillations du système. La force maximale est toujours atteinte en fin d'impact sur cellules non confinées (Tab. 5.5). Le maximum de la force transmise et celui de la force d'impact sont atteints à des instants très proches.

On notera que, pour ces essais sur cellule sable, la différence entre force d'impact au premier pic et maximale est modérée. On retiendra donc les valeurs maximales.

#### *Influence de l'énergie d'impact*

Lorsque l'on augmente la hauteur de chute, la forme des courbes est peu modifiée (Fig. 5.25). La durée de l'impact,  $t_3$ , semble diminuer. Les valeurs maximales de force d'impact, de force transmise et le coefficient de restitution,  $R_I$ , augmentent (Fig. 5.26) [73]. Pour les autres paramètres, dont les dimensions mesurées après impact, aucune tendance nette n'est dégagée. Si l'on considère, en première approche, une relation linéaire entre les forces maximales, en kN, et l'énergie cinétique du bloc avant impact, en kJ, on obtient :

$$F_I^{max} = 7,5 \times E_c - 8,4 \quad \text{et} \quad F_T^{max} = 9,7 \times E_c - 5,8 \quad (5.8)$$

La dépendance à l'énergie d'impact de la force transmise apparaît plus importante que celle de la force d'impact. La force aux appuis maximale est caractéristique du compor-

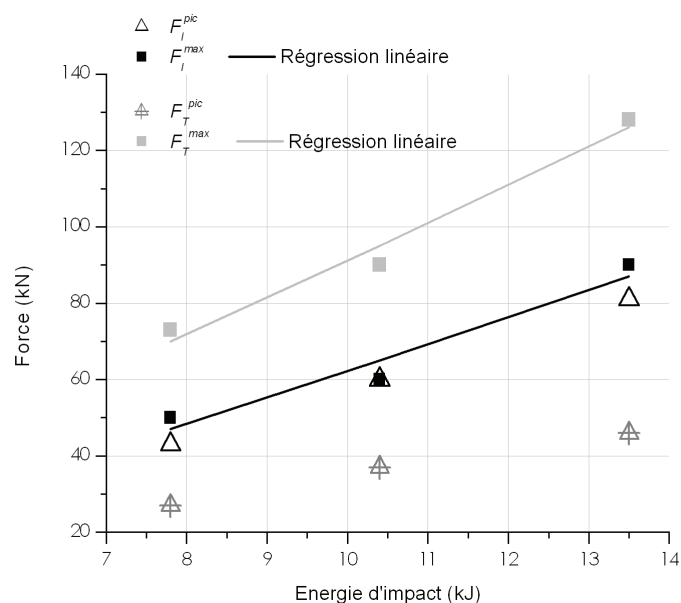


FIG. 5.26 – Valeurs caractéristiques de la force d'impact et de la force aux appuis en fonction de l'énergie d'impact pour les cellules 500 sable non confinées, NC.

tement de la cellule en grandes déformations puisqu'elle est atteinte vers la fin d'impact. Cette valeur est presque 3 fois supérieure à la force au 1<sup>er</sup> pic (Fig. 5.26).

#### *Influence des conditions aux limites de la cellule*

Des conditions aux limites plus restrictives pour les déplacements latéraux réduisent la durée d'impact et l'enfoncement. Elles augmentent les valeurs maximales de force d'impact et de la force aux appuis (Tab. 5.5, Fig. 5.27)). La sensibilité de la force d'impact maximale aux conditions aux limites de la cellule est nette, avec un rapport de l'ordre de 3,8 entre les deux situations extrêmes. Elle est sensiblement supérieure à celle de la force transmise aux appuis, avec un rapport de l'ordre de 3 entre confinement rigide et sans confinement. La force d'impact est indifférente aux conditions aux limites jusqu'à environ 4ms (Fig. 5.27).

#### *Comparaison avec une couche de sable*

La différence entre une couche de sable et une cellule sable en conditions CM porte sur la présence de l'enveloppe. La réponse de la couche de sable se différencie par un impact plus court, une absence de rebond et une diminution de la force d'impact moins rapide en fin d'impact. La valeur maximale de force transmise est également plus faible avec du sable seul. Ces différences illustrent l'effet de l'enveloppe.

#### *Comparaison avec une cellule pneu-sable*

Lorsque la cellule non confinée est remplie de mélange pneu-sable l'impacteur rebondit plus haut. Ce rebond n'est pas vertical et l'impacteur est éjecté. Ceci résulte de la difficulté d'assurer, lors de la mise en œuvre, l'homogénéité de ce matériau composite. La forme de

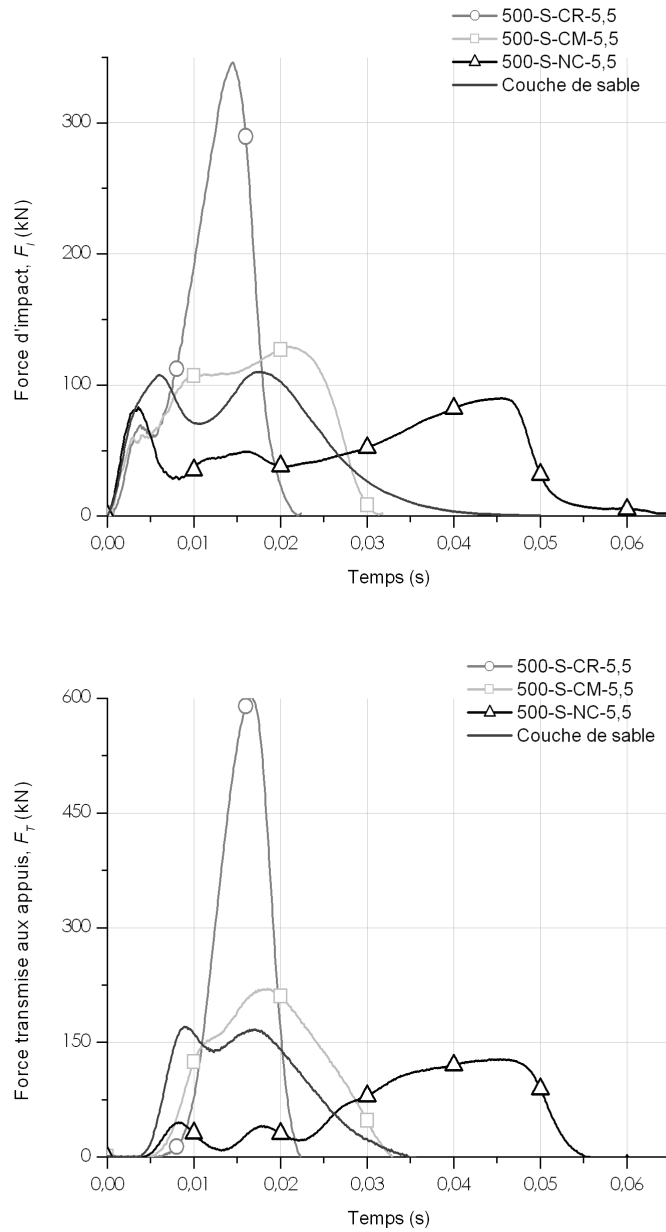


FIG. 5.27 – Influence des conditions aux limites sur la réponse d'une cellule 500 sable et comparaison avec la réponse d'une couche de sable (cf. par. 5.3.1).



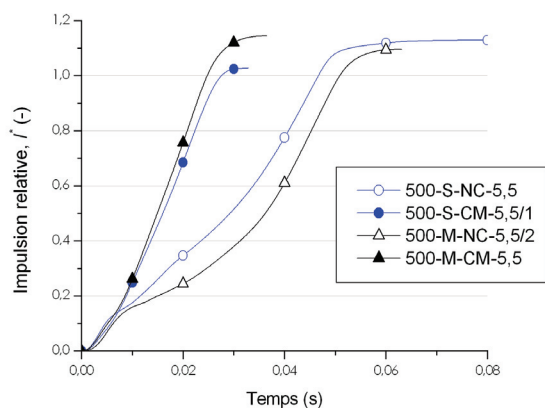


FIG. 5.28 – Influence du confinement sur la réponse de la cellule, en fonction du type de matériau de remplissage fin, mise en évidence par l'impulsion relative.

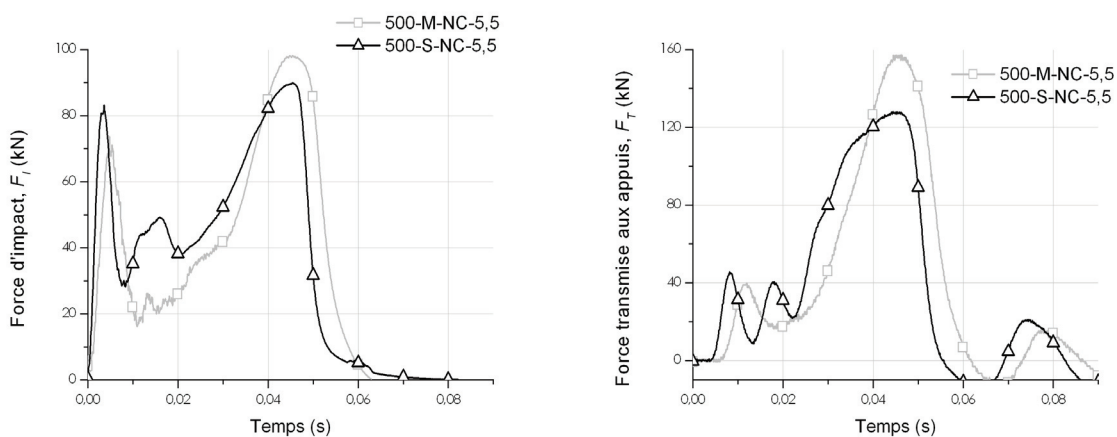


FIG. 5.29 – Force d'impact et force transmise aux appuis lors d'impacts sur cellules 500 non confinées, remplies de sable et de mélange pneu-sable (réf. 500-S-NC-5,5 et 500-M-NC-5,5/2).

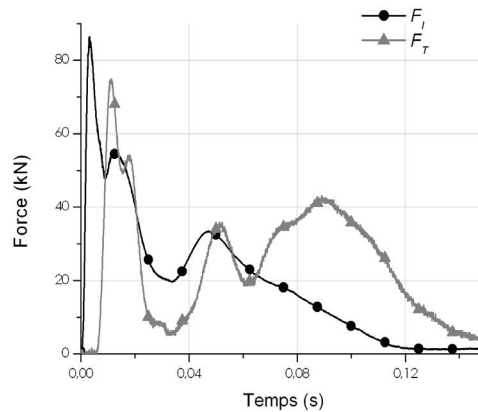


FIG. 5.30 – Réponse à l'impact d'une cellule 1000 remplie de sable et non confinée.

la courbe de force d'impact se différencie de celle d'une cellule sable par l'absence du pic aux alentours de 20ms (Fig. 5.29). La valeur de force au 1<sup>er</sup> pic est plus faible et la valeur maximale atteinte en fin d'essai est plus élevée. L'enfoncement est plus important avec une cellule remplie de mélange.

Par contre, pour les cellules CM, le mélange pneu-sable conduit à des valeurs de forces plus élevées et le coefficient de rebond est plus élevé. Il apparaît ainsi que l'influence du confinement sur la réponse d'une cellule est différente selon que le matériau de remplissage est du sable ou du mélange pneu-sable. Pour le mélange, le coefficient de restitution est augmenté par le confinement matériau, et inversement pour le sable (Fig. 5.28).

Enfin, il est essentiel de souligner que, quel que soit le mode de confinement, la force maximale transmise par une cellule remplie de mélange pneu-sable est plus élevée que celle transmise par une cellule remplie de sable.

#### *Influence de la taille de la cellule*

Le comportement d'une cellule 1000 non confinée se distingue de celui des précédentes par un second pic de force d'impact de plus faible amplitude que le premier (Fig. 5.30). L'impact dure plus longtemps et, surtout, la force transmise aux appuis est plus faible que la force d'impact.

#### *Comportement lors d'un second impact*

La réponse lors d'un second impact, de même énergie, sur une cellule en conditions CM est présentée en figure 5.31. La durée de l'impact est réduite et les forces d'impact et transmises aux appuis sont plus élevées. Pour le sable, cet effet est plus marqué que pour le mélange. Ces tendances s'expliquent notamment par le compactage dynamique subi par le sable lors du premier impact.

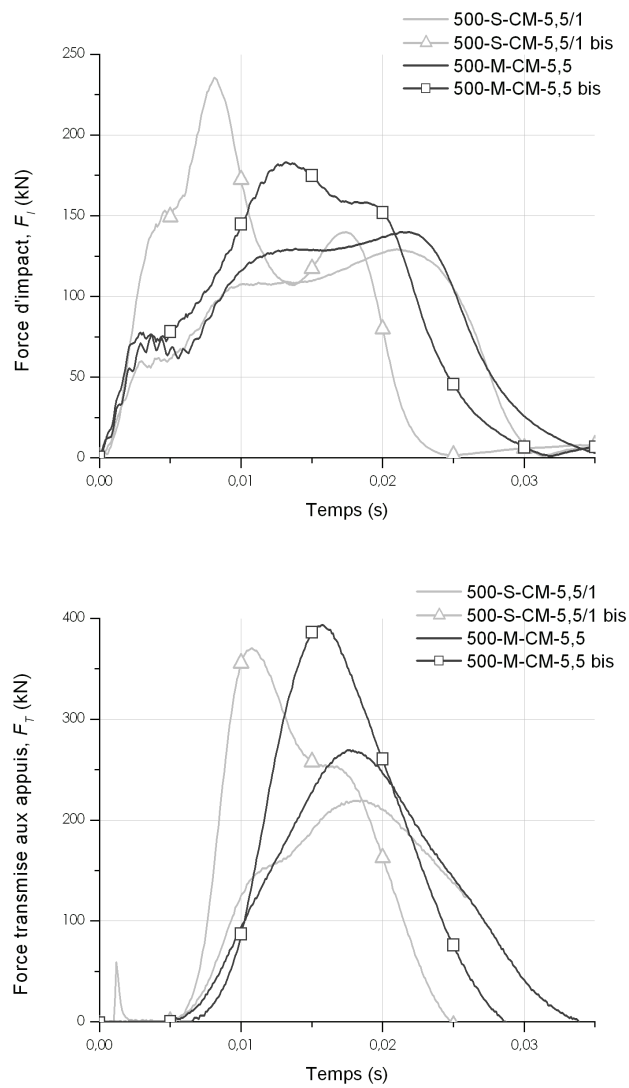


FIG. 5.31 – Evolution de la réponse d'une cellule 500, en conditions de confinement matériau, CM, et remplie de matériaux fins, entre deux impacts successifs de même énergie.

### 5.3.3.2 Comparaison avec le comportement sous chargement pseudo-statique

Nous avons montré que le comportement sous compression pseudo-statique d'une cellule non confinée et remplie de matériaux fins dépendait, à faible déformation, des caractéristiques mécaniques du matériau de remplissage et, en grandes déformations, de l'interaction entre matériau de remplissage et enveloppe. A faible déformation ceci se traduit par une contrainte plus élevée lors de la compression des cellules remplies de mélange pneu-sable et, en grandes déformations, par l'augmentation exponentielle de la résistance des cellules, par manifestation de l'effet de confinement.

Les impacts sur cellules non confinées, 500 et 1000, montrent un effet de confinement de l'enveloppe en grandes déformations, c'est à dire en fin d'impact. Cet effet se manifeste également pour la cellule CM, comme l'atteste la différence de comportement en fin entre une couche de sable et une cellule sable : sur la couche de sable il n'y a pas de rebond et la force d'impact est moins élevée. La force transmise apparaît augmentée par l'effet de confinement.

Au début de l'impact, la force opposée à la pénétration par l'impacteur par une cellule non confinée est plus élevée avec du sable qu'avec du mélange pneu-sable. Ce résultat est à l'inverse de celui obtenu sous chargement pseudo-statique, à l'issue des essais triaxiaux et des essais sur cellules. La résistance au cisaillement du matériau de remplissage n'est donc pas le seul paramètre gouvernant la réponse à faible déformation de la cellule impactée. Le sable et le mélange se différencient l'un de l'autre par leur masse volumique ( $15,4^7$  et  $14,3\text{kN/m}^3$ , resp.) et leur module initial (par. 3.5.3). Ces deux caractéristiques ont une influence sur la réponse de la cellule au début de l'impact. Une plus faible masse volumique ou un plus faible module réduisent la résistance opposée par la cellule à la pénétration par l'impacteur. Nos résultats ne permettent cependant pas de conclure sur l'influence de ces paramètres.

On retiendra donc que la réponse sous impact présente des similitudes avec la réponse sous chargement pseudo-statique. Et, les caractéristiques mécaniques mesurées sous chargement pseudo-statique (p. ex. contrainte déviatoire au pic lors de l'essai triaxial) sont insuffisantes pour juger du comportement d'une cellule non confinée en début d'impact.

### 5.3.3.3 Interprétation

La réponse de la cellule, en tout début d'essai, dépend d'abord des caractéristiques du matériau à proximité de la zone impactée. Le matériau est déplacé, d'abord sous la zone impactée. Progressivement, le volume de matériau concerné par l'impact croît, jusqu'à atteindre les limites de la cellule. La réponse de la cellule dépend alors des conditions aux limites imposées. Plus le matériau est restreint dans ses déplacements, plus la force opposée par la cellule à la pénétration par l'impacteur est élevée. Et, plus les déplacements latéraux sont limités, plus l'enfoncement de l'impacteur dans la cellule conduit rapidement à une augmentation de la masse volumique du matériau, donc de sa raideur.

