



**HAL**  
open science

# Stratégies probabilistes appliquées à la modélisation numérique discrète : le cas des filets pare-pierres

Loic Dugelas

► **To cite this version:**

Loic Dugelas. Stratégies probabilistes appliquées à la modélisation numérique discrète : le cas des filets pare-pierres. Science des matériaux [cond-mat.mtrl-sci]. Université Grenoble Alpes [2020-..], 2020. Français. NNT : 2020GRALI001 . tel-02498238

**HAL Id: tel-02498238**

**<https://theses.hal.science/tel-02498238>**

Submitted on 4 Mar 2020

**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

Pour obtenir le grade de

### DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ GRENOBLE ALPES

Spécialité : **2MGE : Matériaux, Mécanique, Génie Civil, Électrochimie**

Arrêté ministériel : 25 mai 2016

Présentée par

### Loïc DUGELAS

Thèse dirigée par **François NICOT**, Directeur de Recherche, INRAE Grenoble,  
et codirigée par **Franck BOURRIER**, Chargé de Recherche, INRAE Grenoble,  
et **Ignacio OLMEDO**, Ingénieur Recherche et Développement, NGE Fondations

Préparée au sein du **Centre INRAE de Grenoble**  
dans l'**École Doctorale I-MEP2 - Ingénierie, Matériaux,**  
**Mécanique, Environnement, Énergétique, Procédés, Production**

### Stratégies probabilistes appliquées à la modélisation numérique discrète : le cas des filets pare-pierres

### Probabilistic strategies applied to discrete numerical modeling : the case of rockfall flexible fences

Thèse soutenue publiquement le **10 janvier 2020**  
devant le jury composé de :

**Monsieur Vincent ACARY**

Directeur de Recherche, INRIA Grenoble, Président

**Monsieur Guido GOTTARDI**

Professeur, Université de Bologne, Rapporteur

**Monsieur Stéphane GRANGE**

Professeur, INSA de Lyon, Rapporteur

**Monsieur Francesco CALVETTI**

Professeur, Université Polytechnique de Milan, Examineur

**Monsieur Julien BAROTH**

Maître de Conférences, Université Grenoble Alpes, Examineur

**Madame Marie-Aurélié CHANUT**

Ingénieure de Recherche, Cerema Centre-Est, Examinatrice

**Monsieur François NICOT**

Directeur de Recherche, INRAE Grenoble, Directeur de thèse

**Monsieur Franck BOURRIER**

Chargé de Recherche, INRAE Grenoble, Co-Directeur de thèse

**Monsieur Ignacio OLMEDO**

Ingénieur Recherche et Développement, NGE Fondations, Encadrant de thèse



# Remerciements

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à tous les membres du jury. Merci à Vincent Acary de m'avoir fait l'honneur de présider ce jury, ainsi qu'à Guido Gottardi et Stéphane Grange d'avoir bien voulu se prêter à la lourde tâche de rapporteur. J'adresse également un très grand merci à Marie-Aurélié Chanut, Francesco Calvetti et Julien Baroth d'avoir participé au jury. Vos remarques à l'égard de mes travaux, et nos échanges au cours de la soutenance, ont été très enrichissants.

C'est au cours de mon stage de Master que j'ai découvert le monde de la recherche. J'ai ainsi en premier lieu une pensée pour Amir Si-Larbi, son initiation au travail de recherche a été déterminante dans mon choix de poursuivre vers cette thèse.

Ce travail de thèse a été une réussite grâce aux personnes qui m'ont suivi et encadré durant ces trois ans. Je remercie ainsi François Nicot, directeur de thèse, qui au cours de nos rencontres régulières, a su m'inculquer une partie de sa rigueur scientifique nécessaire au travail de recherche. Merci également à Franck Bourrier, co-directeur de thèse, pour son aide et ses conseils quotidiens, toujours apportés avec bienveillance. Merci à Ignacio Olmedo, encadrant de cette thèse, d'avoir apporté à ces travaux de recherche le point de vue extérieur nécessaire à leur application en entreprise. Je tiens à souligner la complémentarité et l'efficacité de cette équipe d'encadrement.

Ces trois années de thèse ont été l'occasion de nombreuses rencontres très intéressantes. Je tiens, ainsi, à remercier toute l'équipe du centre IRSTEA (INRAE maintenant) de Grenoble pour leur accueil durant cette thèse. Je pense notamment à Stéphane Lambert pour l'aide et les conseils qu'il m'a apportés pour la difficile étape que fut la rédaction du premier article. Merci également à David Toe, pour avoir pris le temps de m'aider concernant mes problèmes de modélisation lors de mon arrivée. Ce travail de thèse a été une collaboration dépassant les murs d'IRSTEA, je remercie notamment Jibril Coulibaly pour ces conseils précieux et les discussions constructives sur les modèles numériques que nous avons eues. Aussi, je pense à Phillipe Robit, cherchant toujours à trouver une perspective appliquée à ce travail de thèse.

Cette thèse a été pour moi l'occasion de m'initier à la pratique de l'enseignement. J'adresse ainsi toute ma gratitude à l'équipe de l'IUT 1 GCCD de Grenoble pour leur accueil et les conseils qu'ils m'ont divulgués pour l'exercice difficile qu'est l'enseignement.

Ces trois ans ont été marqués par de nombreuses rencontres. Étant donné que ma mémoire a déjà prouvé sa défaillance, je me permets, afin de ne pas commettre d'impairs, de remercier toutes les personnes qui ont contribué, de près ou de loin, à ces travaux de thèse.

Concernant ceux que je ne peux oublier, j'ai une pensée pour les collègues du quotidien. Je pense à Robin, pour les rigolades pendant les pauses café, ainsi qu'à Roxane, vraie parisienne maintenant, qui pendant son passage à IRSTEA, a apporté toute sa bonne humeur. Je dois remercier Manon, collègue de bureau depuis le premier jour, pour toutes les discussions quotidiennes aux sujets variés et plus ou moins intéressants. Je lui adresse aussi toutes mes félicitations, pour avoir supporté mon humour, souvent douteux, et les « craquages » de plus en plus réguliers ces derniers mois de thèse.

Un merci à tous ceux qui ont contribué, par leur présence, au bon déroulement de cette thèse. Je pense aux musiciens grenoblois et aux rugbymans jarrois, ayant permis il y a trois ans, une intégration parfaite dans cette nouvelle ville. Je tiens à remercier Fabien pour les après-midis guitare et les soirées concerts qui ont rythmé cette thèse. Un merci également aux Montbrisonnais, restés loin, mais toujours présents lors des retours dans la Loire. Je pense en particulier à Camille, et à tous les membres de DCM. Enfin, j'ai une pensée pour les amis de plus longue date, Alexis, Victor et Antoine.