---

7. Estimé d'après la masse mise en œuvre dans les cellules et le volume apparent de la cellule.

La plus faible résistance de la cellule remplie de mélange pneu-sable, en début d'impact, a pour conséquence une moindre réduction de la vitesse de l'impacteur, comme on peut le déduire de la figure 5.28. L'impacteur s'enfonce plus dans la cellule et l'enveloppe est plus sollicitée<sup>8</sup>. La densité du matériau sous l'impacteur augmente plus. De fait, la force opposée à la pénétration, en fin d'impact, par une cellule pneu-sable non confinée est plus importante que celle opposée par une cellule sable dans la même situation.

Pour les mêmes raisons, la force transmise aux appuis, en fin d'impact, par une cellule remplie de mélange pneu-sable est plus élevée que celle transmise par une cellule sable. Et, parce que le matériau de remplissage est plus dense et que la hauteur résiduelle entre impacteur et socle est réduite, le décalage temporel entre force d'impact et force transmise est réduit, comme en atteste la quasi-concomitance des maxima en fin d'impact.

L'influence du matériau de remplissage se manifeste aussi par l'absence de maximum local aux environs de 20ms. Si l'on considère que ce pic est dû aux réflexions des ondes de compression [37], le temps auquel il apparaît dépend de la vitesse des ondes de compression dans le sable. Son absence dans le cas des cellules mélange peut s'expliquer par une vitesse des ondes de compression plus faible, comme rapporté par *Chikatamarla* [44]. L'onde est réfléchiée mais son effet sur la courbe est masqué, car décalé dans le temps. Cette différence de forme de la courbe de la force d'impact se traduit par une différence de forme de la courbe de la force transmise aux appuis : le pic observé à 20ms pour la cellule sable est absent pour la cellule mélange. Le décalage temporel entre les courbes de force transmise selon le matériau de remplissage (Fig. 5.31) semble abonder dans le sens d'une vitesse de propagation des ondes réduite avec le mélange pneu-sable.

Le retour élastique observé dans certaines configurations et se traduisant par le rebond de l'impacteur (Fig. 5.32) a deux origines différentes.

La première est en partie liée à l'enveloppe comme le met en évidence l'évolution de la forme de la cellule en fin d'impact (Fig. 5.24). Lorsque fortement déformée, l'enveloppe peut imposer à la cellule un retour élastique. Comme montré sous chargement pseudo-statique (par. 4.3.3), ce retour est dépendant des caractéristiques du matériau de remplissage. La comparaison entre impact sur couche de sable et impact sur cellule sable en conditions CM démontre que l'effet de l'enveloppe peut modifier le rebond pour des déformations plus faibles.

La seconde est l'élasticité propre du matériau de remplissage. Ceci ressort de la comparaison entre les essais sur cellules remplies de sable et celles remplies de mélange pneu-sable, en conditions CM : le coefficient de restitution des secondes est nettement supérieur à celui des premières.

La réponse des cellules remplies de matériaux fins apparaît très complexe. Les ca-

---

8. La relation entre enfoncement et mobilisation de l'enveloppe est dépendante de l'évolution du volume occupé par le matériau de remplissage. D'après les résultats d'essais triaxiaux et les essais de compression pseudo-statique sur cellule, on peut considérer que la variation volumique des cellules est la même que le matériau de remplissage soit du sable ou du mélange pneu-sable à 30% en masse.

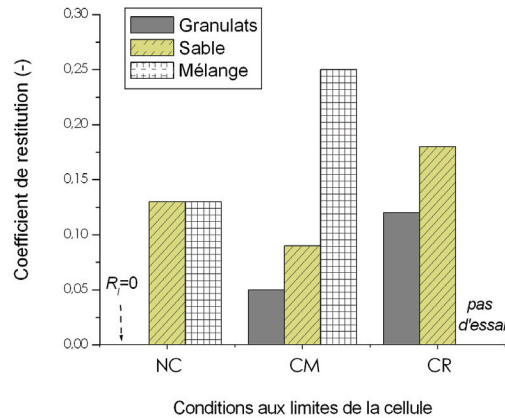


FIG. 5.32 – Coefficients de restitution des différentes cellules 500 pour une hauteur de chute identique de 5,5m et pour les différentes conditions aux limites, NC, CM et CR.

ractéristiques de tous les matériaux constitutifs de la cellule jouent un rôle, même sous faible déformation. L'interaction entre enveloppe et matériau de remplissage est également influente. La réponse en début d'impact dépend d'autres paramètres que ceux gouvernant la réponse d'une cellule sous chargement pseudo-statique. Ces paramètres n'ont pas été identifiés. Les conditions aux limites influencent de façon différente la réponse de la cellule selon la nature du matériau de remplissage, avec certainement un lien avec l'élasticité du matériau de remplissage. Quelles que soient les conditions aux limites, l'impact conduit à une modification des caractéristiques mécaniques du matériau de remplissage.

Considérant les résultats obtenus, dans ces conditions expérimentales, l'utilisation de mélange pneu-sable, dans un rapport massique 30/70, semble peu judicieuse dans l'objectif d'une réduction des efforts transmis. Ces mélanges, qui présentent un meilleur comportement sous sollicitations pseudo-statiques par rapport aux autres matériaux fins, avaient été retenus notamment dans l'objectif de favoriser la dissipation d'énergie, par frottement entre les pneus et le sable notamment. En fait, les forces transmises sont plus élevées qu'avec du sable<sup>9</sup>, probablement à cause de l'élasticité du mélange pneu-sable.

## 5.4 Comportements comparés selon le matériau de remplissage

Les deux paragraphes précédents ont abordé séparément le comportement des cellules remplies de matériaux fins et grossiers. Ceci a permis une approche phénoménologique du comportement des cellules. Ce paragraphe compare le comportement des cellules en fonction de leur matériau de remplissage. Cette comparaison s'inscrit dans une perspective plus appliquée ayant notamment pour finalité la détermination des conditions pour une plus

9. Ce résultat infirme celui de *Chikatamarla et al.* [46]. L'origine de cette divergence de conclusions n'a pas été identifiée.

	Non confiné		Conf. matériau		Conf. rigide	
	$F_I^{max}$ (kN)	$F_T^{max}$ (kN)	$F_I^{max}$ (kN)	$F_T^{max}$ (kN)	$F_I^{max}$ (kN)	$F_T^{max}$ (kN)
Sable	90	128	130	223	346	600
Mélange	92	150	150	270	-	-
Granulats	136	73	155	200	240*	370*

TAB. 5.6 – Comparaison de la réponse des différentes cellules dans les différentes configurations ( $H_c=5,5m/5m^*$ ). Valeurs moyennes.

grande réduction des efforts transmis, objectif visé par la technologie d’ouvrage envisagée.

La comparaison considère la réponse des cellules dans les différentes conditions aux limites (Fig. 5.33). Elle s’appuie sur les valeurs maximales de force d’impact et de force transmise (Tab. 5.6). Il apparaît en effet que l’ambiguïté sur la valeur de force à considérer concerne uniquement les cellules non confinées, et porte plus précisément sur la force d’impact dans le cas des cellules sable et sur la force transmise pour les cellules granulats (Fig. 5.33 (a)).

Les courbes de force d’impact sur **cellules non confinées**, NC, se différencient nettement par leur forme selon le matériau de remplissage (Fig. 5.33 (a)).

Tout d’abord, la courbe de la cellule sable est lisse contrairement à celle de la cellule granulats, du fait de la taille relative des matériaux de remplissage.

Sur les 20 premières millisecondes, la force d’impact est plus faible pour une cellule remplie de sable ; le premier pic est plus étroit et est suivi d’un deuxième pic moins prononcé. Ceci doit pouvoir être expliqué par la plus faible ”rigidité apparente”, en dynamique, du volume de matériau de remplissage effectivement sollicité pendant cette première phase de l’impact. Cette différence de comportement est sans commune mesure avec celle observée sous sollicitations pseudo-statiques et pour lesquelles le rapport de contrainte à 5% de déformation axiale entre cellule sable et cellule granulats était de 10.

Au delà de 20ms, la force d’impact sur les cellules sable croît du fait du confinement par l’enveloppe. Pour les cellules granulats, la force d’impact n’augmente pas et marque un palier, alors même que l’enfoncement et la variation de longueur du périmètre mesurés sont plus grands. S’agissant de grandes déformations, cette différence peut être liée à l’enveloppe ou au matériau de remplissage. Concernant l’enveloppe, les cellules granulats se différencient par l’absence de géotextile de contention latérale. Le module d’élongation du géotextile est connu, mais il ne peut être comparé à celui du grillage, compte tenu de l’influence du chemin de déformation suivi par l’enveloppe sur les caractéristiques du grillage<sup>10</sup>. Concernant le matériau de remplissage, il est possible que, indépendamment de l’évolution de la granulométrie des granulats, par fracturation, l’effet de confinement soit d’influence faible sur la

10. Le rapport entre les modules d’élongation, mesuré lors d’un essai de traction, du géotextile et du grillage est de 10 en faveur du grillage. Mais ce rapport est bien moindre du fait du chemin de déformation effectivement suivi par le grillage des faces latérales car, comme nous l’avons vu, le grillage peut fortement se déformer sans nécessairement mobiliser des efforts importants dans son plan.

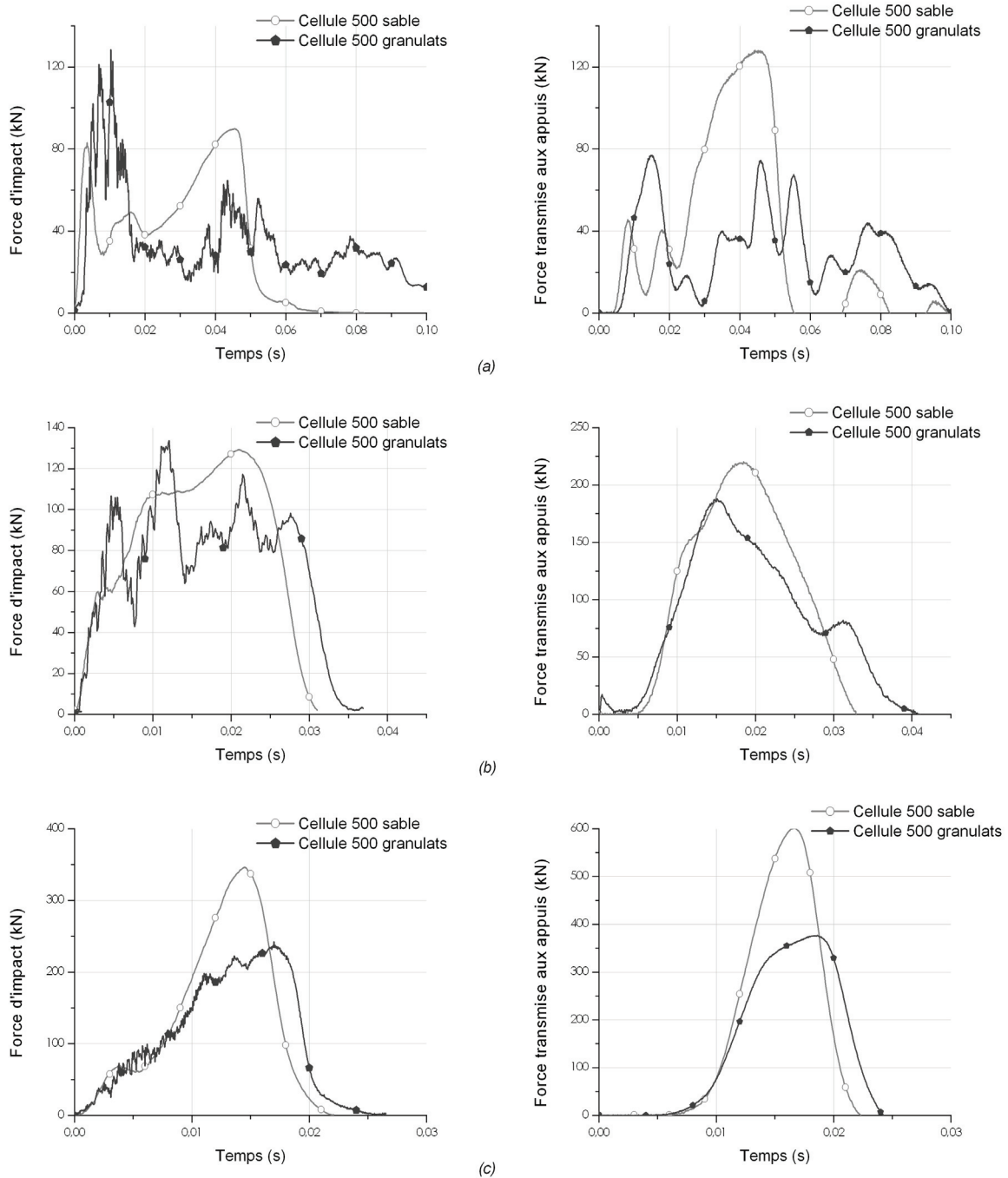


FIG. 5.33 – Comparaison de la réponse d'une cellule 500 en fonction du matériau de remplissage (sable/granulats) en situation : non confiné (a), confiné matériau (b) et confinement rigide (c) pour une hauteur de chute de 5,5m.



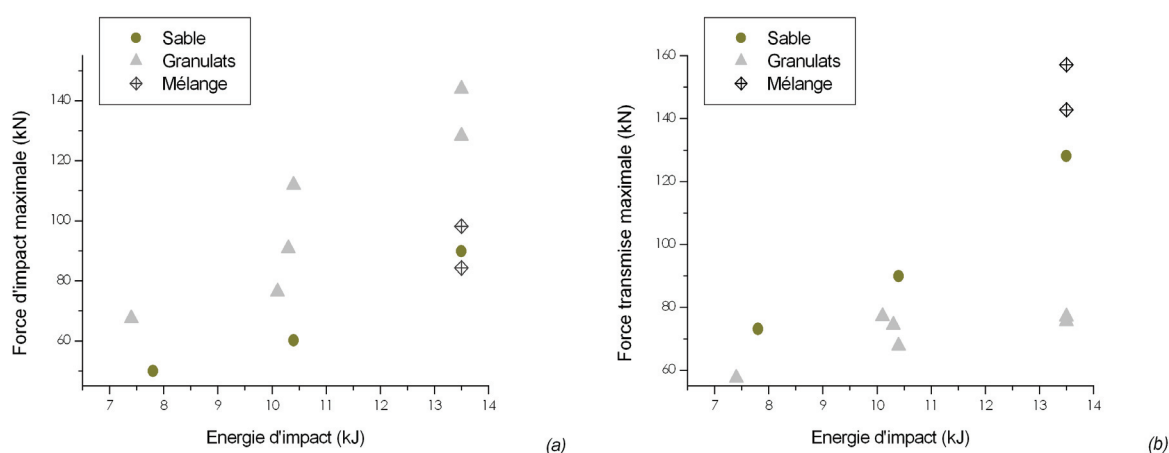


FIG. 5.34 – Valeurs maximales de la force d'impact (a) et de la force transmise aux appuis (b) pour les cellules 500 non confinées, NC, pour les différents matériaux de remplissage et en fonction de l'énergie d'impact.

stabilité des colonnes de granulats reprenant les efforts, du fait des discontinuités au sein de l'assemblage granulaire grossière.

Sur la durée de l'impact, la décélération subie par l'impacteur est plus uniforme et en moyenne plus élevée qu'avec une cellule granulats, à énergie d'impact identique. Cette différence de comportement se traduit par une force transmise aux appuis plus forte avec la cellule sable en fin d'impact (au delà de 20ms).

Au final, on constate que l'utilisation de sable en lieu et place des granulats pour les cellules non confinées conduit à une sensible réduction des valeurs des forces d'impact,  $F_I$ , des valeurs d'enfoncement de l'impacteur et de la durée d'impact mais à une augmentation forte de la force transmise (Fig. 5.34 et Tab. 5.6). L'incorporation de déchiquetures de pneus dans le sable se traduit par une augmentation de la force transmise aux appuis. Dans ces conditions d'essai une cellule remplie de sable ou de mélange pneu-sable répond moins bien aux attentes d'atténuation des efforts transmis.

Dans la configuration du **confinement matériau**, CM, plus proche des conditions aux limites classiques au sein de l'ouvrage, la différence de réponse entre une cellule granulats et une cellule sable est moins prononcée (Fig. 5.33 (b)). Les valeurs de force d'impact maximale pour les 3 matériaux sont assez proches. Par contre, les cellules remplies de granulats présentent une valeur maximale de force transmise plus faible (Tab. 5.6).

Dans la configuration du **confinement rigide**, CR, les formes de courbe sont semblables. Pour la cellule sable, la force d'impact augmente de plus en plus alors que pour la cellule granulats elle s'infléchit à partir d'une force d'environ 200kN. Les valeurs maximales de force d'impact et transmise sont plus faibles pour la seconde. Ceci s'interprète dans la mesure où une cellule remplie de sable est moins compressible qu'une cellule remplie de granulats du fait de la possibilité de fracturation des granulats. En fait, la restriction de

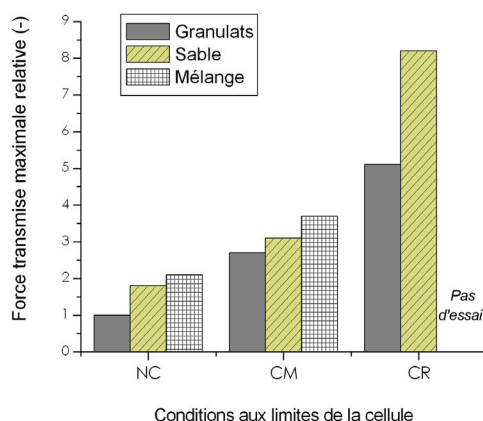


FIG. 5.35 – Valeur maximale de la force transmise, dans les différentes configurations et sous une même énergie d'impact (13,5kJ), rapportée à la valeur maximale de la force transmise par une cellule remplie de granulats et non confinée. Quelles que soient les conditions aux limites, la force transmise par une cellule remplie de matériaux fins (sable ou mélange à 30% en masse de pneus) est toujours supérieure à celle transmise par une cellule remplie de granulats. L'influence des conditions aux limites est prédominante sur celle du matériau de remplissage.

mobilité du matériau de remplissage conduit à l'augmentation de la force opposée à la pénétration de l'impacteur ayant une vitesse donnée. Cette augmentation conduit, dans un cas, à la fracturation des granulats à partir d'une certaine valeur de force et, dans l'autre, à l'augmentation de la densité du matériau fin.

Il apparaît que la sensibilité de la réponse en force d'impact aux conditions aux limites de la cellule dépend fortement du matériau de remplissage. Dans le cas des granulats, l'augmentation de force pour des conditions aux limites plus rigides est limitée par la fracturation des éléments. Cette propriété est liée à la granulométrie de ce matériau<sup>11</sup>, à la forme des grains<sup>12</sup> et à la taille des grains<sup>13</sup>.

La conclusion forte dégagée de cette comparaison est que, quelles que soient les conditions aux limites, la force transmise par une cellule remplie de granulats est toujours plus faible que celle transmise par les cellules remplies de matériaux fins (Fig. 5.35).

11. La rupture des grains d'une assemblée est atteinte pour une contrainte plus élevée lorsque la granulométrie est plus étalée, par augmentation du nombre de coordination [100].

12. Plus le grain est anguleux, plus il est susceptible de fracturer [100].

13. La contrainte de rupture d'un granulat est d'autant plus grande que sa taille est petite [98][112].

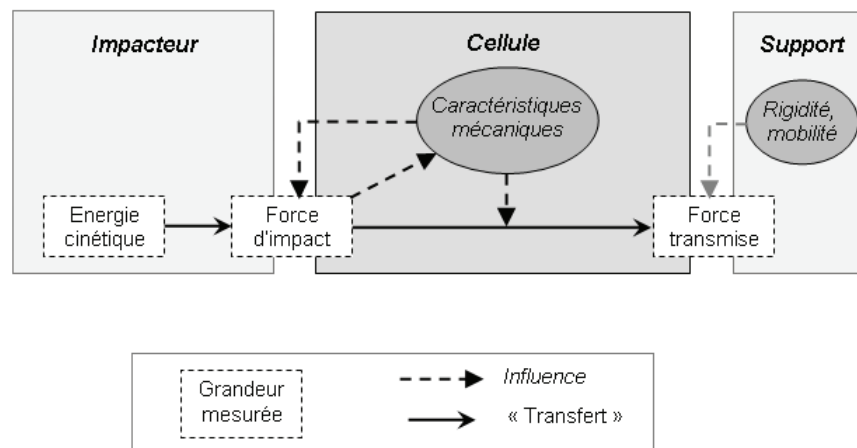


FIG. 5.36 – Les caractéristiques mécaniques de la cellule influent sur la force d'impact et sur la force transmise. Ces caractéristiques évoluent dans la temps.

## 5.5 Discussion

La réponse à l'impact des cellules a été évaluée d'après la force d'impact et la force transmise aux appuis.

La force d'impact n'est pas caractéristique de la seule sollicitation. Elle dépend de l'énergie cinétique et dépend également, en tout instant, des caractéristiques de la cellule impactée<sup>14</sup> (Fig. 5.36). Les caractéristiques mécaniques de la cellule évoluent en fonction des mécanismes se développant en réponse à l'impact : fracturation des granulats, compactage des matériaux fins, déplacement des granulats, mobilisation de l'enveloppe... L'amplitude de ces mécanismes dépend du type de matériau de remplissage et des conditions aux limites de la cellule. L'évolution de la force d'impact dépend ainsi de ces mécanismes.

En fait, la force d'impact rend compte de la dynamique de transfert d'énergie de l'impacteur vers la cellule. Cette énergie va ensuite transiter à travers la cellule sous différentes formes : énergie cinétique et énergie de compression principalement. Une partie sera dissipée par fracturation, frottement... L'importance de ces différents mécanismes vecteurs et dissipateurs d'énergie dépend des caractéristiques de la cellule. L'énergie va ensuite être transférée au socle, sous forme de compression. La force transmise par la cellule<sup>15</sup> traduit alors de la dynamique de transfert d'énergie de la cellule vers le socle. Et, à l'instar de la force d'impact, la force transmise dépend des caractéristiques de la surface support. Les conditions de support étant les mêmes d'un essai à l'autre, la force transmise dépend des caractéristiques de la cellule et des mécanismes s'y développant.

14. On néglige l'influence des caractéristiques mécaniques de l'impacteur, ici considéré infiniment rigide.

15. que l'on considérera ici égale à la force transmise aux appuis

Il existe donc un "processus de transfert" liant la force d'impact à la force transmise au support et faisant intervenir des termes énergétiques. La fonction de transfert, associée à ce processus, inclut un décalage temporel (fonction des caractéristiques au temps  $t$  de la cellule). Elle se traduit par une modification de forme de la courbe de force, de sa valeur maximale, et de la durée du phénomène.

Cette description très schématique permet d'identifier les deux points importants : (i) la force d'impact dépend des caractéristiques du milieu impacté, (ii) cette force d'impact est "transformée" par la cellule, en fonction de ses caractéristiques.

Ces deux points permettent de mieux appréhender le problème qui nous concerne. Pour réduire la force transmise on peut agir à la fois sur la force d'impact et sur les processus de transfert. La réduction de la force d'impact suppose de favoriser la déformation de la cellule, avec des conditions aux limites moins rigides par exemple, mais également d'allonger la durée de l'impact, pour diminuer la valeur moyenne de la force d'impact. L'action sur les processus de transfert suppose, quant à elle, d'agir sur les caractéristiques de la cellule pour contrôler les termes énergétiques. Nos expérimentations fournissent quelques éléments de réponse partiels. Par exemple, le transfert d'énergie cinétique vers les granulats permet de retarder dans le temps le transfert d'énergie vers le socle. Toutes les déformations plastiques, comme la fracturation des granulats, sont susceptibles de dissiper une partie de l'énergie d'impact. Par opposition, toutes les déformations élastiques, comme observées pour les mélanges pneu-sable, semblent devoir être évitées. Des expérimentations complémentaires resteraient à mener pour quantifier ces modes de transfert et de dissipation.

En définitive, la réponse de la cellule peut être optimisée en considérant le mode de fonctionnement représenté en figure 5.37 et qui fait le lien entre force d'impact et force transmise, d'une part, avec, d'autre part, la souplesse de la cellule et le type de déformation subie.

L'analyse de la force d'impact et la comparaison directe de cette force avec la force transmise permettent une approche phénoménologique du comportement des cellules et d'approcher les processus de transfert. On montre par exemple que le décalage temporel entre la force d'impact et la force transmise tend à diminuer avec l'enfoncement pour les cellules sable. De même, la dépendance à l'énergie cinétique de la valeur maximale de la force d'impact est plus élevée avec les cellules granulats NC qu'avec les cellules sable NC, et inversement pour la force transmise.

Cette comparaison a cependant peu d'intérêt pour l'objectif final de notre étude. En effet, excepté pour les cellules 500 granulats non confinées, et les cellules 1000, les valeurs maximales des forces aux appuis sont systématiquement supérieures aux forces d'impact maximales, par amplification dynamique, comme observé par plusieurs auteurs<sup>16</sup>. La conclusion serait alors que les cellules n'atténuent pas les efforts mais les augmentent. Mais, comme nous l'avons vu, la force d'impact ne caractérise pas la sollicitation : elle ne peut servir de référence pour comparer la réponse deux systèmes différents. La force transmise

16. *Montani Stoffel* [120] et *Masuya et Kajikawa* [115].

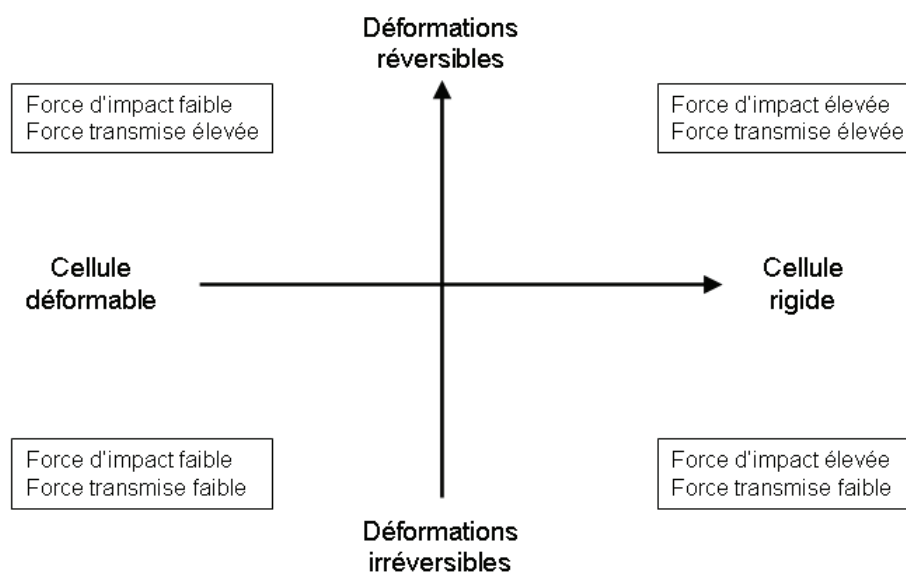


FIG. 5.37 – La réponse de la cellule peut être différenciée selon deux facteurs : la souplesse de la cellule et la nature des déformations.

ne doit être jugée qu'en référence à l'énergie d'impact.

## 5.6 Extrapolation à l'échelle de l'ouvrage

Les différents critères de choix pour le dispositif comme pour les techniques de mesure ont été présentés au début de ce chapitre. Ces choix doivent être considérés dans l'analyse des données. La pertinence des mesures faites, eu égard à l'objectif de l'étude, doit aussi être examinée. Ces considérations définissent les limites de portée des conclusions tirées de ces expérimentations.

Le premier point à rappeler est que la force transmise par la cellule impactée est évaluée indirectement, à travers la mesure de la force transmise par le socle aux appuis. Cette mesure indirecte est perturbée par les oscillations du système. L'exploitation de cette mesure suppose notamment que les masses des systèmes soient égales, donc de se limiter à des types de confinement et taille de cellules identiques.

Le second point est que la surface supportant la cellule est rigide et immobile alors que dans l'ouvrage elle sera déformable, en fonction des caractéristiques de la cellule adjacente. Ce point sera développé au chapitre 6.

Les matériaux fins ont été compactés lors du remplissage. Ce choix a été fait considérant le risque de tassement de l'ouvrage et sans considération pour la réponse sous sollicitation dynamique. Considérant la description phénoménologique de la réponse des cellules remplies de matériaux fins, il semble qu'une diminution de la densité du matériau de remplissage conduise à une réduction des forces d'impact et transmise en début d'impact. En fin d'impact, la réponse résulterait de l'interaction entre deux phénomènes: (1) l'effet de l'enveloppe

est réduit puisque le matériau est initialement plus contractant et (2) l'enfoncement est plus grand et l'impacteur arrive plus près de la surface du socle.

Par ailleurs, la sollicitation de la cellule sera différente selon sa position dans l'ouvrage, et en particulier en fonction de sa distance au point d'impact. Au sein de l'ouvrage tel qu'imaginé, *a priori*, les cellules exposées à l'impact seront remplies de granulats et les cellules au cœur de l'ouvrage seront remplies de matériaux fins. Ces dernières subiront la force transmise par la cellule granulats "de parement" impactée, et non l'impact par le bloc rocheux. La différence se traduit en termes de surface de chargement et de dynamique de chargement. Le chargement appliqué lors de nos expérimentations est moins pertinent pour les cellules remplies de matériaux fins.

Enfin, le fait que ces essais ont été effectués sur cellules montées sans tirant ne limite pas l'extrapolation de nos résultats. En effet, l'impact sur l'ouvrage se traduit par l'apparition d'efforts de compression globalement suivant l'horizontale. Les tirants ne sont alors pas mobilisés.

Sur la base de ces précisions, on procédera au chapitre suivant à l'extrapolation de ces résultats à l'échelle de l'ouvrage.

## 5.7 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons présenté la mise en œuvre d'une expérimentation originale. La sollicitation dynamique d'impact est appliquée par largage en chute libre d'une sphère sur la cellule. Trois types de conditions aux limites (NC, CM et CR) sont appliquées aux faces latérales des cellules. La réponse de la cellule est évaluée à travers la force d'impact sur la cellule et la force transmise par la cellule.

Les expérimentations ont montré que, quelles que soient les conditions aux limites, les cellules remplies de granulats permettent une plus grande réduction des efforts transmis au support rigide. La fracturation des granulats en est la raison. Les matériaux fins transmettent un effort plus élevé et l'impact conduit à l'augmentation de leur raideur apparente. Le mélange pneu-sable à 30% en masse de pneus, défini comme optimum sous sollicitations pseudo-statiques, conduit à une force transmise supérieure au sable. Cet effet matériau reste moins important que l'effet des conditions aux limites: la force transmise par une cellule non confinée est toujours moindre que celle transmise par une cellule en confinement matériau (Fig. 5.35). Il semble donc que l'objectif de réduction des efforts transmis au sein de l'ouvrage puisse être atteint en agissant sur les matériaux de remplissage et surtout sur les conditions aux limites des cellules. Cet aspect sera développé au chapitre suivant.

Le modèle numérique, calé et validé sous sollicitations pseudo-statiques, apparaît robuste. Il reproduit la réponse de la cellule sous sollicitations dynamiques en termes de force d'impact, en conditions CR et NC.



---

## Chapitre 6

### De la cellule à l'ouvrage



Les précédents chapitres ont successivement abordé le comportement mécanique des matériaux constitutifs des cellules, le comportement sous chargement pseudo-statique des cellules et le comportement sous chargement dynamique d'impact des cellules.

Dans ce chapitre, les résultats concernant la cellule sont extrapolés à l'échelle d'un ouvrage réel, dans la continuité des paragraphes 4.5.2 et 5.6.

Dans un premier temps on rappelle le principe fonctionnel des merlons à technologie cellulaire ainsi que les solutions structurelles envisagées. L'expérience acquise lors de la préparation des cellules et les résultats obtenus sont exploités pour évoquer la mise en œuvre des cellules et matériaux. On aborde ensuite le comportement attendu de l'ouvrage à la fois sous son poids propre et sous impact. Les différentes solutions technologiques sont abordées. Les résultats de la modélisation numérique sur un profil modèle idéalisé sont présentés.

Ce chapitre constitue ainsi une transition entre nos travaux à l'échelle de la cellule et les expérimentations à l'échelle de l'ouvrage prévus dans le cadre du projet *Rempare*, labellisé par l'ANR.

## 6.1 Principe fonctionnel et structures envisagées

Lorsqu'un ouvrage de type merlon est impacté par un bloc rocheux, des efforts considérables sont appliqués en surface, dans la zone impactée. Ces efforts se propagent dans le corps de l'ouvrage, depuis le point d'impact, et diminuent d'intensité par atténuation géométrique principalement. Le merlon résiste à l'impact tant que l'effort transmis à la face à l'aval de l'ouvrage reste faible. En effet, l'onde de compression se traduit par une accélération des particules de sol qui, si elle est trop importante, peut conduire à l'expulsion des matériaux au voisinage de la face à l'aval puis à la ruine de l'ouvrage.

L'objectif visé avec les merlons à technologie cellulaire est de favoriser la réduction des efforts transmis vers l'arrière de l'ouvrage. Ceci devrait permettre de réduire l'emprise au sol de l'ouvrage pour une même capacité d'arrêt. Atteindre cet objectif suppose de favoriser la dissipation d'énergie ou la diffusion des efforts dès le point d'impact.

Favoriser la diffusion suppose d'augmenter l'angle de diffusion des ondes de compression dans le merlon<sup>1</sup>. La masse d'ouvrage mobilisée lors de l'impact est plus grande. L'énergie totale rayonnée est conservée mais la contrainte en tout point est d'autant plus petite que la surface concernée par la diffusion est grande. Par opposition, la dissipation réduit l'énergie totale rayonnée dans le corps de l'ouvrage. Dans ce cas, le corps de l'ouvrage est amortissant : il dissipe l'énergie par des phénomènes tels que frottement, fracturation, déformation plastique...

Le principe fonctionnel de ces ouvrages repose sur la localisation des déformations, nécessaires à la dissipation d'énergie. Les zones de faiblesse sont maîtrisées. L'impact conduit à de fortes déformations, voire à des dégradations, sur le masque à l'amont. Les cellules au

---

1. A moins de recourir à une surface de répartition des efforts très rigide, comme proposé par *Lorentz* [105]

cœur de l'ouvrage, dites de noyau, peuvent également subir des déformations, le reste étant peu affecté. La solution technologique considérée consiste à utiliser des cellules remplies de matériaux aux caractéristiques adaptées (Fig. 6.1 (a)).

Les matériaux de remplissage sont choisis pour leur capacité à réduire les efforts transmis, dans une situation donnée, par exemple par une plus grande capacité de dissipation d'énergie. L'utilisation de matériaux allégés limite les risques d'instabilités d'ensemble. En effet, les sites sur lesquels sont implantés les merlons sont généralement en pente et peuvent être constitués de matériaux de faible qualité : la surcharge liée à l'implantation de l'ouvrage peut conduire à une rupture d'ensemble.