Je ne peux terminer sans adresser un immense merci à ma famille, en particulier à Yohan et à Élodie, deux piliers sur lesquels je peux m'appuyer sans hésiter. Pour conclure, je tiens à remercier particulièrement ma maman, Mireille, pour son soutien indéfectible et ses encouragements, qui ont accompagné bien plus que ces trois ans de thèse. Merci d'avoir cru en moi, et de m'avoir poussé à dépasser mes limites. Merci encore.

# Table des matières

|  |           |
|--|-----------|
| <b>Introduction générale</b>   | <b>1</b>  |
| <b>1 État de l'Art</b>   | <b>5</b>  |
| 1.1 Risque rocheux en montagne : contexte général                          | 5         |
| 1.1.1 Le risque lié aux chutes de blocs                                    | 5         |
| 1.1.2 Réduction du risque  | 6         |
| 1.2 Écrans souples de protection   | 11        |
| 1.2.1 Composants   | 12        |
| 1.2.2 Contexte réglementaire   | 15        |
| 1.2.2.1 Définitions  | 15        |
| 1.2.2.2 Essais d'impact  | 16        |
| 1.2.3 Études sur des écrans souples  | 18        |
| 1.2.3.1 Études expérimentales  | 18        |
| 1.2.3.2 Études numériques  | 19        |
| 1.2.3.3 Techniques de méta-modélisation de la réponse des ouvrages souples | 20        |
| 1.3 Méthode des éléments discrets  | 21        |
| 1.3.1 Principe général   | 21        |
| 1.3.2 Équations du mouvement   | 21        |
| 1.3.3 Lois de contact  | 24        |
| 1.3.4 Logiciel YADE-DEM  | 25        |
| 1.3.5 Application aux ouvrages de protection                               | 26        |
| 1.4 Orientation du travail de recherche                                    | 28        |
| <b>2 Structures étudiées et campagnes expérimentales</b>                   | <b>31</b> |
| 2.1 Introduction   | 31        |
| 2.2 Écran souple C2ROP   | 32        |
| 2.2.1 Description de l'ouvrage   | 32        |
| 2.2.2 Caractérisation expérimentale des composants                         | 32        |
| 2.2.2.1 Nappe à anneaux  | 34        |
| 2.2.2.2 Dissipateur d'énergie « serpent »                                  | 35        |
| 2.2.3 Essais à l'échelle de la structure complète                          | 37        |
| 2.2.3.1 Impact unique  | 37        |

|          |  |           |
|----------|--|-----------|
| 2.2.3.2  | Impacts successifs . . . . .   | 39        |
| 2.3      | Écran souple ELITE <sup>®</sup> . . . . .  | 42        |
| 2.3.1    | Description de l'ouvrage . . . . .   | 42        |
| 2.3.2    | Caractérisation expérimentale des composants . . . . .                                       | 43        |
| 2.3.2.1  | Nappe ELITE <sup>®</sup> . . . . .   | 43        |
| 2.3.2.2  | Dissipateur d'énergie ELITE <sup>®</sup> . . . . .   | 46        |
| 2.3.3    | Essais à l'échelle de la structure complète . . . . .  | 49        |
| 2.3.3.1  | Impact unique . . . . .  | 49        |
| 2.3.3.2  | Impacts successifs . . . . .   | 52        |
| 2.4      | Conclusions . . . . .  | 54        |
| <b>3</b> | <b>Modélisation DEM des écrans souples</b>   | <b>57</b> |
| 3.1      | Introduction . . . . .   | 57        |
| 3.2      | Écran souple C2ROP . . . . .   | 58        |
| 3.2.1    | Modèles des composants élémentaires . . . . .  | 58        |
| 3.2.2    | Calibration des paramètres . . . . .   | 61        |
| 3.2.3    | Modélisation de l'ouvrage . . . . .  | 63        |
| 3.2.3.1  | Campagne de simulation . . . . .   | 63        |
| 3.2.3.2  | Impact unique . . . . .  | 65        |
| 3.2.3.3  | Impacts successifs . . . . .   | 68        |
| 3.2.4    | Capacité prédictive des modèles . . . . .  | 71        |
| 3.3      | Écran souple ELITE <sup>®</sup> . . . . .  | 71        |
| 3.3.1    | Modèles des composants élémentaires . . . . .  | 71        |
| 3.3.2    | Calibration des paramètres . . . . .   | 74        |
| 3.3.3    | Modélisation de l'ouvrage . . . . .  | 77        |
| 3.3.3.1  | Impact unique . . . . .  | 77        |
| 3.4      | Conclusions . . . . .  | 79        |
| <b>4</b> | <b>Modèle de nappe ELITE<sup>®</sup> : Prise en compte du glissement</b>                     | <b>83</b> |
| 4.1      | Introduction . . . . .   | 83        |
| 4.2      | Description des modèles de prise en compte du glissement . . . . .                           | 84        |
| 4.2.1    | Hypothèses . . . . .   | 84        |
| 4.2.2    | Modèle de prise en compte du glissement sans intégration du frottement (Modèle SF) . . . . . | 86        |
| 4.2.3    | Modèle de prise en compte du glissement avec intégration du frottement (Modèle AF) . . . . . | 87        |
| 4.2.3.1  | Configuration 1 . . . . .  | 87        |
| 4.2.3.2  | Configuration 2 . . . . .  | 88        |
| 4.2.3.3  | Configuration 3 . . . . .  | 89        |
| 4.2.4    | Vérification du modèle de prise en compte du glissement . . . . .                            | 91        |
| 4.2.5    | Modélisation de la nappe . . . . .   | 92        |

|          |  |            |
|----------|--|------------|
| 4.2.5.1  | Paramétrage . . . . .  | 92         |
| 4.2.5.2  | Calibration . . . . .  | 93         |
| 4.3      | Convergence et pertinence des modèles de la nappe ELITE <sup>®</sup> . . . . . | 95         |
| 4.4      | Modèle complet de l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . .                         | 101        |
| 4.4.1    | Convergence du modèle complet de l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . .          | 102        |
| 4.4.2    | Validation du modèle complet de l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . .           | 104        |
| 4.4.2.1  | Impact unique . . . . .  | 104        |
| 4.4.2.2  | Impacts successifs . . . . .   | 106        |
| 4.5      | Conclusions . . . . .  | 111        |
| <b>5</b> | <b>Outil d'aide à la conception</b> . . . . .                                  | <b>113</b> |
| 5.1      | Introduction . . . . .   | 113        |
| 5.2      | Formalisation . . . . .  | 114        |
| 5.2.1    | Variables d'entrée . . . . .   | 115        |
| 5.2.2    | Variables de sortie . . . . .  | 116        |
| 5.2.3    | Méthodes de méta-modélisation . . . . .  | 119        |
| 5.2.3.1  | Polynômes du chaos . . . . .   | 119        |
| 5.2.3.2  | Machines à vecteurs de support . . . . .                                       | 123        |
| 5.3      | Méta-modélisation . . . . .  | 125        |
| 5.3.1    | Calibration des méta-modèles . . . . .   | 125        |
| 5.3.1.1  | Polynômes du chaos . . . . .   | 125        |
| 5.3.1.2  | Machines à vecteurs de support . . . . .                                       | 126        |
| 5.3.2    | Validation des méta-modèles . . . . .  | 127        |
| 5.3.3    | Comportement de l'ouvrage . . . . .  | 131        |
| 5.4      | Outil de conception . . . . .  | 134        |
| 5.4.1    | Plan d'expérience . . . . .  | 135        |
| 5.4.2    | Contraintes . . . . .  | 135        |
| 5.4.3    | Fonction objectif et paramétrages optimaux . . . . .                           | 136        |
| 5.4.4    | Configurations complémentaires . . . . .                                       | 137        |
| 5.5      | Conclusions . . . . .  | 139        |
|          | <b>Conclusions et perspectives</b> . . . . .                                   | <b>141</b> |
|          | <b>Bibliographie</b> . . . . .   | <b>144</b> |