Le recours à la technique cellulaire :

- autorise la mise en œuvre de parements à la verticale et ce, quelle que soit la nature des matériaux de remplissage (granulats, déchets de pneus, sable).
- simplifie la construction d'ouvrages composites, en permettant de cloisonner les différentes couches du "sandwich".
- permet de ménager des vides au sein de la structure, entre deux cellules d'un même niveau et situées dans un même plan perpendiculairement à l'axe de chargement probable. Ces espaces intercellulaires permettent à la cellule de se déformer latéralement lors de l'impact de l'ouvrage par un bloc rocheux, réduisant la force transmise.
- facilite la réhabilitation de l'ouvrage après impact de grande énergie : les cellules endommagées peuvent être facilement remplacées.

Par ailleurs, l'utilisation de cellules grillagées permet de liasonner les différentes cellules. On peut ainsi augmenter la masse mobilisée lors de l'impact en liasonnant les cellules de parement : les cellules voisines de la cellule impactée, dans le plan perpendiculaire à l'impact, sont également mobilisées<sup>2</sup>.

Ce principe général posé, de nombreuses possibilités structurelles peuvent être envisagées. La plus simple consiste en un ouvrage constitué de cellules mono-matériau (Fig. 6.1 (b)). Ensuite, viennent les ouvrages sandwichs, ou "composites", c'est à dire faits de "couches" constituées de cellules remplies de matériaux aux caractéristiques différentes, tel qu'illustré par le principe général, en figure 6.1 (a). Différents types peuvent alors être imaginés en changeant le matériau de remplissage des différentes couches : granulats/mélange pneu-sable/sable, granulats/pneu/mélange pneu-sable... Et, les structures les plus évoluées sont des ouvrages sandwichs au sein desquels certaines cellules sont liasonnées entre elles alors que d'autres sont non liasonnées, ou espacées (Fig. 6.1 (c)).

Au sein de ces ouvrages, les cellules sont exposées à des sollicitations statiques, suivant la verticale (poids propre), et dynamiques, globalement suivant l'horizontale lors d'un impact. Pour apprécier le comportement de l'ouvrage face à ces sollicitations, il est nécessaire de prendre en compte la réponse spécifique de chaque type de cellule, en fonction de son

---

2. Cet effet est similaire à celui résultant de l'utilisation de nappes de renforcement de type géotextile, comme observé d'après les travaux de *Blowsky* [31].

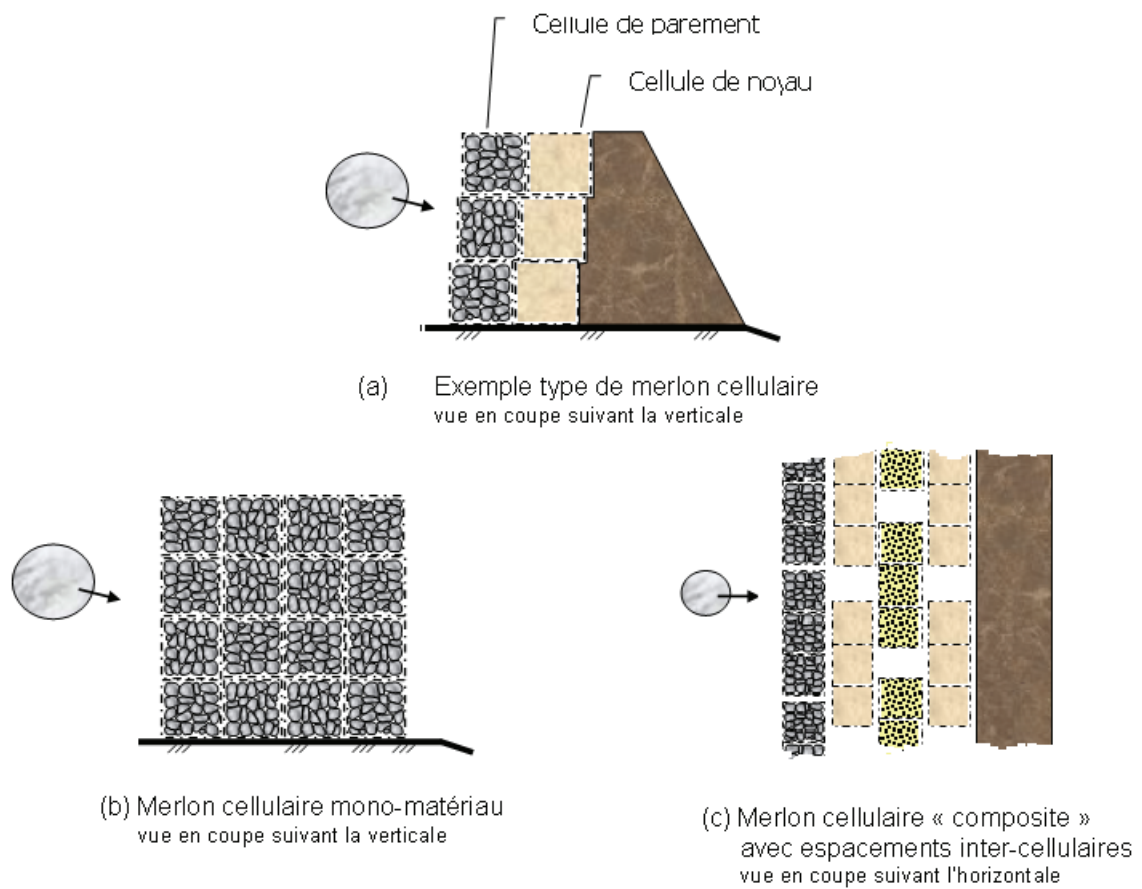


FIG. 6.1 – *Différentes possibilités de merlons cellulaires. Le principe général (a) peut être décliné en des structures simplifiées (b) ou plus complexes (c).*

matériau de remplissage et des conditions aux limites appliquées. Se pose également la question de la mise en œuvre de ces cellules.

## 6.2 Mise en œuvre

Les expérimentations réalisées dans le cadre de notre travail ont permis d'aborder le problème de la mise en œuvre des matériaux constitutifs des cellules. Ce paragraphe s'attache à faire la synthèse des points relatifs à cette mise en œuvre, par matériaux.

Concernant le géotextile, il semble plus simple d'envisager une bande de contention latérale continue, une bande discontinue nécessitant plus de manutention (découpe du géotextile, mise en place dans la cellule, remplissage de la cellule). On souligne néanmoins que ce mode de mise en œuvre réduit la déformabilité de la cellule.

Concernant le sable et les mélanges pneu-sable, les expérimentations ont concerné des mélanges compactés. L'objectif était alors d'obtenir un matériau de bonne portance, sans considération pour le comportement sous chargement dynamique. La faisabilité d'une telle mise en œuvre sur ouvrage devra être évaluée, en fonction du matériau granulaire considéré (le sable bien calibré sera remplacé par un matériau du site). Il semble irréaliste de compacter en trois couches le matériau de remplissage de cellules de taille métrique. Aussi, les modalités d'un compactage efficace de ce matériau en couches de 1 mètre, contenu dans les cellules, sont à définir.

Les assemblages granulaires remplissant les cellules utilisées pour nos expérimentations ont des caractéristiques particulières, qui, comme nous l'avons vu, ont une influence sur la réponse des cellules sous chargement pseudo-statique et sous chargement dynamique. Ces caractéristiques sont notamment : forme, granulométrie, résistance de la roche mère et mode de mise en œuvre dans la cellule. Le choix des caractéristiques des assemblages granulaires effectivement utilisés devra tenir compte de ces paramètres et de leur influence sur la réponse de la cellule.

Enfin, la création d'espaces intercellulaires doit être évoquée, même si elle n'a pas été abordée dans le cadre de nos expérimentations. Ces espaces seraient ménagés entre les cellules, notamment celles remplies de matériaux fins. Or, la mise en œuvre normale des cellules gabions suppose que les faces latérales soient maintenues lors du remplissage (et du compactage), soit par des tirants, soit par interaction avec les cellules voisines (le remplissage de cellules contiguës se fait en même temps). Bien sûr, en présence d'espaces intercellulaires ce second effet ne peut être mobilisé. Le recours aux tirants n'est pas non plus possible. En effet, les tirants limiteraient les déformations latérales dans la direction où elles sont justement souhaitées. Pour les cellules granulats, il faudra donc vérifier, à partir de nos expérimentations, que les déformations résultant du chargement pseudo-statique sont faibles. Avec les cellules remplies de matériaux fins, une autre solution technique devra être trouvée.

## 6.3 Comportement de l'ouvrage sous son poids propre

Les cellules au sein de l'ouvrage tasseront sous le poids des cellules sus-jacentes. Il est important de s'assurer que le tassement global de l'ouvrage reste maîtrisé et acceptable. La hauteur de l'ouvrage en service doit être conforme à la hauteur d'interception définie à l'issue de l'étude trajectographique.

### 6.3.1 Merlons cellulaires mono-matériau

Dans le cas d'un ouvrage constitué de cellules mono-matériau, mises en œuvre sans espacement, et suffisamment large, l'ensemble des cellules d'un même niveau est soumis à la même contrainte verticale, due au poids des couches supérieures. Le déplacement latéral est fortement limité par l'action des cellules jointives. Le comportement d'une cellule confinée apparaît représentatif du comportement des cellules au sein de l'ouvrage.

A partir des courbes contrainte-déformation obtenues lors des essais en conditions confinées, on estime le tassement de chaque cellule connaissant le poids des cellules sus-jacentes, dont on déduit le tassement total de l'ouvrage. Si l'on retient comme limite pour le tassement total de l'ouvrage la valeur de 5%, on peut définir une hauteur d'ouvrage maximale à ne pas dépasser, en fonction du matériau de remplissage :

Hauteur maximale d'un merlon mono-matériau pour un tassement total < 5%, en fonction du matériau		
Sable	Granulats	Pneus
4m.	5m.	4,5m.

Le tassement des ouvrages constitués de cellules pneus est modéré bien que la portance de ces cellules est faible. Ceci résulte de leur faible masse volumique. Le tassement de cellules remplies de mélange à 30% en masse de pneus devrait être moindre que celui des cellules sable; les comportements mécaniques sont similaires mais les mélanges pneu-sable ont une masse volumique plus faible.

Pour les cellules remplies de matériaux fins, le comportement des cellules placées au parement devra être amélioré pour palier l'absence de confinement latéral.

Au delà des hauteurs indiquées dans ce tableau, le tassement devra être considéré à la conception, de telle sorte que la hauteur finale de l'ouvrage soit compatible avec les prescriptions.

### 6.3.2 Merlons cellulaires composites

La question du tassement des ouvrages pour lesquels différents matériaux de remplissage sont utilisés est plus difficile à appréhender. Ceci tient à la différence de comportement des cellules selon que le matériau de remplissage est fin ou grossier (Tab. 4.6). La portance à 5% de déformation des cellules non confinées et remplies de matériaux fins est faible par

rapport à celle des cellules granulats (250/9-20kPa), de même pour les cellules confinées (900/200-18kPa).

Pour ces ouvrages se pose surtout la question du tassement différentiel et de ses conséquences. Si des liaisons mécaniques sont prévues entre les cellules remplies des différents matériaux, les tassements différentiels risquent d'engendrer des désordres ou des dégradations.

Il conviendra également d'évaluer le risque de tassement différentiel du sol de fondation.

### 6.3.3 Merlons avec espaces intercellulaires

Le cas des ouvrages au sein desquels sont ménagés des espaces entre cellules est plus complexe. Dans ces ouvrages, les cellules (de forme parallélépipède rectangle) seront libres de se déformer sur une face seulement (Fig. 6.1 (c)). Ces espaces doivent rester vides et les cellules doivent rester peu déformées tant que l'ouvrage n'a pas été impacté. Deux contraintes découlent de ce principe : (i) la déformation latérale des cellules sous le poids des cellules sus-jacentes doit être faible et (ii) la cellule doit pouvoir se déformer latéralement lors de l'impact. Les cellules doivent donc présenter une bonne portance et le recours aux tirants n'est pas possible sur la face libre. Les cellules granulats semblent satisfaire ces critères. Il faudra néanmoins vérifier que le comportement d'une cellule ayant 1 face latérale libre de se déformer est satisfaisant par rapport à ces critères. Les cellules remplies de matériaux fins présentent une portance faible qu'il serait nécessaire d'augmenter sans nuire à la capacité de déformation latérale, en réponse à une sollicitation dynamique suivant l'horizontale. La portance pourrait être améliorée en renforçant le matériau de remplissage par des nappes de géotextile horizontales, comme déjà évoqué (par. 4.5.2) mais il est probable que l'influence sur la capacité de déformation latérale soit également forte. Une solution consisterait à utiliser des cages dont la forme conférerait à la cellule une plus grande résistance dans une direction par rapport à l'autre, comme par exemple des cellules cylindriques dont l'axe serait aligné suivant la verticale (suivant le principe décrit en 4.13). Ces points devront donc être abordés si des espacements entre cellules sont souhaités au sein de l'ouvrage.

On peut conclure que le tassement sous son propre poids d'un ouvrage mono-matériau massif sera inférieur à 5% pour une hauteur de moins de 5 mètres. Au delà, le tassement devra être pris en compte à la conception. Le cas du tassement des ouvrages composites devra être abordé avant les expérimentations à l'échelle de l'ouvrage, en s'appuyant sur les données issues des essais présentés. Enfin, la solution visant à ménager des espaces entre les cellules suppose de définir une solution technologique permettant d'augmenter la rigidité suivant la verticale (reprise du poids propre) sans augmenter celle suivant l'horizontale (reprise des efforts dus à l'impact).

## 6.4 Comportement de l'ouvrage sous impact

Avant impact, la trajectoire du bloc peut être descendante ou ascendante, en cas de rebond dans la fosse à l'amont du merlon. En première approche on considère que la solli-

citation sur l'ouvrage est appliquée suivant l'horizontale. L'étude trajectographique ayant permis de définir la hauteur de passage maximale des blocs, la hauteur de l'ouvrage est normalement définie de telle sorte que l'impact potentiel reste dans la zone efficace de l'ouvrage et donc que la crête ne soit pas impactée.

L'efficacité des merlons à technologie cellulaire repose d'une part sur la dissipation d'énergie (effet matériau) et d'autre part sur la diffusion des efforts (effet géométrique). Les résultats acquis durant notre travail permettent de définir les conditions dans lesquelles une cellule peut accroître l'efficacité de l'ouvrage.

### 6.4.1 Rappel des principales conclusions

Concernant les cellules granulats, nous avons montré que, pour les 3 conditions aux limites investiguées (NC, CM et CR), ces cellules sont celles qui transmettent la force la plus faible. Cette caractéristique résulte de la fracturation des granulats dissipant l'énergie et limitant la force à une valeur seuil. La forte déformabilité latérale est, *a priori*, favorable à une diffusion des efforts dans le corps du merlon.

Concernant les cellules sable, et compte tenu des résultats obtenus avec du sable compacté, les résultats indiquent qu'elles ne présentent pas d'avantage avéré par rapport aux cellules granulats. Ce matériau a été retenu comme géomatériau de référence et l'extrapolation de cette conclusion aux matériaux de type "tout-venant" utilisés pour l'ouvrage est délicate. En effet, certains auteurs ont montré que la réponse à l'impact des sols "fins" était très sensible à leur granulométrie [120].

L'ajout de pneus transformés au sable, à raison de 30% en masse, n'améliore pas le comportement des cellules sous impact.

Enfin, le comportement sous impact de cellules remplies uniquement de pneus n'a pas été évalué : nous ne pouvons nous prononcer sur l'intérêt de l'utilisation de ce type de matériau.

Quels que soient les matériaux de remplissage, la création d'espaces intercellulaires nécessitent de prendre certaines dispositions préalables : la déformation latérale d'une cellule ayant une face libre de se déformer et non équipée de tirants ne doit pas être trop importante. Ces discontinuités sont de nature à réduire la diffusion des efforts dans le merlon. Indépendamment des problèmes de construction, se pose donc la question de la pertinence de cette solution.

La diffusion des efforts au sein de l'ouvrage n'a, pour le moment, pas été prise en compte pleinement. La comparaison des résultats expérimentaux s'est appuyée sur les mesures de force transmise aux appuis. Pour prendre en compte l'effet de la diffusion il y a lieu de considérer la force transmise par la cellule sollicitée à la cellule qui lui est contigüe vers l'aval et dans l'axe de chargement. Les résultats expérimentaux en dynamique doivent donc être reconsidérés sous cet angle.