# Table des figures

|     |   |    |
|-----|---|----|
| 1   | Schéma représentatif des modèles de structure complète et des modèles de composant élémentaire utilisés dans ces travaux de thèse . . . . .   | 3  |
| 1.1 | Illustrations de différents aléas naturels : (a) Dépôt d’avalanche bloquant une route, Tignes, Savoie, France (source Data-Avalanche), (b) Dépôt de lave torrentielle, Chapareillan, Isère, France (source CNRS), (c) Glissement de terrain du lac du Chambon, Isère, France (source Cerema), (d) Chute de bloc ayant atteint une habitation, La Buisse, Isère, France (Source IRMa Grenoble) . . . . . | 7  |
| 1.2 | Illustration des mesures de réduction du risque possibles dans le contexte des chutes de blocs  | 7  |
| 1.3 | Illustrations de différentes protections actives : (a) Boulons d’ancrage (source NGE Fondations), (b) Paroi en béton projeté (source NGE Fondations), (c) Pose de filets plaqués (source NGE Fondations), (d) Surveillance d’une masse rocheuse dans le massif de Montserrat, Catalogne, Espagne (Janeras et al., 2017) . . . . .   | 8  |
| 1.4 | Classification des solutions passives de protection contre les chutes de blocs, en fonction de leur capacité d’impact et de leur complexité de réalisation, adaptation de Descoeudres (1997) . . . . .  | 9  |
| 1.5 | Illustrations de différentes protections passives permettant la déviation d’un bloc : (a) Filets déviateurs (source Trumer Schutzbauten), (b) Galerie de protection de la Combe Noire, Val d’Arly, France (source Leon Grosse) . . . . .  | 9  |
| 1.6 | Illustrations de différentes protections passives permettant l’arrêt d’un bloc : (a) Barrière rigide en acier (Govoni et Strada, 2015), (b) Barrière semi-rigide en acier (Govoni et Strada, 2015), (c) Barrière souple de protection, Arrochar, Ecosse, Royaume-Uni, (d) Merlon de protection, Crolles, Isère, France (source Le Dauphiné) . . . . .   | 10 |
| 1.7 | Illustrations du déplacement de l’enjeu : (a) Ruines de Séchilienne, Isère, France, (b) Route du Littoral, île de la Réunion, France (source Bouygues) . . . . .  | 11 |
| 1.8 | Identification des éléments constitutifs d’un écran souple de protection contre les chutes de blocs . . . . .   | 13 |
| 1.9 | Illustrations de différentes structures d’interception : (a) Nappe à anneaux, (b) Grillage à simple torsion, (c) Grillage à double torsion (Thoeni et al., 2013), (d) Nappe ELITE® (NGE Fondations) . . . . .   | 13 |

|      |  |    |
|------|--|----|
| 1.10 | Illustrations de différents dissipateurs d'énergie : (a) Dissipateur par frottement (Smith et Duffy, 1990), (b) Dissipateur par déformation plastique (von Allmen (2004), illustration de Castanon-Jano et al. (2017)), (c) Dissipateur par rupture (source NGE Fondations), (d) Dissipateur par frottement et déformations plastiques (source NGE Fondations) . . . . . | 14 |
| 1.11 | Évolution de l'effort de traction en fonction du déplacement généralement obtenue pour un essai de traction quasi-statique sur un dissipateur d'énergie (Castanon-Jano et al., 2017)   | 14 |
| 1.12 | Mesure des hauteurs sur un ouvrage de protection (EOTA, 2018) : (a) Hauteur nominale, (b) Hauteur résiduelle . . . . .   | 16 |
| 1.13 | Mesure de l'élongation maximale d'un ouvrage de protection (EOTA, 2018) . . . . .  | 16 |
| 1.14 | Forme polyédrique du bloc définie par l'EAD pour les essais d'impact MEL et SEL (EOTA, 2018) . . . . .   | 17 |
| 1.15 | Principe d'utilisation des méta-modèles en substitution d'un modèle DEM . . . . .  | 20 |
| 1.16 | Cycle de calcul élémentaire de la méthode des éléments discrets . . . . .  | 22 |
| 1.17 | Illustration d'un contact entre deux sphères : (a) Contact avec interpénétration, (b) Interaction à distance . . . . .   | 24 |
| 1.18 | Illustrations des différents éléments utilisés dans le logiciel YADE-DEM : (a) Sphère, (b) Cylindre, (c) Facette . . . . .   | 26 |
| 1.19 | Illustrations des différents modèles de nappe à anneaux : (a) Modèle de Nicot et al. (2001a), (b) Modèle de Grassl et al. (2002), (c) Modèle de Volkwein (2004), (d) Modèle de Coulibaly et al. (2017) . . . . .   | 27 |
| 1.20 | Illustration du modèle DEM de la nappe ELITE <sup>®</sup> à agrafes fusibles de Bertrand et al. (2012)   | 27 |
| 1.21 | Exemples de lois de comportement utilisées pour les modèles de dissipateurs d'énergie : (a) Modèle bi-linéaire (Albaba et al., 2017), (b) Modèle avec oscillations (Bertrand et al., 2012)   | 28 |
| 1.22 | Illustrations des différents modèles de câble : (a) Succession de cylindres articulés, et connexion à la nappe à l'aide d'une manille (Albaba et al., 2017), (b) Représentation avec un effort constant dans tout le câble (Volkwein, 2005), (c) Modèle avec nœuds glissants de Coulibaly et al. (2018) . . . . .  | 29 |
| 2.1  | Nappe à anneaux à 4 contacts (Coulibaly et al., 2017) . . . . .  | 32 |
| 2.2  | Identification et position des éléments de l'écran C2ROP . . . . .   | 33 |
| 2.3  | Dissipateur d'énergie par frottement type « serpent » : (a) Photo du dissipateur, (b) Schéma représentatif du tressage du câble . . . . .  | 33 |
| 2.4  | Configuration des essais de traction réalisés sur la nappe à anneaux : (a) Essai à 2 points sur un anneau seul, (b) Essai à 4 points sur un anneau seul, (c) Essai sur panneau de 3 x 3 anneaux . . . . .  | 34 |
| 2.5  | Évolution de la somme des efforts de traction au niveau des points d'attache mobiles en fonction de leur déplacement pour les essais 2 points (2P) et 4 points (4P) . . . . .  | 34 |
| 2.6  | Évolution de la somme des efforts de traction au niveau des anneaux mobiles en fonction et de leur déplacement durant l'essai de traction sur un échantillon de 3 x 3 anneaux . . .  | 35 |

|      |   |    |
|------|---|----|
| 2.7  | Évolution de la force au niveau de l'extrémité chargée en fonction de son déplacement pour les essais de traction quasi-statiques sur les dissipateurs d'énergie de type « serpent » . . .  | 36 |
| 2.8  | Évolution de la force au niveau de l'extrémité fixe en fonction du temps pour les essais de traction dynamiques sur les dissipateurs d'énergie de type « serpent » . . . . .  | 36 |
| 2.9  | Évolution expérimentale du déplacement vertical du bloc pour les deux essais d'impact unique sur l'écran C2ROP . . . . .  | 37 |
| 2.10 | Évolution expérimentale de l'effort relevé dans les dissipateurs d'énergie pour les deux essais d'impact unique sur l'écran C2ROP : (a) Dissipateur L7, (b) Dissipateur L2, (c) Dissipateur U7 . . . . .  | 38 |
| 2.11 | Évolution expérimentale de l'effort dans les haubans supérieurs pour les deux essais d'impact unique sur l'écran C2ROP : (a) Hauban $P_{31}$ , (b) Hauban $P_{32}$ , (c) Hauban $P_{42}$ . . . .  | 39 |
| 2.12 | Valeur expérimentale de l'allongement des câbles mesuré après les deux essais d'impact unique sur l'écran C2ROP (somme des allongements des dissipateurs d'énergie connectés aux extrémités du câble) . . . . .                                   | 39 |
| 2.13 | Évolution expérimentale du déplacement vertical du bloc pour les impacts $CO_{Exp}^1$ et $CO_{Exp}^3$ de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP . . . . .   | 40 |
| 2.14 | Évolution expérimentale de l'effort relevé dans les dissipateurs d'énergie pour les impacts $CO_{Exp}^1$ et $CO_{Exp}^3$ de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP : (a) Dissipateur L7, (b) Dissipateur L2, (c) Dissipateur U7 . . . . . | 41 |
| 2.15 | Évolution expérimentale de l'effort dans les haubans supérieurs pour les impacts $CO_{Exp}^1$ et $CO_{Exp}^3$ de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP : (a) Hauban $P_{31}$ , (b) Hauban $P_{32}$ , (c) Hauban $P_{42}$ . . . . .       | 41 |
| 2.16 | Valeur expérimentale de l'allongement des câbles mesuré après les trois impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP (somme des allongements des dissipateurs d'énergie connectés aux extrémités du câble) . . . . .                 | 41 |
| 2.17 | Photo et définition de la nappe ELITE® . . . . .  | 42 |
| 2.18 | Vue de l'écran ELITE® : (a) Tressage des câbles de lisse, (b) Montage des pieds de poteaux, (c) Dissipateur d'énergie . . . . .   | 43 |
| 2.19 | Essai de traction sur 5 mailles : (a) Échantillon testé, (b) Configuration de l'essai . . . .   | 44 |
| 2.20 | Évolution de la somme des efforts de traction au niveau des points d'attache mobiles en fonction de leur déplacement pour les essais de traction quasi-statiques sur une rangée de 5 mailles . . . . .  | 44 |
| 2.21 | Essai de traction sur 2 rangées et 7 mailles : (a) Échantillon testé, (b) Configuration de l'essai et identification des nœuds . . . . .  | 45 |
| 2.22 | Évolution de la somme des efforts de traction au niveau des points d'attache mobiles en fonction de leur déplacement pour les essais de traction quasi-statiques sur 2 rangées de 7 mailles . . . . .   | 45 |
| 2.23 | Illustrations de l'essai de traction sur 2 rangées de 7 mailles : (a) Avant le début de l'essai, (b) À la fin de la phase de tension ( $F \approx 35$ kN), (c) Après rupture . . . . .  | 46 |
| 2.24 | Distances mesurées expérimentalement entre les nœuds : (a) Essai 1, (b) Essai 2 . . . .   | 46 |

|      |  |    |
|------|--|----|
| 2.25 | Dissipateur d'énergie par flambement : (a) Vue réelle, (b) Vue schématique . . . . .   | 47 |
| 2.26 | Configuration de l'essai de traction quasi-statique sur les dissipateurs d'énergie : (a) Vue du dispositif, (b) Schéma de principe . . . . .   | 47 |
| 2.27 | Évolution de la force au niveau de l'extrémité chargée en fonction de son déplacement pour les essais de traction quasi-statiques sur les dissipateurs d'énergie : (a) Dissipateur 1.5 m, (b) Dissipateur 2.0 m . . . . .  | 48 |
| 2.28 | Configuration de l'essai dynamique sur un dissipateur d'énergie : (a) Vue de l'essai avant largage, (b) Schéma de la procédure . . . . .   | 48 |
| 2.29 | Évolution de la force au niveau de l'extrémité fixe en fonction du temps pour les essais de traction dynamiques sur les dissipateurs ELITE <sup>®</sup> de 1.5 m pour une énergie d'impact de 173 kJ et de 220 kJ . . . . .  | 49 |
| 2.30 | Configuration et identification des composants de l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . .   | 51 |
| 2.31 | Évolution expérimentale du déplacement vertical du bloc pour l'essai d'impact unique sur l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . .  | 51 |
| 2.32 | Évolution expérimentale de l'effort dans les ancrages A1', A2' et A5' pour l'essai d'impact unique sur l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . .  | 51 |
| 2.33 | Valeur expérimentale de l'allongement des dissipateurs d'énergie mesuré après l'essai d'impact unique sur l'écran ELITE <sup>®</sup> : (a) Dissipateurs de haubans supérieurs, (b) Dissipateurs de haubans latéraux, (c) Dissipateurs des câbles de rive inférieure, (d) Dissipateurs des câbles de lisse . . . . .                          | 52 |
| 2.34 | Évolution expérimentale du déplacement vertical du bloc pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . .   | 52 |
| 2.35 | Évolution expérimentale de l'effort dans les ancrages supérieurs pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE <sup>®</sup> : (a) Ancrage A1', (b) Ancrage A2', (c) Ancrage A3 . . . . .   | 53 |
| 2.36 | Évolution expérimentale de l'effort dans les ancrages latéraux pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE <sup>®</sup> : (a) Ancrage A4', (b) Ancrage A5' . . . . .   | 53 |
| 2.37 | Valeur expérimentale de l'allongement des dissipateurs d'énergie mesuré après les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE <sup>®</sup> : (a) Dissipateurs de haubans supérieurs, (b) Dissipateurs de haubans latéraux, (c) Dissipateurs des câbles de rive inférieure, (d) Dissipateurs des câbles de lisse . . . . . | 54 |
| 3.1  | Modèles de nappe utilisés : (a) Modèle de nappe à anneaux à 6 contacts (Nicot et al., 2001a), (b) Adaptation du modèle (a) pour une nappe à anneaux à 4 contacts, (c) Modèle à 4 nœuds (Coulibaly et al., 2017) . . . . .  | 59 |
| 3.2  | Modèle de comportement des interactions du modèle de nappe de RN-A . . . . .   | 59 |
| 3.3  | Modèle de manille entourant les câbles (Albaba et al., 2017) . . . . .   | 60 |
| 3.4  | Calibration du modèle de nappe de RN-A avec l'essai de traction quasi-statique sur 3 x 3 anneaux . . . . .   | 62 |