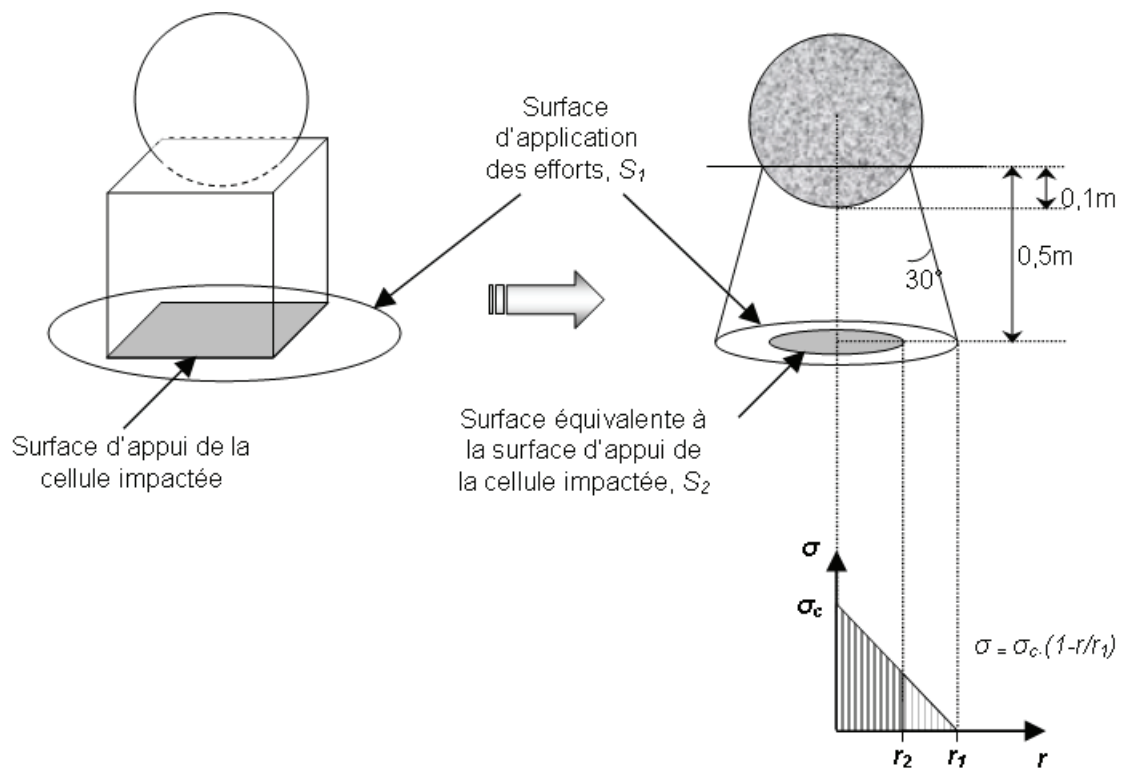


FIG. 6.2 – Principe de l'estimation de la force équivalente transmise par la cellule impactée à sa surface d'appui.



### 6.4.2 Prise en compte de la diffusion des efforts

Considérons une couche de 50cm d'épaisseur impactée. Dans notre cas, cette couche est constituée d'une cellule en conditions CM. On suppose que les efforts diffusent dans cette couche suivant un angle de 30° par rapport à l'axe de chargement (Fig. 6.2). On retient pour surface de chargement par l'impacteur celle correspondant à un enfoncement de 10cm, soit un disque de 21cm de rayon<sup>3</sup>.

La surface chargée sous la couche est alors de 0,8m<sup>2</sup>, soit un rayon  $r_1$  de 0,5m. Cette surface est plus de 3 fois supérieure à la surface de contact entre la cellule et le socle. Ces deux surfaces sont respectivement désignées par  $S_1$  et  $S_2$  sur la figure 6.2. Par simplification on considère que  $S_2$  est de forme circulaire, de rayon  $r_2$ .

Pour prendre en compte la non-uniformité des contraintes sur la surface  $S_1$  [120] on retient une répartition conique :

$$\sigma(r) = \sigma_c \left(1 - \frac{r}{r_1}\right) \quad \text{avec } \sigma_c \text{ la contrainte au centre de } S_1. \quad (6.1)$$

Le rapport,  $d$ , entre la force résultante,  $F_2$ , s'appliquant sur la surface  $S_2$  et la force résultante,  $F_1$ , s'appliquant sur la surface  $S_1$  est donné par :

$$d = \frac{F_2}{F_1} = \frac{\int_0^{2\pi} \int_0^{r_2} \sigma(r) dr d\theta}{\int_0^{2\pi} \int_0^{r_1} \sigma(r) dr d\theta} \quad (6.2)$$

Soit :

$$d = \frac{r_2}{r_1} \left(2 - \frac{r_2}{r_1}\right) \quad (6.3)$$

L'application numérique de la formule 6.3 au cas traité donne une valeur de 0,8 pour  $d$ .

On souligne que la sensibilité du rapport  $d$  à l'angle de diffusion des efforts dans la couche est non négligeable, valant 0,92 et 0,7 pour des angles de 20 et 40° respectivement. Si cet angle de diffusion dépend de l'angle de frottement macroscopique du matériau de remplissage, alors on peut s'attendre à une différence importante d'un matériau à l'autre pour la valeur de  $d$ . En particulier, l'ajout de pneus transformés dans une matrice sableuse conduit à une forte augmentation de l'angle de frottement du matériau : l'angle de diffusion des efforts lors de l'impact serait alors plus grand, et la contrainte transmise par une cellule remplie de mélange serait plus faible. Faute de données plus précises sur cet angle de diffusion, notamment en fonction du type de matériau impacté, on retient une valeur unique de 30° pour tous les matériaux<sup>4</sup>.

Connaissant la valeur de  $F_1$ , considérée ici égale à la force transmise aux appuis, on calcule la force  $F_2$  permettant d'estimer la contrainte moyenne sur la surface d'appui de la

---

3. Lors de nos essais, la force d'impact maximale a été atteinte un peu avant 10cm d'enfoncement.

4. Cette hypothèse est forte. Les conclusions tirées sont à pondérer et seraient à reconsidérer à partir de mesures de l'angle de diffusion

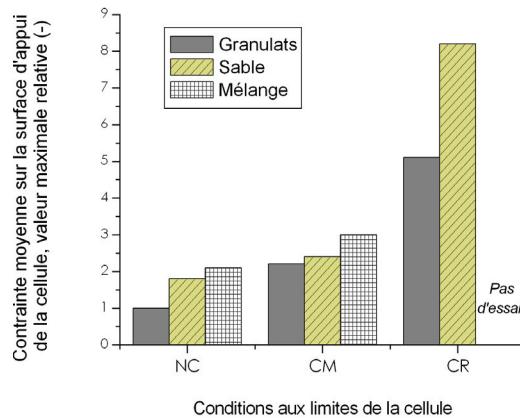


FIG. 6.3 – Contrainte maximale moyenne sur la surface d'appui d'une cellule impactée. Valeur relative rapportée à la contrainte sous la cellule granulats non confinée. (cellules 500,  $H_c=5,5m$ )

cellule. Cette contrainte serait celle appliquée, au sein de l'ouvrage, par la cellule impactée à la cellule qui lui est contigüe dans l'axe de chargement.

La figure 6.3 compare les contraintes moyennes sur la surface d'appui des cellules, pour les différentes cellules 500 en conditions NC, CM et CR. Par comparaison avec la figure 5.35 (p. 195), présentant les forces maximales transmises, on constate que la prise en compte de la diffusion tend à réduire la différence entre en conditions CM et conditions NC. Pour un même type de conditions aux limites, la contrainte sous une cellule remplie de granulats est toujours la plus faible. En conditions aux limites CM, les différences en fonction du matériau de remplissage sont moins prononcées qu'en conditions NC.

Il y a donc un bénéfice lié aux espaces intercellulaires en termes de réduction des contraintes transmises. La différence de réponse des cellules compense la réduction de la diffusion géométrique occasionnée par ces espaces.

Cette conclusion concerne une cellule cubique libre de se déformer sur les 4 faces latérales alors qu'au sein de l'ouvrage, et compte-tenu à la fois de la forme réelle des cellules gabions et du positionnement des espaces (*cf.* Fig. 6.1 (c)), une seule face sera libre de se déformer. La configuration réelle est donc intermédiaire entre ces deux situations. Le bénéfice serait donc moindre.

### 6.4.3 Comportement global de l'ouvrage

Ces conclusions ne tiennent pas compte du comportement global de la structure. Elles s'appuient sur l'extrapolation de résultats sur cellule seule, obtenus dans un contexte particulier (une même énergie d'impact), à n'importe quelle cellule au sein de l'ouvrage. Elles

ne tiennent nullement compte de la nature composite de l'ouvrage et de possibles effets inertiels.

Considérons un ouvrage "type", tel que présenté en figure 6.1 (a) et constitué de cellules 500 remplies de granulats, pour les unes, et de sable pour les autres. Le bloc impacte d'abord une cellule granulats qui commence à se déformer. Environ 5ms après, l'interface entre cette cellule et la cellule sable est mobilisée en compression. Cette deuxième cellule se déforme permettant la mise en mouvement de la cellule granulats impactée. La force d'impact sur la cellule granulats est alors plus faible que celle mesurée lors de nos expérimentations. Par suite, la force transmise à la deuxième cellule sera inférieure à la force transmise lors de nos expérimentations.

Dans le principe, cette extrapolation est cohérente avec les résultats des précédents travaux sur l'impact de couche de matériaux et montrant que la force d'impact diminue lorsque l'épaisseur de matériau impacté augmente jusqu'à une dimension métrique [120]. Le milieu impacté étant de plus grandes dimensions, il est plus déformable et la force d'impact est moindre.

Cet effet peut être amplifié si à la place du sable on utilise un matériau qui confère à la cellule une plus grande déformabilité en début de compression : la force d'impact sur la cellule granulat diminue et, par conséquent, les efforts transmis dans tout l'ouvrage sont réduits. Les mélanges pneu-sable, et certainement les pneus transformés, peuvent conférer à cette deuxième cellule une plus grande déformabilité. Les espaces intercellulaires peuvent avoir le même effet. Ces points sont à vérifier car ils constituent une voie pour l'optimisation de ces structures.

### 6.4.4 Suggestions pour les choix structurels

Sur la base des résultats obtenus dans le cadre de ce travail, et s'inspirant des quelques idées développées précédemment, on peut émettre quelques suggestions pour la conception des merlons pare-blocs à technologie cellulaire.

Tout d'abord, on peut retenir le principe d'utilisation de cellules granulats en face à l'amont de l'ouvrage. Elles ont démontré leur capacité à limiter les efforts transmis et, d'autre part, ces cellules présentent une bonne capacité d'intégration paysagère.

On peut suggérer de liaisonner ces cellules dans le but de favoriser la diffusion des efforts dans le corps de l'ouvrage.

Pour le cœur de l'ouvrage, il semble nécessaire de favoriser sa déformabilité. En effet, si la surface d'appui de la cellule de parement impactée peut se déplacer, alors la force transmise par cette cellule à la cellule vers l'aval sera réduite. Cette déformabilité peut être obtenue avec des cellules libres de se déformer latéralement, si tant est que l'on résolve le problème du comportement sous poids propre. Plus certainement, cette déformabilité semble pouvoir être obtenue par le matériau de remplissage. Ce matériau reste à définir car le sable et le mélange pneu-sable considérés dans notre étude ne semble pas répondre à ce critère. Ceci constitue une perspective intéressante à cette étude. Elle suppose de définir un critère d'évaluation de l'efficacité du matériau, la force transmise étant apparue insuffisante,

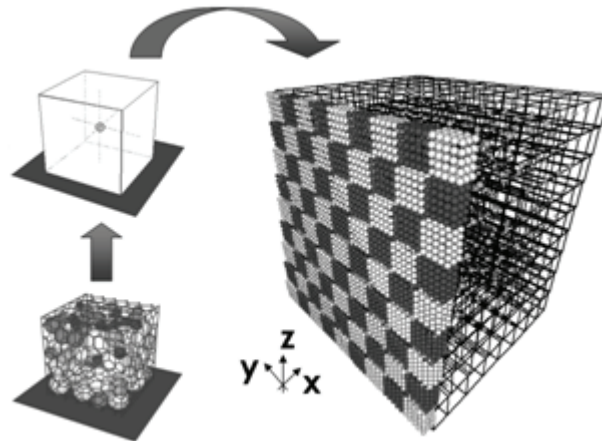


FIG. 6.4 – Modélisation numérique : passage de l'échelle de la cellule à l'échelle de l'ouvrage.

car ne rendant pas compte de la diffusion.

## 6.5 Modélisation numérique

La modélisation numérique présentée concerne un ouvrage mono-matériau (Fig. 6.1) et constitué de cellules remplies de granulats.

Les ouvrages sont constitués d'un grand nombre de cellules et il n'est pas possible, pour des raisons de temps de calcul, de reprendre le modèle numérique discret développé à l'échelle de la cellule. On conçoit l'intérêt d'une approche multi-échelle permettant d'intégrer à l'échelle de l'ouvrage l'information obtenue à l'échelle de la cellule sous forme d'une loi de comportement.

Aussi, le passage à l'échelle de l'ouvrage consiste à remplacer chaque cellule cubique par deux particules élémentaires sphériques, placées de part et d'autre de la cellule, dans l'axe de chargement. Il a été démontré [127] que ceci revenait à avoir une particule élémentaire sphérique, de même masse que la cellule et placée en son centre (Fig. 6.4). Ces particules-cellules interagissent entre elles par des forces à distance dont l'évolution en fonction de l'espacement des particules élémentaires est décrite par la loi de comportement de la cellule. La face impactée de l'ouvrage est composée d'agrégats cubiques assurant l'interface entre le bloc et l'ouvrage.

Dans le cadre de cette approche, on considère que les cellules se déplacent uniquement suivant l'axe de chargement, soit suivant l'horizontale. On considère également que les déplacements latéraux des cellules sont négligeables par rapport à leur déplacement axial. Ceci revient à considérer que la cellule se comporte comme une cellule confinée de façon rigide [30][127]. On retient ainsi pour les cellules le comportement bilinéaire présenté en figure 6.5. Ce modèle permet le calcul des contraintes normales entre deux cellules suivant l'axe de chargement, ou contraintes axiales.

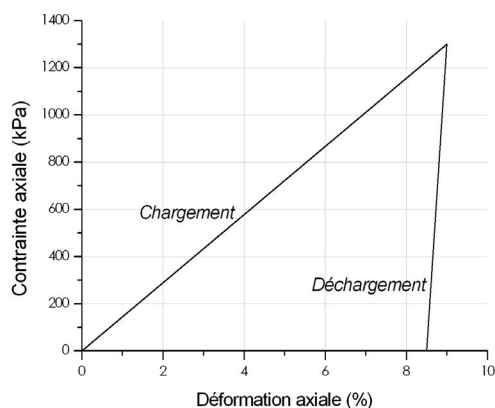


FIG. 6.5 – Le modèle constitutif de la cellule retenu pour le calcul des contraintes axiales est défini à partir des essais de compression pseudo-statique sur cellule confinée. Ce modèle dépend de deux paramètres relatifs à la charge et à la décharge.

A l'interface entre deux cellules appartenant à un même plan perpendiculairement à l'axe de chargement se développent des contraintes normale et tangentielle. La contrainte normale est calculée d'après la contrainte axiale subie par la cellule chargée. En effet, les simulations sur cellules confinées ont montré que le rapport entre la contrainte axiale et la contrainte latérale était grossièrement constant, avec un rapport de 0,13. Les contraintes tangentielles sont déterminées en supposant que le frottement de cette interface suit une loi de Coulomb. Ces contraintes sont à l'origine de la diffusion des efforts dans l'assemblée de cellules constituant le merlon.

A partir de ce modèle, la réponse d'un ouvrage de type mono-matériau peut être simulée. A titre d'illustration, on considère le cas d'un ouvrage de 4m. de large et 3,5m de haut, soumis à des impacts d'énergies différentes (Fig. 6.6). On remarque que, pour cet ouvrage, la force d'impact croît quasi-linéairement avec l'énergie cinétique, contrairement à la pénétration maximale. Plus l'énergie cinétique est élevée, plus l'augmentation de pénétration maximale est faible.

Ces résultats concernent des ouvrages constitués de cellules remplies de granulats. Compte-tenu des faibles différences de comportement sous impact entre cellules sable et cellules granulats, en confinement matériau, les résultats sur ouvrages composites (mais sans espaces intercellulaires) devraient être assez proches.

## 6.6 Conclusion

S'appuyant sur les résultats expérimentaux acquis, ce chapitre a traité des modalités de mise en œuvre des cellules au sein d'un ouvrage, et des conditions dans lesquelles le principe technologique du merlon cellulaire pouvait être efficace.

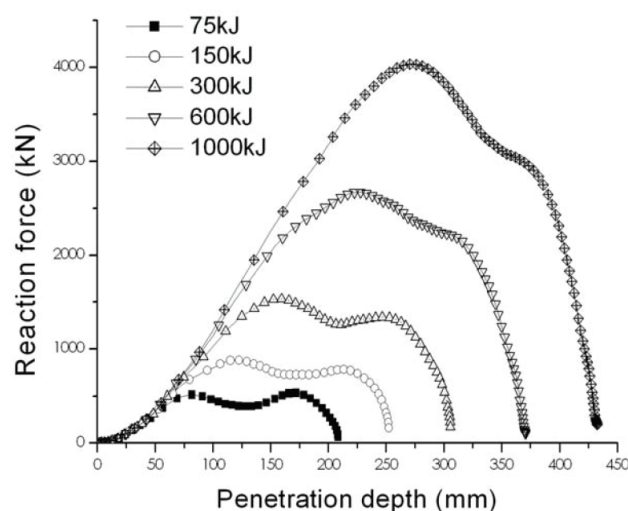


FIG. 6.6 – Simulations numériques de l'impact d'un merlon cellulaire mono-matériau. Évaluation de la force d'impact en fonction de la profondeur de pénétration pour différentes énergies d'impact, d'après Nicot et al. [127].

Il apparaît que la création d'espaces intercellulaires introduit des contraintes de mise en œuvre. Ces espaces peuvent nuire au comportement sous poids propre, "en service", de l'ouvrage mais ils semblent pouvoir conférer à la structure une plus grande déformabilité sous sollicitations dynamiques, réduisant la force d'impact appliquée par le bloc.

Concernant les matériaux de remplissage, les granulats présentent un avantage, en termes de mise en œuvre, stabilité sous poids propre et efficacité sous sollicitations dynamiques. L'utilisation de matériaux fins compactés ne semble pas présenter d'intérêt en termes de réduction des efforts transmis. L'utilisation de ces matériaux suppose que des modalités de mise en œuvre spécifiques soient définies (compactage) et que des solutions soient développées pour augmenter leur portance. Ces conclusions ne concernent pas les cellules remplies de pneus transformés qui n'ont pas été l'objet d'essais d'impact.

Dans la perspective d'expérimentations sur ouvrage composite (projet *Rempare*), des travaux complémentaires doivent donc être menés pour :

- optimiser les caractéristiques des mélanges de matériaux fins (en termes de nature et de densité à la mise en œuvre) pour une plus grande réduction des efforts transmis, sans nuire à la stabilité sous poids propre de l'ouvrage ;
- évaluer globalement l'influence des caractéristiques des cellules sur l'efficacité de l'ouvrage; c'est à dire en fonction de la structure dans laquelle elles sont intégrées, et non d'après les seules données issues d'expérimentations sur cellules individuelles. Ceci peut être fait soit par le biais de simulations numériques soit par le biais d'essais sur systèmes composites ;
- définir les conditions de mise en œuvre de ces matériaux.



---

# Conclusion



Les merlons de protection contre les chutes de blocs rocheux sont des ouvrages de génie civil construits en élévation par rapport au terrain naturel, le plus souvent en terre renforcée. Une innovation consiste à recourir à des géocellules pour leur construction.

L'objectif de notre travail était de contribuer au développement de la technique des merlons cellulaires par une approche expérimentale du comportement mécanique des géocellules constitutives.

Les géocellules sont des structures composées de l'association d'un matériau de remplissage et d'une enveloppe manufacturée. Dans le cas d'étude présenté, les matériaux sont de type granulaire grossier, du sable et des pneus transformés (sous forme de copeaux), et des mélanges de pneus transformés et de sable. L'enveloppe contenant ces matériaux est constituée d'une cage de grillage métallique à maille hexagonale, dit "double-torsion", complété par un géotextile de contention pour les matériaux fins. La cellule ainsi constituée est de forme cubique.

La démarche adoptée est multi-échelle : on s'intéresse successivement aux matériaux constitutifs des cellules, puis aux cellules avant de mener une extrapolation vers l'ouvrage.

Les matériaux constitutifs des cellules ont fait l'objet d'une caractérisation ciblée en termes géométriques et mécaniques, sous sollicitations pseudo-statiques. Nous avons montré que la réponse du grillage à un effort de traction est fortement dépendante du chemin de déformation imposé. Ceci résulte de la forme de la maille élémentaire de ce grillage. Les différents brins de cette maille ont été caractérisés. La double torsade se distingue d'un fil seul par une réduction de l'allongement à la rupture et une réduction de la contrainte à la rupture. La résistance des granulats, mesurée au sein d'empilements, apparaît très variable avec des valeurs maximales de 10 à 40kN pour des granulats de 60 à 80mm de dimension intermédiaire. Enfin, les mélanges constitués de sable avec 30% en masse de pneus apparaissent être un optimum en termes de résistance au cisaillement, mesurée lors d'essais triaxiaux. Ce mélange constitue également un matériau allégé par rapport au sable seul, avec un gain de poids d'environ  $2\text{kN/m}^3$ , soit plus de 10% .

Cette caractérisation a produit les données nécessaires à l'interprétation des résultats aux échelles supérieures. Elle a permis l'accompagnement du développement des modèles numériques du grillage, des granulats et des mélanges pneu-sable.

L'échelle de la cellule est abordée sous sollicitations pseudo-statiques. Des cellules cubiques de trois tailles différentes et remplies des différents matériaux ont été soumises à essais de compression uniaxiale. Les faces latérales étaient soit libres de se déformer (essais NC) soit maintenues de façon rigide (essais CR). En début de compression, la réponse de la cellule NC est principalement dépendante des caractéristiques du matériau de remplissage. L'enveloppe ne joue qu'un faible rôle. La résistance des cellules remplies de granulats est très supérieure à celle des cellules remplies de matériaux fins. Progressivement, en général au delà de 20% de déformation axiale, l'effet de confinement de l'enveloppe se manifeste. Il résulte de la compétition entre le comportement volumique du matériau de remplissage et le comportement volumique de l'enveloppe. La résistance d'une cellule remplie de matériau très

---

dilatant augmentera fortement avec la déformation axiale. Inversement, pour les matériaux globalement contractants, l'influence de l'enveloppe sera moins forte. De la même manière, la résistance de la cellule sera modifiée en fonction des caractéristiques mécaniques de l'enveloppe, suivant un chemin de déformation particulier. Le comportement des cellules remplies de granulats est très marqué par la nature grossière de ce matériau de remplissage. La taille des cellules est en effet inférieure à un volume élémentaire représentatif des granulats.

Nous nous sommes ensuite intéressés au comportement des cellules sous sollicitations dynamiques d'impact. Le dispositif expérimental que nous avons développé spécifiquement est constitué d'un impacteur sphérique, largué en chute libre sur une cellule posée sur un socle indéformable. La réponse de la cellule est évaluée à travers la force appliquée par l'impacteur et la force transmise par la cellule. Le comportement de la cellule est abordé en examinant l'influence de différents paramètres : énergie d'impact, matériau de remplissage, conditions aux limites et taille de la cellule. Les conditions aux limites appliquées sont les deux types considérés sous chargement pseudo-statique et un troisième, intermédiaire, où la cellule est entourée d'un massif constitué du même matériau que son matériau de remplissage (essais CM). Quelles que soient les conditions aux limites, les cellules remplies de granulats permettent une plus grande réduction des efforts transmis au support par la fracturation des granulats. Les matériaux fins transmettent un effort plus élevé et l'impact conduit à l'augmentation de leur raideur apparente. Le mélange pneu-sable à 30% en masse de pneus conduit à une force transmise supérieure au sable. Cet effet matériau est moins important que l'effet des conditions aux limites: la force transmise par une cellule NC est toujours moindre que celle transmise par une cellule CM.

Les résultats expérimentaux obtenus à l'échelle de la cellule ont permis le développement du modèle numérique de cellules remplies de granulats. Le modèle a été calé à partir des essais de compression pseudo-statique sur cellule confinée. Il a ensuite été validé par comparaison des résultats avec les résultats expérimentaux de compression sur cellule non confinée. Les simulations d'impact menées avec ce modèle, et avec les mêmes calages, montrent une bonne concordance avec les résultats expérimentaux, quelles que soient les conditions aux limites appliquées. Ce modèle apparaît donc robuste.

Finalement, les résultats expérimentaux sont extrapolés à l'échelle de l'ouvrage. La discussion porte d'abord sur les conditions de mise en œuvre des différentes cellules. Quelques idées directrices sont données pour la mise en œuvre de ces cellules, leurs matériaux de remplissage étant inhabituels. Le calcul du tassement sous poids propre montre que les ouvrages constitués de cellules remplies d'un seul type de matériau ne pose pas de problème jusqu'à des hauteurs de 4 à 5m. Pour des ouvrages de structure plus complexe, le recours aux outils numériques est nécessaire. Les calculs pourront s'appuyer sur les caractéristiques mesurées des cellules à faible déformation ( $E$  et  $\nu$ ). Enfin, la pertinence du principe technologique et les conditions pour un fonctionnement optimal sont discutées sur la base des essais d'impact. On évalue l'efficacité des cellules à réduire les contraintes en prenant en compte la diffusion des efforts transmis. Les cellules remplies de granulats sont plus efficaces que les cellules remplies de matériaux fins, quelles que soient les conditions aux limites de la

cellule. L'intérêt de ménager des espaces intercellulaires est mis en évidence. Les contraintes transmises sont plus faibles lorsque la cellule est libre de se déformer latéralement. Cependant, cette solution suppose d'apporter des réponses aux problèmes de mise en œuvre et de portance des cellules espacées.

Ces conclusions s'appuient sur une vision locale, restreinte à la cellule, et font abstraction de l'influence de la réponse de la cellule sur le comportement global de la structure. Des expérimentations complémentaires sur des systèmes composites sont à réaliser. Elles permettront de prendre en compte les conditions d'interface réelles entre les cellules, en termes de déformation, contrainte et déplacement, pour l'évaluation de la capacité d'une cellule, et *a fortiori* de la structure, à diminuer les efforts transmis.

Ce travail constitue ainsi une base solide pour la préparation des expérimentations à l'échelle de l'ouvrage tel que prévu dans le cadre du projet *Rempare*. Il fournit des éléments essentiels à la prédéfinition des structures à soumettre à impact et donne des indications quant à la mise en œuvre des matériaux constitutifs de ces structures originales.

---

## Références bibliographiques

- [1] AFNOR (1988), NF G38-019 - Textiles - Articles à usages industriels - Essais des géotextiles - Détermination de la résistance au poinçonnement, AFNOR.
- [2] AFNOR (1994), NF P94-070 - Sols : reconnaissance et essais - Essais à l'appareil triaxial de révolution, généralités - définitions, AFNOR.
- [3] AFNOR (1996), NF EN ISO 10319 - Géotextiles - Essai de traction des bandes larges, AFNOR.
- [4] AFNOR (1998), NF EN 10223-3 - Fils et produits tréfilés en acier pour clôtures - Partie 3 : Grillage à mailles hexagonales, en acier, pour applications industrielles, AFNOR.
- [5] AFNOR (2000), NF P94-420 - Roches : détermination de la résistance à la compression uniaxiale, AFNOR.
- [6] AFNOR (2001), NF P94-422 - Roches : détermination de la résistance à la traction / Méthode indirecte - essai brésilien, AFNOR.
- [7] AFNOR (2002), CWA 14243 - Matériaux issus de pneumatiques usés et leurs applications (en anglais), AFNOR.
- [8] AFNOR (2002), NF P94-425 - Roches : détermination du module d'Young et du coefficient de Poisson, AFNOR.
- [9] AFNOR (2003), NF EN ISO 14688-1 Reconnaissance et essais géotechniques : Dénomination, description et classification - Partie 1 : Dénomination et description, AFNOR.
- [10] AFNOR (2004), NF P94-325-1 - Exécution des travaux géotechniques spéciaux - Ouvrages en gabions : ouvrages hors site aquatique, AFNOR.
- [11] AFNOR (2006), NF EN ISO 10318 - Géosynthétiques - termes et définitions, AFNOR.
- [12] Agliardi, F., et G. Crosta (2003), High resolution three-dimensional numerical modelling of rockfalls, *International journal of rock mechanics and mining sciences*, 40, 455–471.
- [13] Agostini, R., L. Cesario, A. Conte, M. Masetti, et A. Papetti (1987), Structures souples en gabions pour les ouvrages de soutènement des terres, *Rapport technique*, Maccaferri, Bologna.
- [14] Aliapur (2006), [www.aliapur.fr](http://www.aliapur.fr) Filière française de valorisation des pneus usagés.
- [15] Association, J. R. (1978), *Handbook of prevention against rock falls*, Tokyo, Japon.

- 
- [16] Azzoni, A., et M. de Freitas (1995), Experimentally gained parameters, decisive for rock fall analysis, *Rock mechanics and rock engineering*, 28(2), 111–124.
- [17] Bathurst, R. J., et R. Karpurapu (1993), Large-scale triaxial compression testing of geocell-reinforced granular soils, *Geotechnical testing journal*, 16(3), 296–303.
- [18] Beaumont, J., N.-T. Long, I. Piona, et P. Ursat (1987), Mur PNEUSOL - Efficacité acoustique, *Rapport technique*, Laboratoire central de ponts et chaussées, Strasbourg.
- [19] Ben Mammou, A., W. Berriri, et M. Saddem (2006), Méthodologie d'étude des falaises et de cartographie des risques: application à la falaise de Kef El Hendi (cap Bon, Tunisie), *Revue française de géotechnique*, 117, 29–38.
- [20] Benoit, O. (2002), Aptitude à la traficabilité des sols de surface remaniés aux engins chenillés: études expérimentales et modélisations phénoménologique, Thèse de Doctorat, Université Joseph Fourier, Grenoble.
- [21] Bergado, D., P. Voottipruex, A. Srikongsri, et C. Teerawattanasuk (2001), Analytical model of interaction between hexagonal wire mesh and silty sand backfill, *Canadian geotechnical journal*, 38, 782–795.
- [22] Bergado, D., S. Youwai, C. Teerawattanasuk, et P. Visudmedanukul (2003), The interaction and behaviour of hexagonal wire mesh reinforced embankment with silty sand backfill on soft clay, *Computers and geotechnics*, 30, 517–534.
- [23] Berthet-Rambaud, P. (2004), Structures rigides soumises aux avalanches et chutes de blocs: modélisation du comportement mécanique et caractérisation de l'interaction "phénomène-ouvrage", Thèse de Doctorat, Université Joseph Fourier, Grenoble.
- [24] Bertrand, D. (2006), Modélisation du comportement mécanique d'une structure cellulaire soumise à une sollicitation dynamique localisée - Application aux structures de protection contre les éboulements rocheux, Thèse de Doctorat, Université Joseph Fourier, Grenoble.
- [25] Bertrand, D. (2006), Modélisation numérique de cellules géocomposites pour la protection contre les éboulements rocheux, in *24emes Rencontres Universitaires de Génie Civil*, La Grande Motte (France), prix jeune chercheur.
- [26] Bertrand, D., P. Gotteland, S. Lambert, F. Nicot, et F. Derache (2004), A multiscale mechanical modelling of unusual geocomposite material for rockfall impact, in *NUMOG IX*, Ottawa.
- [27] Bertrand, D., P. Gotteland, et F. Nicot (2005), DEM modelling of natural stones assembly confined in wire mesh, in *Powders and Grains*, Stuttgart (Germany).
- [28] Bertrand, D., F. Nicot, P. Gotteland, et S. Lambert (2006), Modelling a geo-composite cell using discrete analysis, *Computers and geotechnics*, 32, 564–577.
- [29] Bertrand, D., F. Nicot, P. Gotteland, et S. Lambert (2007), D.E.M numerical modeling of double twisted hexagonal mesh, *Canadian geotechnical journal*, *Accepté*.
- [30] Bertrand, D., F. Nicot, S. Lambert, et P. Gotteland (2007), DEM modeling of a cellular structure for rockfall protection based on a multiscale approach, in *Tenth International Symposium on Numerical Models in Geomechanics*, Rhodes, Grèce.

- 
- [31] Blovsky, S. (2002), Model tests on protective barriers against rockfall, in *15th EYGEC - European Young Geotechnical Engineers Conference*, Dublin.
- [32] Boguslavskii, Y., S. Drabkin, I. Juran, et A. Salman (1996), Theory and practice of projectile's penetration in soils, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 122(10), 806–812.
- [33] Bosscher, P., T. Edil, et S. Kuruoka (1997), Design of highway embankments using tire chips, *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 123(4), 295–304.
- [34] Brandl, H., et S. Blovsky (2004), Protective barriers against rockfall, in *3rd European geosynthetics conference*, Munich.
- [35] Breugnot, A. (2007), Comportement mécanique d'un merlon de protection à technologie cellulaire - Mémoire de recherche, Master MCGM, Université Joseph Fourier.
- [36] Burroughs, D., H. H. Henson, et S. S. Jiang (1993), Full scale geotextile rock barrier wall testing, analysis and prediction, in *Geosynthetics' 93*, Vancouver, Canada.
- [37] Calvetti, F., C. Di Prisco, et M. Vecchiotti (2005), Experimental and numerical study of rock-fall impacts on granular soils, *Rivista italiana di geotecnica*, 4, 95–109.
- [38] Cambou, B., et M. Jean (2001), *Micromécanique des matériaux granulaires*, 336 pp., Lavoisier.
- [39] Cao, W. (2007), Study on properties of recycled tire rubber modified asphalt mixtures using dry process, *Constructing and building materials*, 21, 1011–1015.
- [40] Carotti, A., C. Di Prisco, M. Vecchiotti, P. Recalcatti, et P. Rimoldi (2004), Modeling of geogrid reinforced embankments for rockfall protection, in *3rd European geosynthetics conference*, Munich.
- [41] Cecich, V., L. Gonzales, A. Hoisaeter, J. Williams, et K. Reddy (1996), Use of shredded tires as lightweight backfill material for retaining structures, *Waste management and research*, 14, 433–451.
- [42] Cetin, H., M. Fener, et O. Gunaydin (2007), Geotechnical properties of tire-cohesive clayey soil mixtures as a fill material, *Engineering geology*, 88, 110–120.
- [43] Chan, S., et A. Ngan (2005), Statistical distribution of contact forces in packing of deformable spheres, *Mechanics of materials*, 34, 493–506.
- [44] Chikatamarla, R. (2005), Optimisation of cushion materials for rockfall protection galleries, Thèse de Doctorat, Swiss federal institute of technology, Zurich.
- [45] Chikatamarla, R., J. Laue, et S. Springman (2004), Rockfall impact on protection galleries, in *SEMC*, Cape Town.
- [46] Chikatamarla, R., J. Laue, et S. Springman (2005), Stress distribution of rockfall events on protection galleries, in *ICSMGE*.
- [47] Coulet, C., et J. Perrin (1989), Réemploi de pneumatiques usagés en technique routière - Procédé PNEURESIL - Epagny (74), RN 508, franchissement du canal de Calvi., *Rapport technique*, Région Rhône Alpes - Ademe.
- [48] Coulon, E., et J. Bruhier (2006), Les merlons renforcés de protection, in *Rencontres géosynthétiques 2006*, Montpellier.