|      |   |    |
|------|---|----|
| 3.5  | Comparaison expérimentale et numérique de l'évolution de l'effort de traction en fonction du déplacement pour les essais quasi-statiques réalisés sur les dissipateurs d'énergie . . . . .  | 63 |
| 3.6  | Étapes de simulation d'une série d'essais d'impacts successifs . . . . .  | 64 |
| 3.7  | Identification des éléments de la barrière C2ROP . . . . .  | 65 |
| 3.8  | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'évolution du déplacement vertical du bloc pour un essai d'impact unique sur l'écran C2ROP . . . . .  | 66 |
| 3.9  | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'évolution de l'effort dans les dissipateurs d'énergie pour un essai d'impact unique sur l'écran C2ROP : (a) Dissipateur L7, (b) Dissipateur L2, (c) Dissipateur U7 . . . . .   | 66 |
| 3.10 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'allongement des câbles mesuré après impact pour un essai d'impact unique sur l'écran C2ROP . . . . .   | 67 |
| 3.11 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'évolution de l'effort dans les haubans supérieurs pour un essai d'impact unique sur l'écran C2ROP : (a) Câble $P_{31}$ , (b) Câble $P_{32}$ , (c) Câble $P_{42}$ . . . . .   | 67 |
| 3.12 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'évolution du déplacement vertical du bloc pour les trois impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP . . . . .   | 68 |
| 3.13 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'évolution de l'effort dans les dissipateurs d'énergie pour les trois impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP : (a) Dissipateur L7, (b) Dissipateur L2, (c) Dissipateur U7 . . . . .  | 69 |
| 3.14 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'évolution de l'effort dans les haubans supérieurs pour les trois impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP : (a) Câble $P_{31}$ , (b) Câble $P_{32}$ , (c) Câble $P_{42}$ . . . . .  | 70 |
| 3.15 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'allongement des câbles mesuré après impact pour les trois impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP . . . . .  | 70 |
| 3.16 | Modèle de nappe ELITE <sup>®</sup> à deux types d'interactions . . . . .  | 72 |
| 3.17 | Modèle de comportement bi-linéaire utilisé pour caractériser les interactions du modèle de nappe ELITE <sup>®</sup> . . . . .   | 73 |
| 3.18 | Tressage des câbles de lisse . . . . .  | 73 |
| 3.19 | Comparaison expérimentale et numérique de l'évolution de l'effort de traction en fonction du déplacement : (a) Essai sur une maille, (b) Essai de traction sur deux rangées de mailles  | 74 |
| 3.20 | Comparaison expérimentale et numérique du déplacement des noeuds sur l'essai de traction sur deux rangées pour différents efforts : (a) $F = 5$ kN, (b) $F = 20$ kN et (c) $F = 35$ kN. Les valeurs indiquées en pourcentages indiquent l'erreur entre la valeur numérique et les essais expérimentaux 1 (valeur de gauche) et 2 (valeur de droite) . . . . . | 75 |
| 3.21 | Comparaison expérimentale et numérique de l'évolution de l'effort relevé dans le dissipateur d'énergie en cours des essais dynamiques : (a) Énergie d'impact 173 kJ, (b) Énergie d'impact 220 kJ . . . . .  | 76 |
| 3.22 | Identification des composants de l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . .   | 78 |

|      |  |    |
|------|--|----|
| 3.23 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'évolution du déplacement vertical du bloc pour un essai d'impact unique sur l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . .  | 79 |
| 3.24 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'allongement des dissipateurs d'énergie mesuré après impact pour un essai d'impact unique sur l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . .   | 79 |
| 3.25 | Représentation qualitative des efforts dans les interactions à distance du modèle de nappe les plus sollicitées (en rouge foncé) avant la rupture pour un essai d'impact unique sur la barrière ELITE <sup>®</sup> . . . . .   | 80 |
| 4.1  | Définition de la nappe ELITE <sup>®</sup> . . . . .  | 83 |
| 4.2  | Identification du glissement au niveau des points de contact entre les mailles de la nappe ELITE <sup>®</sup> lors d'un essai de traction : (a) État initial, (b) État déformé . . . . .   | 84 |
| 4.3  | Schéma représentatif du modèle de la nappe ELITE <sup>®</sup> . . . . .  | 85 |
| 4.4  | Schéma mécanique du câble étudié . . . . .   | 85 |
| 4.5  | Redistribution de la longueur neutre lors du glissement d'un noeud . . . . .   | 88 |
| 4.6  | Schéma du système étudié pour la vérification du modèle de prise en compte du glissement . . . . .   | 91 |
| 4.7  | Comparaison entre les résultats analytiques (notés A) et numériques (noté M) pour la configuration à deux noeuds glissants : Déplacement suivant x (a), Déplacement suivant y (b), rapport entre les forces $T_2$ et $T_1$ (c) . . . . .   | 92 |
| 4.8  | Comparaison entre les résultats analytiques (notés A) et numériques (noté M) pour la configuration à un noeud glissant : Déplacement suivant x (a), Déplacement suivant y (b), rapport entre les forces $T_2$ et $T_1$ (c) . . . . .   | 92 |
| 4.9  | Lois de comportement utilisées pour les deux types d'interactions à distance : (a) Interaction F, (b) Interaction G . . . . .  | 93 |
| 4.10 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques de l'évolution de l'effort de traction en fonction du déplacement pour un essai de traction sur deux rangées de mailles . . . . .  | 94 |
| 4.11 | Vue du câble central après rupture lors d'un essai de traction dans le plan sur deux rangées de mailles . . . . .  | 94 |
| 4.12 | Configuration de l'essai de traction sur deux rangées . . . . .  | 96 |
| 4.13 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques du déplacement des noeuds sur l'essai de traction sur deux rangées pour différents efforts : (a) $F = 5$ kN, (b) $F = 20$ kN et (c) $F = 35$ kN. Les valeurs indiquées en pourcentages indiquent l'erreur entre les valeurs numériques et celles obtenues lors de l'essai 1 (valeur de gauche) et lors de l'essai 2 (valeur de droite) . . . . . | 96 |
| 4.14 | Configuration de l'essai de traction hors plan . . . . .   | 97 |