- 
- [49] Cundall, P., et O. Strack (1979), A discrete numerical model for granular assemblies, *Revue française de géotechnique*, 29, 47 – 65.
- [50] da Cruz, F., S. Emam, M. Procnow, J. Roux, et F. Chevoir (2005), Rheophysics of dense granular materials: Discrete simulation of plane shear flows, *Physical review E*, 72(2).
- [51] Dantu, P. (1957), Contribution à l'étude mécanique et géométrique des milieux pulvérulents, in *4th International conference on soil mechanics and foundations*, Butterworth scientific publications.
- [52] de Josselin De Jong, G., et A. Verruijt (1969), Etude photo - élastique d'un empilement de disques, *Cahiers du groupe français de rhéologie*, II, 73 – 86.
- [53] Delhomme, F. (2005), Etude du comportement sous impact d'une structure pare-blocs en béton armé, Thèse de Doctorat, Université de Savoie, LOCIE, Chambéry.
- [54] Delohen, P. (), Un remblai allégé en pneus pour construire sur un terrain à portance nulle, *Moniteur des travaux publics*, N° 5059.
- [55] Descoedres, F. (1997), Aspects géomécaniques des instabilités de falaises rocheuses et des chutes de blocs, *Publications de la société suisse de mécanique des sols et des roches*, 135, 3–11.
- [56] Dormieux, L., et C. Delaurence (1991), Stabilité d'une cellule de gabion sous poids propre, *Revue française de géotechnique*, 55, 47–61.
- [57] Dorren, L., F. Berger, C. Le Hir, E. Mermin, et P. Tardif (2005), Mechanics, effects and management implications of rockfall in forests, *Forest ecology and management*, 215, 183–195.
- [58] Dorren, L., F. Berger, et U. Putters (2006), Real-size experiments and 3D simulation of rockfall on forested and non-forested slopes, *Natural hazards and earth system sciences*, 6(1), 145–153.
- [59] Drucker, D., et W. Prager (1952), Soil mechanics and plastic analysis of limit design, *Quarterly of applied mathematics*, 10, 157–165.
- [60] Edeskar, T. (2004), Technical and environmental properties of tyre shreds focusing on ground engineering applications, *Rapport technique*, Luleå university of technology.
- [61] Edil, T. B., et P. J. Bosscher (1994), Engineering properties of tire chips and soils mixtures, *Geotechnical testing journal*, 17(4), 453–464.
- [62] Evesque, P., W. Meftah, et J. Biarez (1993), Mise en évidence de variations brutales et d'évolutions quasi discontinues dans les courbes contrainte-déformation d'un milieu granulaire bi-dimensionnel de rouleaux, *Comptes rendus de l'académie des sciences*, 316, 321–327.
- [63] Feng, Z.-Y., et K. Sutter (2000), Dynamic properties of granulated rubber/sand mixtures, *Geotechnical testing journal*, 23(3), 338–344.
- [64] Foose, G., C. Benson, et P. J. Bosscher (1996), Sand reinforced with shredded waste tires, *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 122(9), 760–767.
- [65] Frayssines, M. (2005), Contribution à l'évaluation de l'aléa éboulement rocheux (rupture), Thèse de Doctorat, Université Joseph Fourier, Grenoble.

- 
- [66] Ghazavi, M., et M. A. Sakhi (2005), Influence of optimized tire shreds on shear strength parameters of sand, *International Journal of geomechanics*, 5(1), 58–62.
- [67] Ghazavi, M., et M. A. Sakhi (2005), Optimization of aspect ratio of waste tire shreds in sand-shred mixtures using CBR tests, *Geotechnical testing journal*, 28(6), 564–569.
- [68] Ghionna, V. N., M. Olivetta, et M. Vicari (2004), Interpretation of pullout and direct sliding tests on double twisted steel wire mesh reinforcements, in *3rd European geosynthetics conference*, Munich.
- [69] Giroud, J. (1970), *Propriétés physiques des sols*.
- [70] Gotteland, P., S. Lambert, et B. L. (2005), Strength characteristics of tyre chips-sand mixtures, *Studia geotechnica et mechanica*, 27(1), 55–66.
- [71] Gotteland, P., S. Lambert, C. Salot, et P. Villard (2006), Réponse au défi de la valorisation des déchets de pneus; comportement mécanique et modélisation numérique de mélanges de copeaux de pneus - sol, in *24emes Rencontres Universitaires de Génie Civil*, La Grande Motte (France).
- [72] Gotteland, P., S. Lambert, et M. Douaillat (2007), Geotechnical reuse of scrap tyres for rockfall protection structures; states of the art and perspectives, in *Geo-Environmental Engineering 2007*, Grenoble.
- [73] Gotteland, P., S. Lambert, C. Salot, et V. Gras (2007), Investigating the Strength characteristics of tyre chips – sand mixtures for geo-cellular structure engineering, in *International Workshop on Scrap Tire Derived Geomaterials- Opportunities and Challenges*, Yokosuka (Japon).
- [74] Groupe Falaise, . (2001), *Prévention des mouvements de versants et des instabilités de falaises - Confrontation des méthodes d'étude des éboulements rocheux dans l'arc alpin*, 239 pp., Programme INTERREG II C - "Falaises " Méditerranée Occidentale et Alpes Latines.
- [75] Guyon, E., et J.-P. Troadec (1994), *Du sac de billes au tas de sable*, 306 pp., Odile Jacob.
- [76] Guzzetti, F., P. Reichenbach, et S. Ghighi (2004), Rockfall hazard and risk assessment along a transportation corridor in the Nera Valley, Central Italy, *Environmental management*, 34(2), 191–208.
- [77] Haeri, S., R. Noorzad, et A. Oskoorouchi (2000), Effect of geotextile reinforcement on the mechanical behavior of sand, *Geotextiles and geomembranes*, 18, 385–402.
- [78] Hearn, G., R. K. Barrett, et H. H. Henson (1995), Development of effective rockfall barriers, *Journal of transportation engineering*, (November-december 1995), 507–516.
- [79] Hearn, G., R. K. Barrett, et H. H. Henson (1996), Testing and modelling of two rockfall barriers, *Transportation research record*.
- [80] Heimdal, T., et A. Drescher (1999), Elastic anisotropy of tire shreds, *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 125(5), 383–389.
- [81] Henkel, D., et G. Gilbert (1952), The effect of the rubber membrane on the measured triaxial compression strength of clay samples, *Géotechnique*, 3(1), 20–29.



- 
- [82] Houpert, R. (1970), The uniaxial compressive strength of rocks, in *2nd Congress of International society of rock mechanics*, Belgrade.
- [83] Humphrey, D., L. Chen, et R. Eaton (1997), Laboratory and field measurements of the thermal conductivity of tire chips for uses as subgrade insulation, in *Transportation research board, 76th annual meeting*, Washington.
- [84] Iizuka, A., M. Hirata, Y. Yokota, H. Ohta, E. R. Kim, et T. Kubo (2002), Compressive shear tests of compacted soils wrapped by geosynthetics, in *7th International conference on geosynthetics*, Swets and Zeitlinger, Nice.
- [85] Iizuka, A., K. Kawai, E. R. Kim, et M. Hirata (2004), Modeling of the confining effect due to the geosynthetic wrapping of compacted soil specimens, *Geotextiles and geomembranes*, 22, 329–358.
- [86] Indraratna, B., et G. Lasek (1996), Laboratory evaluation of the load-deflection behaviour of clay beams reinforced with galvanised wire netting, *Geotextiles and geomembranes*, 14, 555–573.
- [87] Jaecklin, F. (2006), Innovative design for repairing Gondo mudslide by 20m high geogrid wall, in *8th international conference on geosynthetics*, Ozaka.
- [88] Kar, A. (1978), Projectile penetration in buried structures, *Journal of the structural division - ASCE*, 104, 125–139.
- [89] Krumbein, W. (1941), Measurement and geologic significance of shape and roundness of sedimentary particles, *Journal of sedimentary petrology*, 11, 64–72.
- [90] Labieuse, V., F. Descoedres, M. S., et C.-A. Schmidaler (1994), Etude expérimentale de la chute de blocs rocheux sur une dalle en béton armée recouverte par des matériaux amortissants, *Revue française de géotechnique*, 69, 41–62.
- [91] Lade, P. V., J. Yamamuro, et P. A. Bopp (1996), Significance of particle crushing in granular materials, *Journal of geotechnical engineering*, 122(4), 309–316.
- [92] Lajtai, E., E. Scott Duncan, et B. Carter (1991), The effect of strain rate on rock strength, *Rock mechanics and rock engineering*, 24, 99–109.
- [93] Lambert, S., P. Gotteland, O. Plé, D. Bertrand, et F. Nicot (2004), Modélisation du comportement mécanique de cellules de matériaux confinés, in *Journées Nationales de Géotechnique et de Géologie*, Lille.
- [94] Lambert, S., P. Gotteland, D. Bertrand, et F. Nicot (2007), Comportement mécanique de géo-cellules sous impact – application aux ouvrages pare-blocs, *Revue française de géotechnique*, 119, 51–63.
- [95] Lang, H. (1974), *Transitgas AG: Erdgasleitungenn der Gemeinde Innertkirchen 3'386*.
- [96] LCPC (2001), *Parades contre les instabilités rocheuses*, Collection environnement, 143 pp., LCPC, Paris.
- [97] Lebaupin, P., J. Pellet, et R. Gourves (1999), Géotextile tridimensionnel : un remblai raidi végétalisé avec des alvéoles, in *Rencontres géosynthétiques 99*, Bordeaux (France).
- [98] Lee, D.-M. (1992), The angles of friction of granular materials, Thèse de Doctorat, Cambridge University.

- 
- [99] Lee, J., R. Salgado, A. Bernal, et C. Lovell (1999), Shredded tires and rubber-sand as lightweight backfill, *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 125(2), 132–141.
- [100] Lee, K., et I. Farhoomand (1967), Compressibility and crushing of granular soil in anisotropic triaxial compression, *Canadian geotechnical Journal*, 4(1), 68–86.
- [101] Lepert, P., et J.-F. Corté (1988), Etude en centrifugeuse de l’impact de gros blocs rocheux sur un remblai de protection, in *Centrifuge 88*, Balkema.
- [102] Liu, H., S. Kou, et P.-A. Lindqvist (2005), Numerical studies on the inter-particle breakage of a confined assembly in rock crushing, *Mechanics of materials*.
- [103] Lobo-Guerrero, S., et L. E. Vallejo (2005), Crushing a weak granular material : experimental numerical analyses, *Géotechnique*, 55(3), 245–249.
- [104] Long, N.-T. (1993), Le Pneusol :Recheches - réalisations - perspectives, Thèse de Doctorat, Lyon.
- [105] Lorentz, J. (2007), Etude de la capacité de dissipation sous impact d’une structure sandwich de protection contre les chutes de blocs rocheux, Thèse de Doctorat, Université Joseph Fourier, Grenoble.
- [106] Lorentz, J., F. Donzé, P. Perrotin, et P. Plotto (2005), Etude de la capacité de dissipation d’une structure de protection multicouche contre les chutes de blocs rocheux, in *Rencontres universitaires de génie civil AUGC*, Grenoble.
- [107] Lorentz, J., F. Donzé, P. P., et P. P. (2006), Experimental study of the dissipative efficiency of multylayered protective structure against rockfall impact, *Revue européenne de génie civil*, 10, 295–308.
- [108] Luong, M. P., J.-C. Eytard, M. Khay, G. Vincelas, et D. Papachristou (2003), Transmissibilité vibratoire d’un géomatériau de recyclage, in *6e Colloque National AFPS*, Ecole Polytechnique.
- [109] Madhavi Latha, G., K. Rajagopal, et N. Krishnaswamy (2006), Experimental and theoretical investigations on geocell-supported embankments, *International Journal of geomechanics*, 6(1), 30–35.
- [110] Mannsbart, G. (2002), Geosynthetic reinforced protection structures in mountainous regions - examples of safe and cost-effective alternatives to conventional structures, in *7th international conference on geosynthetics, 7th ICG*, Delmas, Gourc et Girard, Nice.
- [111] Markewitz, K., F. Mairet, P. Naquin, J.-F. Jaby, et A. de Cazenove (2006), Caractéristiques et propriétés techniques des pneumatiques usagés dans le cadre d’utilisations en génie civil. Synthèse d’une étude de l’état de l’art des utilisations des pneumatiques usagés en centres de stockage de déchets et en bassins de rétention d’eaux pluviales., *Rapport technique*, Aliapur Ademe.
- [112] Marsal, J. (1973), *Mechanical properties of rockfill*, Embankment - dam engineering - Casagrande volume, J. Wiley & sons.
- [113] Masad, E., R. Taha, C. Ho, et T. Papagiannakis (1996), Engineering properties of

- 
- tire/soil mixtures as a lightweight fill material, *Geotechnical testing journal*, 19(3), 297–304.
- [114] Masuya, H. (1992), *The state of the art concerning the impact problem by rock falls in Japan*.
- [115] Masuya, H., et Y. Kajikawa (1991), Numerical analysis of the collision between a falling rock and a cushion by distinct element method, *Computer Methods and Advances in Geomechanics*, pp. 493–498.
- [116] Mathieu, Y., et J. Marchal (1989), Déviation de la route national 90 à Aigueblanche - Réalisation d'un massif renforcé par géotextile et parement PNEUSol : le PNEUTEX, *Bulletin des laboratoires des ponts et chaussées*, (162).
- [117] Mayne, P., et S. Jones (1983), Impact stresses during dynamic compaction, *Journal of Geotechnical Engineering*, 109, 1342–1346.
- [118] Michelin (2007), [www.michelin.fr](http://www.michelin.fr).
- [119] Ménard, L. (1975), Theoretical and practical aspects of dynamic consolidation, *Géotechnique*, 25(3).
- [120] Montani Stoffel, S. (1998), Sollicitation dynamique de la couverture des galeries de protection lors de chutes de blocs, Thèse de Doctorat, EPFL, Lausanne.
- [121] Mougin, J., P. Perrotin, M. Mommessin, J. Tonnelo, et A. Agboussou (2004), Rock fall impact on reinforced concrete slab : an experimental approach, *International Journal of Impact Engineering*.
- [122] Mueth, D., H. Jaeger, et S. Nagel (1998), Force distribution in a granular medium, *Physical review E*, 57(3), 3164–3169.
- [123] Muhunthan, B., S. Shu, N. Sasiharan, O. Hattamleh, T. Badger, S. Lowell, et J. Duffy (2005), Analysis and design of wire mesh/cable net slope protection, *Rapport technique*.
- [124] Muller, D. (1996), Techniques informatiques efficaces pour la simulation de milieux granulaires par des méthodes d'éléments distincts, Thèse de Doctorat, EPFL, Lausanne.
- [125] Nakata, Y., M. Hyodo, A. Hyde, Y. Kato, et H. Murata (2001), Microscopic particle crushing of sand subjected to high pressure one-dimensionnal compression, *Soils and foundations*, 41(1), 69–82.
- [126] Nicot, F., B. Cambou, et G. Mazzoleni (2001), From a constitutive modelling of metallic rings to the design of rockfall restraining nets, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 25, 49 –70.
- [127] Nicot, F., P. Gotteland, D. Bertrand, et S. Lambert (2007), Multi-scale approach to geo-composite cellular structures subjected to impact, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 31, 1477–1515.
- [128] Nomura, T., I. S., M. Fuchigami, Y. Yokota, T. Kubo, N. Tatta, et K. Arai (2002), Experimental research of reinforced soil wall for rock-fall protection, in *7th international conference on geosynthetics*, Nice.

- 
- [129] Obata, Y. (1999), Dynamic response analysis of rockfall protection MSE-wall, *Geosynthetics engineering journal*, pp. 92–100.
- [130] Oda, M., J. Konishi, et S. Nemat-Nasser (1982), Experimental evaluation of strength of granular materials, effects of particle rolling, *Mechanics of materials*, 1, 269–283.
- [131] Peila, D., C. Castiglia, C. Oggeri, G. Guasti, P. Recalcatti, et F. Sassudelli (2000), Full scale tests on geogrid reinforced embankments for rockfall protection, in *2nd European geosynthetics conference, Eurogeo II*, Patron Bologna, Bologna.
- [132] Peila, D., C. Castiglia, C. Oggeri, G. Guasti, P. Recalcatti, et P. Rimoldi (2002), Testing and modelling geogrid reinforced soil embankments subject to high energy rock impacts, in *7th International conference on geosynthetics*, Swets and Zeilinger, Nice.
- [133] Pham Van Bang, D. (2004), Comportement instantané et différé des sables des petites aux moyennes déformations : expérimentation et modélisation, Thèse de Doctorat, Ecole nationale de travaux publics de l'état - ENTPE.
- [134] Pichler, B., C. Hellmich, J. Eberhardsteiner, et H. Mang (2005), Assesment of protection systems for buried steel pipelines endangered by rockfall, *Computer-aided civil and infrastructure engineering*, 20, 331–342.
- [135] Pichler, B., C. Hellmich, et H. Mang (2005), Impact of rocks onto gravel - Design and evaluation experiments, *International Journal of Impact Engineering*, (31), 559–578.
- [136] Plassiard, J.-P., F. Donzé, et P. Plotto (2006), Modélisation par la méthode des éléments discrets d'impacts rocheux sur une structure de protection de type merlon, in *Journées Nationales de Géotechnique et de Géologie*, Lyon.
- [137] Pyanowski, D. (2002), European end of life tyres, in *RMA Rubber recycling conference*, Montreal, Québec.
- [138] Racana, N. (2002), Etude du comportement mécanique d'un massif en sol renforcé par géotextile cellulaire, Thèse de Doctorat, Université Blaise Pascal, Clermont-Ferrand.
- [139] Radeke, C., K. Bagi, B. Palancz, et D. Stoyan (2004), On probability distribution of contact magnitudes in loaded dense granular media, *Granular matter*, 6, 17–26.
- [140] Radjai, F., M. Jean, J.-J. Moreau, et S. Roux (1996), Force distribution in dense two-dimensional granular systems, *Physical review letters*, 77(2), 274–277.
- [141] Radjai, F., D. E. Wolf, M. Jean, et J.-J. Moreau (1998), Bimodal character of stress transmission in granular packings, *Physical review letters*, 80(1), 61–64.
- [142] Radjai, F., S. Roux, et J. Moreau (1999), Contact forces in a granular packing, *Chaos*, 9(3), 544–550.
- [143] Rajagopal, K., N. Krishnaswamy, et G. Madhavi Latha (1999), Behaviour of sand confined with single and multiple geocells, *Geotextiles and geomembranes*, 17, 171–184.
- [144] Ratel, A. (1987), Modélisation d'un sol renforcé par géosynthétique : application de la "méthode en déplacements", Thèse de Doctorat, Université scientifique et médicale et Institut national polytechnique de Grenoble, Grenoble.