|      |   |     |
|------|---|-----|
| 4.15 | Influence du pas de temps sur les caractéristiques à la rupture mesurées pour l'essai de traction dans le plan : (a) Effort à la rupture, (b) Déplacement à la rupture, (c) Erreur résultant de la comparaison de l'effort à la rupture pour chaque pas de temps avec l'effort à la rupture mesuré pour le pas de temps le plus faible $\tau = 1 * 10^{-7}$ s, pour le modèle AF avec $\mu = 0.3$ (valeurs supérieures à 25 % non indiquées), (d) Erreur résultant de la comparaison du déplacement à la rupture pour chaque pas de temps avec le déplacement à la rupture mesuré pour le pas de temps le plus faible $\tau = 1 * 10^{-7}$ s, pour le modèle AF avec $\mu = 0.3$ (valeurs supérieures à 25 % non indiquées) . . . . . | 98  |
| 4.16 | Évolution de la durée de la simulation avec le pas de temps pour l'essai de traction dans le plan . . . . .   | 98  |
| 4.17 | Influence du pas de temps sur les caractéristiques à la rupture mesurées pour l'essai de traction hors plan : (a) Effort à la rupture, (b) Déplacement à la rupture, (c) Erreur résultant de la comparaison de l'effort à la rupture pour chaque pas de temps avec l'effort à la rupture mesuré pour le pas de temps le plus faible $\tau = 1 * 10^{-6}$ s, pour le modèle AF avec $\mu = 0.3$ (valeurs supérieures à 25 % non indiquées), (d) Erreur résultant de la comparaison du déplacement à la rupture pour chaque pas de temps avec le déplacement à la rupture mesuré pour le pas de temps le plus faible $\tau = 1 * 10^{-6}$ s, pour le modèle AF avec $\mu = 0.3$ (valeurs supérieures à 25 % non indiquées) . . . . .    | 100 |
| 4.18 | Évolution de la durée de la simulation avec le pas de temps pour l'essai de traction hors plan  | 100 |
| 4.19 | Identification des composants de l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . .   | 101 |
| 4.20 | Durée de la simulation de l'essai d'impact unique sur un ouvrage complet pour différents pas de temps . . . . .   | 102 |
| 4.21 | Évolution du déplacement vertical du bloc et des efforts dans les ancrages relevés pour un essai d'impact unique réalisé avec différents pas de temps . . . . .   | 103 |
| 4.22 | Allongement des dissipateurs d'énergie mesuré en fin d'impact pour un essai d'impact unique réalisé avec différents pas de temps, les valeurs indiquent le pourcentage d'erreur résultant de la comparaison de l'allongement pour chaque pas de temps avec l'allongement mesuré avec le pas de temps le plus faible ( $\tau = 1 * 10^{-6}$ s) . . . . .   | 103 |
| 4.23 | Erreur résultante de la comparaison de la valeur pour chaque pas de temps avec la valeur mesurée pour le pas de temps le plus faible de $\tau = 1 * 10^{-6}$ s : (a) Déplacement vertical maximal du bloc, (b) Effort maximal dans l'ancrage A4 . . . . .   | 104 |
| 4.24 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant le déplacement vertical du bloc pour un essai d'impact unique sur l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . .   | 104 |
| 4.25 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant les efforts dans les ancrages pour un essai d'impact unique sur l'écran ELITE <sup>®</sup> : (a) Ancrage A2', (b) Ancrage A5' . . . . .  | 105 |
| 4.26 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'allongement des dissipateurs d'énergie mesuré après impact pour un essai d'impact unique sur l'écran ELITE <sup>®</sup> : (a) Dissipateurs des haubans latéraux, (b) Dissipateurs des lisses, (c) Dissipateurs des haubans supérieurs, (d) Dissipateurs des rives inférieures . . . . .  | 106 |

|      |  |     |
|------|--|-----|
| 4.27 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant le déplacement vertical du bloc pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE <sup>®</sup> : (a) Impact 1, (b) Impact 2 . . . . .   | 107 |
| 4.28 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'effort dans l'ancrage A1' pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE <sup>®</sup> : (a) Impact 1, (b) Impact 2 . . . . .   | 108 |
| 4.29 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'effort dans l'ancrage A2' pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE <sup>®</sup> : (a) Impact 1, (b) Impact 2 . . . . .   | 108 |
| 4.30 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'effort dans l'ancrage A3 pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE <sup>®</sup> : (a) Impact 1, (b) Impact 2 . . . . .  | 108 |
| 4.31 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'effort dans l'ancrage A4' pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE <sup>®</sup> : (a) Impact 1, (b) Impact 2 . . . . .   | 109 |
| 4.32 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'effort dans l'ancrage A5' pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE <sup>®</sup> : (a) Impact 1, (b) Impact 2 . . . . .   | 109 |
| 4.33 | Courbure de la nappe observée à $t = 200$ ms pour le second impact de l'essai d'impacts successifs : (a) Essai expérimental, (b) Essai numérique . . . . .   | 110 |
| 4.34 | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'allongement des dissipateurs d'énergie mesuré après impact pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE <sup>®</sup> : (a) Dissipateurs des haubans latéraux, (b) Dissipateurs des lisses, (c) Dissipateurs des haubans supérieurs, (d) Dissipateurs des rives inférieures . . . . . | 110 |
| 5.1  | Principe d'utilisation des méta-modèles en substitution du modèle DEM de l'ouvrage . . . . .   | 114 |
| 5.2  | Méthode générale développée pour la conception d'écrans souples . . . . .  | 115 |
| 5.3  | Identification des composants de l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . .  | 116 |
| 5.4  | Mesure de la hauteur résiduelle, de la hauteur nominale, et de l'élongation de l'écran selon l'EAD (EOTA, 2018) . . . . .  | 117 |
| 5.5  | Algorithme de création des méta-modèles avec la méthode SPCE (Blatman et Sudret, 2011) . . . . .   | 122 |
| 5.6  | Représentation d'un hyperplan optimal dans un espace à deux dimensions . . . . .   | 124 |
| 5.7  | Comparaison entre les prédictions du méta-modèle (notés « Méta ») et les résultats obtenus avec le modèle DEM (notés « DEM »), pour l'indicateur d'arrêt du bloc $I_b$ . Les gammes de variation des variables d'entrée sont explorées marginalement ((a) $F_{RI}$ , (b) $F_{LI}$ , (c) $F_{HS}$ , (d) $F_{HL}$ ), puis toutes en même temps (e) . . . . .                               | 128 |
| 5.8  | Comparaison entre les prédictions du méta-modèle (notés « Méta ») et les résultats obtenus avec le modèle DEM (notés « DEM »), pour le rapport $H = H_{Residuelle}/H_{Nominale}$ . Les gammes de variation des variables d'entrée sont explorées marginalement ((a) $F_{RI}$ , (b) $F_{LI}$ , (c) $F_{HS}$ , (d) $F_{HL}$ ), puis toutes en même temps (e) . . . . .                     | 129 |

5.9 Comparaison entre les prédictions du méta-modèle (notés « Méta ») et les résultats obtenus avec le modèle DEM (notés « DEM »), pour l'élongation maximale de la barrière. Les gammes de variation des variables d'entrée sont explorées marginalement ((a)  $F_{RI}$ , (b)  $F_{LI}$ , (c)  $F_{HS}$ , (d)  $F_{HL}$ ), puis toutes en même temps (e) . . . . . 129

5.10 Comparaison entre les prédictions du méta-modèle (notés « Méta ») et les résultats obtenus avec le modèle DEM (notés « DEM »), pour l'identification de l'ancrage le plus sollicité. Les gammes de variation des variables d'entrée sont explorées marginalement ((a)  $F_{RI}$ , (b)  $F_{LI}$ , (c)  $F_{HS}$ , (d)  $F_{HL}$ ), puis toutes en même temps (e) . . . . . 130

5.11 Comparaison entre les prédictions du méta-modèle (notés « Méta ») et les résultats obtenus avec le modèle DEM (notés « DEM »), pour les efforts maximaux dans les ancrages A3, A4 et A7'. Les gammes de variation des variables d'entrée sont explorées marginalement ((a)  $F_{RI}$ , (b)  $F_{LI}$ , (c)  $F_{HS}$ , (d)  $F_{HL}$ ), puis toutes en même temps (e) . . . . . 130

5.12 Comparaison entre les prédictions du méta-modèle (notés « Méta ») et les résultats obtenus avec le modèle DEM (notés « DEM »), pour l'identification du dissipateur le plus allongé. Les gammes de variation des variables d'entrée sont explorées marginalement ((a)  $F_{RI}$ , (b)  $F_{LI}$ , (c)  $F_{HS}$ , (d)  $F_{HL}$ ), puis toutes en même temps (e) . . . . . 132

5.13 Comparaison entre les prédictions du méta-modèle (notés « Méta ») et les résultats obtenus avec le modèle DEM (notés « DEM »), pour l'allongement maximal des dissipateurs BD4, BD6 et BD9'. Les gammes de variation des variables d'entrée sont explorées marginalement ((a)  $F_{RI}$ , (b)  $F_{LI}$ , (c)  $F_{HS}$ , (d)  $F_{HL}$ ), puis toutes en même temps (e) . . . . . 132

5.14 Indices de Sobol totaux : (a) Élongation maximale, (b) Rapport  $H = H_{Residuelle}/H_{Nominale}$ , (c) Effort maximal dans les ancrages A3, A4 et A7', (d) Allongement maximal des dissipateurs d'énergie BD4, BD6 et BD9' . . . . . 133

5.15 Résultats du calcul de la fonction objectif pour les configurations validant les contraintes, les résultats présentés n'ont qu'une valeur heuristique . . . . . 136

5.16 Résultats du calcul de la fonction objectif pour les configurations validant les contraintes, avec une configuration souple recherchée; les résultats présentés n'ont qu'une valeur heuristique . . . . . 138

5.17 Résultats du calcul de la fonction objectif pour les configurations validant les contraintes, avec une configuration rigide recherchée; les résultats présentés n'ont qu'une valeur heuristique . . . . . 138



# Liste des tableaux

|      |   |     |
|------|---|-----|
| 1.1  | Classification des écrans de protection selon l'énergie d'impact utilisée pour les essais MEL et SEL (EOTA, 2018) . . . . .   | 17  |
| 1.2  | Classification des écrans de protection contre les chutes de blocs suivant la certification européenne (EOTA, 2018) . . . . .   | 17  |
| 3.1  | Hypothèses retenues pour les modèles de composant élémentaire pour RN-A et RN-B . . .   | 61  |
| 3.2  | Valeurs des paramètres du modèle de nappe de RN-A . . . . .   | 62  |
| 3.3  | Valeurs des paramètres du modèle de nappe de RN-B (Coulibaly, 2017) . . . . .   | 62  |
| 3.4  | Paramètres mécaniques des câbles . . . . .  | 63  |
| 3.5  | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant le déplacement maximal du bloc pour un essai d'impact unique sur l'écran C2ROP . . . . .   | 66  |
| 3.6  | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant le déplacement maximal du bloc et du temps d'arrêt du bloc pour les trois impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP . . . . .                                      | 69  |
| 3.7  | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant des efforts maximaux relevés dans les ancrages supérieurs pour les trois impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP . . . . .                                       | 69  |
| 3.8  | Niveau de discrétisation pour les modèles des câbles . . . . .  | 73  |
| 3.9  | Paramétrage du modèle de la nappe ELITE <sup>®</sup> . . . . .  | 75  |
| 3.10 | Propriétés mécaniques des câbles . . . . .  | 77  |
| 4.1  | Valeurs des paramètres du modèle de la nappe ELITE <sup>®</sup> . . . . .   | 94  |
| 4.2  | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant les efforts maximaux dans les ancrages A2' et A5', et de la durée d'activation des dissipateurs $t_{act}$ , pour un essai d'impact unique sur l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . . | 105 |
| 4.3  | Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant les efforts maximaux relevés dans les ancrages pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE <sup>®</sup> . . . . .                                      | 109 |
| 5.1  | Principales caractéristiques géométriques de la barrière ELITE <sup>®</sup> 5000 kJ catégorie A . . .   | 114 |
| 5.2  | Groupes de dissipateurs d'énergie définis pour l'étude . . . . .  | 116 |
| 5.3  | Classification des écrans pare-blocs suivant la certification européenne (EOTA, 2018) . . .   | 117 |

|     |  |     |
|-----|--|-----|
| 5.4 | Récapitulatif des variables de sortie retenues, N correspondant au nombre de méta-modèles créés pour la variable . . . . .   | 119 |
| 5.5 | Paramétrage utilisé pour la calibration de la représentation par chaos polynomial avec le package <i>Generalized Polynomial Chaos</i> (Zuniga et Ko, 2014) . . . . . | 126 |
| 5.6 | Paramétrage utilisé pour la création des machines à vecteurs de support avec le package <i>e1071</i> (Meyer et al., 2017) . . . . .                                  | 126 |
| 5.7 | Contraintes et conditions à respecter pour les variables de sortie, définies pour l'étude . .  | 135 |
| 5.8 | Pourcentage des configurations validant chaque contrainte . . . . .  | 135 |





# Introduction générale

Dans les zones montagneuses, l'essor du tourisme et de l'industrie a conduit à une densification urbanistique, augmentant ainsi l'exposition des personnes et des infrastructures aux aléas naturels, notamment aux chutes de blocs. Le développement de stratégies de protection efficaces contre les aléas nécessite la mise en œuvre de méthodologies innovantes pour la caractérisation de l'aléa et le dimensionnement de structures de protection.