- 
- [145] Reddy, K., et A. Marella (2001), Properties of different scrap tire shreds: implications on using as drainage material in landfill cover systems, in *The 7th International conference on solid waste technology and management*, Philadelphia.
- [146] Reiffsteck, P. (1996), Etude du comportement mécanique du géotextile tridimensionnel alvéolaire ARMATER. Analyse numérique et expérimentale, Thèse de Doctorat, Université Blaise Pascal, Clermont-Ferrand.
- [147] Ritchie, A. (1963), Evaluation of rockfall and its control., *Highway research record*, 17, 13–28.
- [148] Salot, C. (2007), Modélisation du comportement mécanique d'un matériau granulaire composite par la méthode des éléments discrets, Thèse de Doctorat, Université Joseph Fourier, Grenoble.
- [149] Scott, R., et R. Pearce (1975), Soil compaction by impact, *Géotechnique*, 25(1), 19–30.
- [150] Simm, J., M. Wallis, et K. Collins (2005), Sustainable Re-use of tyres in port, coastal and river engineering - Guidance for planning, implementation and maintenance, *Rapport technique*, HR Wallingford.
- [151] Smith, C., W. Anderson, et R. Freewood (2001), Evaluation of shredded tyre chips as sorption media for passive treatment walls, *Engineering geology*, 60, 253–261.
- [152] Subrin, D. (2006), Modélisation analytique et numérique pseudo-statique des merlons de protection contre les chutes de blocs rocheux, in *Journées Nationales de Géotechnique et de Géologie*, Lyon.
- [153] Tatlisoz, N., T. Edil, et C. Benson (1998), Interaction between reinforcing geosynthetics and soil-tire chip mixtures, *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 124(11), 1109–1119.
- [154] Trouzine, H., A. Asroun, et L. N.-T. (2004), Pneusol, 30 ans après, in *22èmes rencontres universitaires de génie civil*, Marne-la-Vallée.
- [155] Tsoungui, O., D. Vallet, et J.-C. Charmet (1998), Use of contact area trace to study the force distributions inside 2D granular systems, *Granular matter*, 1, 65–69.
- [156] Tsoungui, O., D. Vallet, et J.-C. Charmet (1999), Numerical model of crushing of grains inside two-dimensional granular materials, *Powder technology*, (105), 190–198.
- [157] Tweedie, J., D. Humphrey, et T. Sandford (1998), Tire shreds as lightweight retaining wall backfill: active conditions, *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 124(11), 1061–1070.
- [158] Venkatappa Rao, G., et R. K. Dutta (2006), Compressibility and strength behaviour of sand-tire chip mixtures, *Geotechnical and geological engineering*, 24, 711–724.
- [159] Vicari, M., et F. Derache (1999), Ouvrage en remblais renforcés avec grillage métallique double torsion - étude de cas: le circuit de Formule 1 d'Imola, Italie, in *Rencontres géosynthétiques 99*, Bordeaux (France).
- [160] Viollet-le Duc, E. (1856), *Dictionnaire raisonné de l'architecture française du XIe au XVIIe siècle*.
- [161] Warith, M., E. Evgin, et P. Benson (2004), Suitability of shredded tires for use in landfill leachate collection systems, *Waste management*, 24, 967–979.

- 
- [162] Wu, Y. W., C. C. Benda, et R. F. Cauley (1997), Triaxial determination of shear strength of tire chips, *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 123(5), 479–482.
- [163] Yang, S., R. Lohnes, et H. Kjartanson (2002), Mechanical properties of shredded tires, *Geotechnical testing journal*, 25(1), 44–52.
- [164] Yasufuku, N., H. Ochiai, M. Kaneshige, et T. Kawamura (2006), Confining effect of geogrid-reinforced soil linked with soil dilatancy and its application to practical design method, in *8th International conference on geosynthetics*, Millpress, Yokohama.
- [165] Yoon, Y., S. Cheon, et D. Kang (2004), Bearing capacity and settlement of tire-reinforced sands, *Geotextiles and geomembranes*, 22, 439–453.
- [166] Yoshida, H. (1999), Recent experimental studies on rockfall control in Japan, in *Joint Japan-Swiss scientific seminar on impact by rock falls and design or protection structures*, Kanzawa.
- [167] Yoshida, H., H. Masuya, et T. Ihara (1988), Experimental study of impulsive design load for rock sheds, *IABSE Periodica*, P-127/88, 61–74.
- [168] Youwai, S., et D. Bergado (2003), Strength and deformation characteristics of shredded rubber tire-sand mixtures, *Canadian geotechnical journal*, 40, 254–264.
- [169] Youwai, S., D. Bergado, et N. Supawiwat (2004), Interaction between hexagonal wire reinforcement and rubber tire chips with and without sand mixture, *Geotechnical testing journal*, 27(3).
- [170] Zornberg, J., A. Cabral, et C. Viratjandra (2004), Behaviour of tire shred-sand mixtures, *Canadian geotechnical journal*, 41, 227–241.

---

---

# Annexes



---

## Annexe 1 : traitement des films numériques

Sur chaque image on repère le point sommital de l'impacteur. Ce point est à la verticale du centre de gravité de l'impacteur, reste le plus net et ne disparaît jamais lors de l'enfoncement dans la cellule. A chaque image, on détermine ainsi une position,  $x_i$ , et on calcule la vitesse,  $v_i$ , puis l'accélération,  $a_i$ , avec

$$v_i = \frac{x_{i+1} - x_{i-1}}{2\Delta t} \quad \text{et} \quad a_i = \frac{x_{i+1} - 2x_i + x_{i-1}}{(\Delta t)^2} \quad (6.4)$$

Ce mode de dépouillement manuel des films est satisfaisant pour ce qui concerne la mesure des déplacements, avec un écart maximum de 3% par rapport à la valeur moyenne sur plusieurs mesures. Par contre, cette méthode n'est pas satisfaisante pour la vitesse et conduit à des valeurs aberrantes pour l'accélération : les opérations successives sur les déplacements augmentant l'incertitude. Une solution pour obtenir des valeurs de vitesse et d'accélération satisfaisantes consiste à lisser les valeurs de déplacement. Ceci se justifie car les variations de vitesse de l'impacteur entre deux images sont faibles, le laps de temps entre deux images étant très court par rapport à la durée de l'impact. Le lissage retenu est un lissage sur 5 points, centré, avec pondération :

$$x_i^* = \frac{x_{i-2} + 2x_{i-1} + 3x_i + 2x_{i+1} + x_{i+2}}{9} \quad (6.5)$$

On réduit très significativement l'incertitude sur la vitesse et l'accélération en retenant la valeur de position corrigée,  $x_i^*$ , à la place de la valeur mesurée,  $x_i$ . Cette méthode conduit à lisser les pics d'accélération de faible durée.

---

## Annexe 2 : traitement des signaux de l'accéléromètre

Chacune des voies (x, y et z) de l'accéléromètre fournit un signal en tension,  $u_i(t)$  avec  $i=x, y$  et  $z$ , à un pas de temps  $\Delta t$  valant 0,0005 ou 0,001 secondes selon les expérimentations.

Compte tenu du bruit sur le signal, on calcule la moyenne de cette tension sur une durée d'au moins 1 seconde avant l'impact ( $\hat{u}_i^0$ ). On calcule ensuite la variation de tension sur chaque voie, par rapport à cette valeur moyenne, sur la durée de l'impact :

$$\Delta u_i(t) = u_i(t) - \hat{u}_i^0$$

On lisse ensuite le signal en faisant la moyenne sur un pas de temps de 1ms (moyenne glissante) pour obtenir :

$$\Delta^* u_i(t) = \frac{\sum_{\theta=t-\frac{n}{2}\Delta t}^{t+\frac{n-1}{2}\Delta t} \Delta u_i(\theta)}{n}$$

où  $n$  est le nombre de mesures sur 1ms, soit  $n = \frac{1000}{\Delta t}$ , valant 20 ou 10 selon les expérimentations.

Pour tenir compte du problème de retour à zéro observé, cette valeur est corrigée par :

$$\Delta u_i^{corr}(t) = \Delta^* u_i(t) - \Delta^* u_i(t - \Delta t) + \Delta u_i^{corr}(t - \Delta t) e^{(\Delta t/\tau)}$$

La tension corrigée est ainsi calculée par une méthode incrémentale (à partir de la différence de valeur des tensions  $\Delta^* u_i$  successives) et en 'amortissant' la tension  $\Delta u_i^{corr}$  calculée au pas de temps précédent.

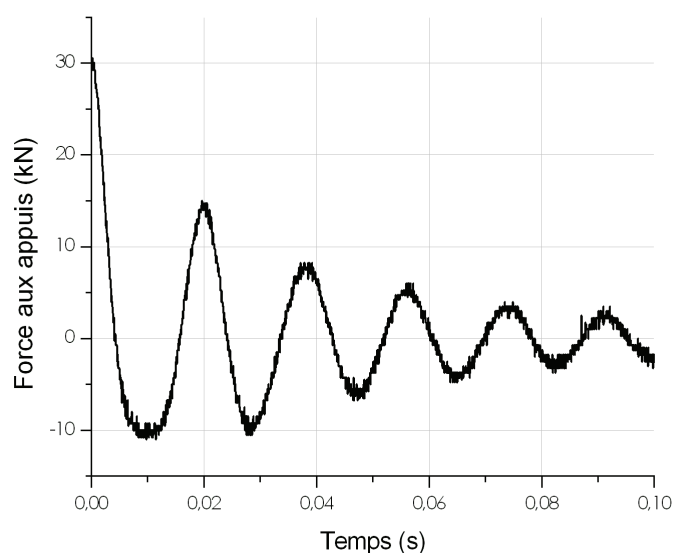
Connaissant le gain sur chaque voie, on calcule ensuite la norme du vecteur accélération à partir de  $\Delta u_x^{corr}(t)$ ,  $\Delta u_y^{corr}(t)$  et  $\Delta u_z^{corr}(t)$ .

---

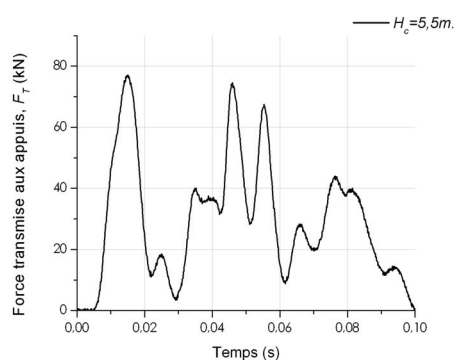
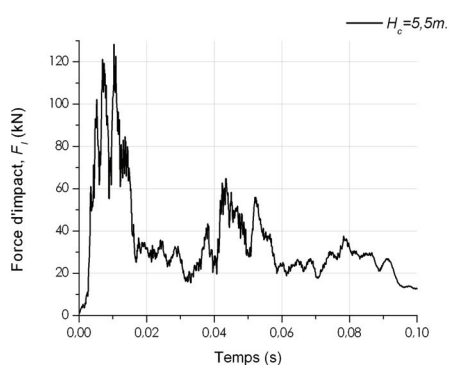
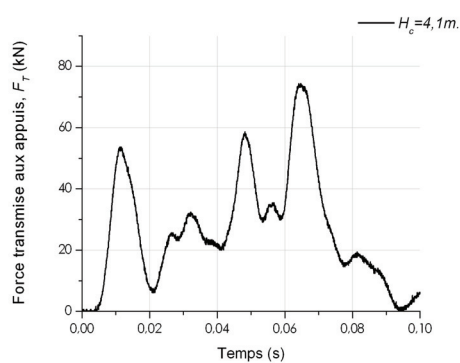
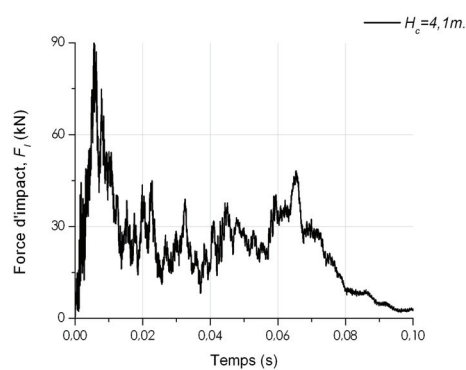
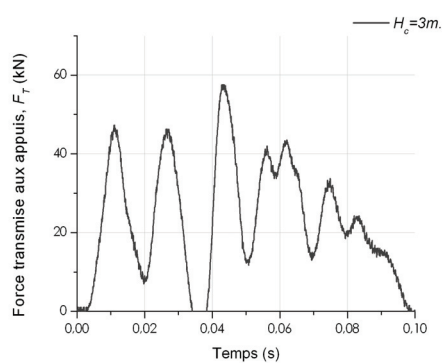
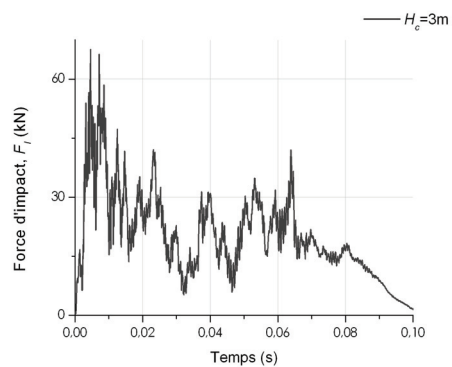
## Annexe 3 : oscillations du dispositif expérimental d'impact

Les trois éléments susceptibles d'être à l'origine de ce phénomène sont la dalle, les capteurs de force et le socle. Ce dernier, compte tenu de ses caractéristiques dimensionnelles, notamment, peut être considéré comme rigide : il ne peut générer ces oscillations. Les capteurs de force peuvent être assimilés à des ressorts dont la raideur peut être déterminée par leur réponse en force-déplacement. La raideur de chaque capteur est d'environ  $3.10^9\text{N/m}$ . Assimilant les trois capteurs à un ressort unique et supposant le système non dissipatif, ceci conduit à une fréquence de 250Hz. Or, la fréquence des oscillations libres observées juste après l'impact, sur les différents essais, est proche de 53Hz. Finalement, les oscillations ne seraient dues ni au socle ni aux capteurs de force, mais à la dalle du site.

La dalle du site est en béton armé, coulée sur des déchets de carrière. Pour connaître la réponse du système constitué de la dalle, des capteurs et du socle un coup de masse a été asséné au centre du socle. La réponse en oscillation libre est non linéaire et amortie (*cf.* Fig. ci-dessous). La force alors transmise aux appuis est relativement faible par rapport aux valeurs atteintes lors des essais d'impact sur cellule. Et, il est difficile de reproduire des excitations permettant d'atteindre des valeurs de force comparables. De ce fait, il n'est pas possible de modéliser le comportement de ce système dans toutes les conditions.



## Annexe 4 : réponse de cellules 500 granulats non-confinées pour différentes hauteurs de chute



## Résumé

Cette thèse s'intéresse au comportement mécanique de géocellules constitutives de merlons pare-blocs. Ces ouvrages sont des digues placées sur la trajectoire potentielle des blocs rocheux et visant leur arrêt. Les géocellules sont des structures métriques associant enveloppe préfabriquée et matériau granulaire. Les cellules étudiées sont cubiques et constituées de grillage à maille hexagonale et de géotextile, et remplies de matériau granulaire grossier, de sable ou de mélange sable-pneus déchiquetés. Le comportement de cellules individuelles a été étudié expérimentalement pour des chargements pseudo-statique et dynamique. Il apparaît que la réponse de la cellule à faible déformation, sous compression pseudo-statique, dépend principalement des caractéristiques du matériau de remplissage. Celles de l'enveloppe interviennent en grandes déformations. Sous impact, par une sphère de 250kg, la capacité d'une cellule à limiter les contraintes transmises à son support dépend des conditions aux limites de la cellule et, dans une moindre mesure, du matériau de remplissage. La configuration optimale est une cellule remplie du matériau granulaire grossier libre de se déformer latéralement. Les modèles numériques de comportement mécanique des matériaux et des cellules, de type éléments discrets, ont été calés et validés grâce aux résultats de ces expérimentations. Les résultats ont été extrapolés à l'échelle de l'ouvrage dans le but d'orienter les choix structurels en vue d'expérimentations sur ouvrage vraie grandeur.

**Mots clefs :** merlon pare-blocs, essais expérimentaux, impact, géocellule, gabion, pneus usagés, matériaux granulaires

## Abstract

This thesis deals with the mechanical behaviour of geo-cells as components of rock fall protection dykes. These dykes aiming at stopping falling rocks are placed across their probable trajectory. Geo-cells are metric structures associating a manufactured envelop together with a granular filling material. Cells of concern are cubic in shape and made of hexagonal wire mesh and geotextile, and contain coarse granular material, sand or a mixture of sand and scrapped tyres. The behaviour of cells was investigated experimentally both under static and dynamic loadings. For low strain levels, the cell response under uniaxial compression appears to mainly depend on the filling material characteristics. The envelop influences the high strain level response. Under impact, by a 250kg spherical boulder, the capacity of a cell to limit the stress applied to its support depends on the cell boundary conditions and, to a smaller extent, on the filling material. The optimum configuration consists of a laterally free to deform cell filled with the coarse granular material. Numerical models of the materials and of the cells were calibrated and validated thanks to the experimental results. The results were extrapolated to the structure scale with the aim of turning the choice for structural solutions for real scale dykes to be submitted to impact experiments.

**Keywords :** rockfall protection dyke, experiments, impact, geocell, gabion, scrapped tyre, granular materials