Il existe un large panel de structures de protection permettant de prévenir l'occurrence d'événements de chute de blocs (filets plaqués, confortement de falaise...) ou d'arrêter les blocs avant atteinte des enjeux (filets, merlons...). Parmi ces structures de protection, les écrans souples de protection sont notamment privilégiés. Ces écrans sont installés dans la zone de propagation des blocs afin de les intercepter. Ils peuvent être mis en place dans des zones accidentées et difficiles d'accès grâce à leur légèreté et leur adaptabilité au terrain. De plus, ces ouvrages présentent de très bonnes performances pour un coût d'installation raisonnable en comparaison aux autres types d'ouvrages.

Le comportement sous impact des ouvrages souples de protection est complexe, ce qui induit de réelles difficultés de conception et de dimensionnement. De nombreuses études expérimentales et numériques ont été menées pour améliorer la compréhension de ce comportement. Dans la continuité de ces recherches, le travail de thèse présenté dans ce manuscrit, majoritairement numérique, a été dédié au développement d'approches de modélisation garantissant un compromis entre pertinence, efficacité et faisabilité.

Ce travail ayant un caractère appliqué marqué, il doit non seulement aboutir à des résultats scientifiques pertinents, mais aussi répondre aux attentes opérationnelles des développeurs et des concepteurs. Dans ce cadre, l'objectif de ce travail est de développer un outil numérique permettant de prédire le comportement des ouvrages de protection, intégrant la physique complexe d'un impact sur ce type d'ouvrage, et utilisable en tant qu'outil d'aide à la conception.

Pour répondre à cet objectif, l'approche proposée consiste à établir un modèle numérique d'ouvrage complet à partir d'approches mécaniques issues de la littérature. Ce modèle doit permettre d'évaluer l'applicabilité et la pertinence de l'état de l'art. À partir de ces résultats, des points d'amélioration sont identifiés, et les développements nécessaires pour compléter ces points sont réalisés afin d'obtenir un modèle numérique avec des capacités de prédiction satisfaisantes. Enfin, un outil d'aide à la conception d'ouvrages souples est développé, basé sur l'utilisation de méta-modèles, et pouvant intégrer des contraintes spécifiques à l'étude.

Ce manuscrit de thèse est structuré en cinq chapitres. Le premier chapitre est une analyse critique de l'état de l'art en lien avec les différents aspects du problème traité. Le deuxième chapitre est dédié à la

description des ouvrages étudiés, et des résultats des essais disponibles pour l'analyse de ces ouvrages. Les chapitres 3 et 4 concernent le développement de modèles numériques. Les modèles d'ouvrage complet introduits dans ces chapitres sont réalisés par un assemblage de modèles de composant élémentaire. Un schéma récapitulatif des travaux de modélisation présentés dans ce manuscrit est proposé dans la figure 1. Enfin, le chapitre 5 présente un outil opérationnel d'aide à la conception d'ouvrages souples de protection contre les chutes de blocs.

Le premier chapitre concerne l'état de l'art sur les écrans souples de protection contre les chutes de blocs. Après une présentation générale des problématiques de gestion du risque lié aux chutes de blocs en montagne, les principales mesures de protection existantes sont explorées, l'accent est notamment porté sur les ouvrages souples de protection. Ces derniers sont décrits, ainsi que les principales études expérimentales et numériques réalisées sur ces ouvrages. Le contexte réglementaire concernant ces ouvrages est également rappelé. Les méthodes numériques mises en application dans ce travail de thèse sont ensuite détaillées. Enfin, les problématiques et objectifs de ce travail de thèse sont introduits.

Le second chapitre propose la description des études expérimentales utilisées pour calibrer les modèles développés dans les chapitres suivants. Ce chapitre est divisé en deux parties, présentant les deux écrans souples étudiés dans ce manuscrit : l'écran souple dit « C2ROP » et l'écran souple dit « ELITE<sup>®</sup> ». Chaque écran est décrit en détail, ainsi que ses composants et les essais expérimentaux réalisés. Les résultats de ces essais permettent d'explorer le comportement de l'écran C2ROP et de l'écran ELITE<sup>®</sup>.

Le troisième chapitre est séparé en deux parties dédiées aux modélisations, à l'aide de la méthode des éléments discrets, de l'écran C2ROP et de l'écran ELITE<sup>®</sup>. Dans le cas de l'écran C2ROP, deux modèles de la structure complète sont assemblés, et les hypothèses de modélisation pour l'ensemble des composants de la barrière sont énoncées pour chacun de ces modèles. Les réponses des deux modèles d'écran sont comparées, afin de déterminer l'influence des choix de modélisation sur la réponse de l'ouvrage. La seconde partie de ce chapitre concerne la réalisation d'un modèle complet de l'écran ELITE<sup>®</sup>. L'objectif est d'assembler ce modèle à partir de modélisations simples de tous les composants de la structure. Cette approche de modélisation permet de déterminer dans quelle mesure les modèles de composant élémentaire de la structure peuvent être simplifiés, tout en conservant une réponse numérique de l'ouvrage traduisant correctement le comportement observé expérimentalement.

Le quatrième chapitre introduit un modèle avancé de la nappe ELITE<sup>®</sup>, ayant la particularité d'intégrer le glissement entre les câbles de la nappe. Les hypothèses mécaniques pour deux types de prise en compte du glissement, avec et sans intégration du frottement, sont établies dans un premier temps. Les performances numériques des modèles de nappe intégrant ces deux types de prise en compte du glissement sont testées avec des simulations d'essais à plusieurs échelles. Enfin, le modèle de nappe est intégré dans un modèle de la structure complète, afin d'étudier la réponse sous impact de l'écran ELITE<sup>®</sup>.

Le cinquième chapitre présente un nouvel outil de conception d'écrans de protection contre les chutes de blocs. Cet outil nécessite la réalisation de simulations à l'aide du modèle de l'écran ELITE<sup>®</sup> développé au chapitre 4, afin de calibrer des méta-modèles. Les méthodes de méta-modélisation utilisées sont introduites, et appliquées pour prédire les variables de sortie du modèle de la structure complète. Des études paramétriques sont réalisées avec ces méta-modèles dans le but de quantifier la réponse de la structure sur une large gamme de paramètres d'entrée. Les méta-modèles sont ensuite intégrés dans un outil global

de conception d'ouvrages, intégrant des contraintes opérationnelles et réglementaires.

Enfin, les conclusions du travail de recherche réalisé et les perspectives sur la poursuite des travaux sont exposées.

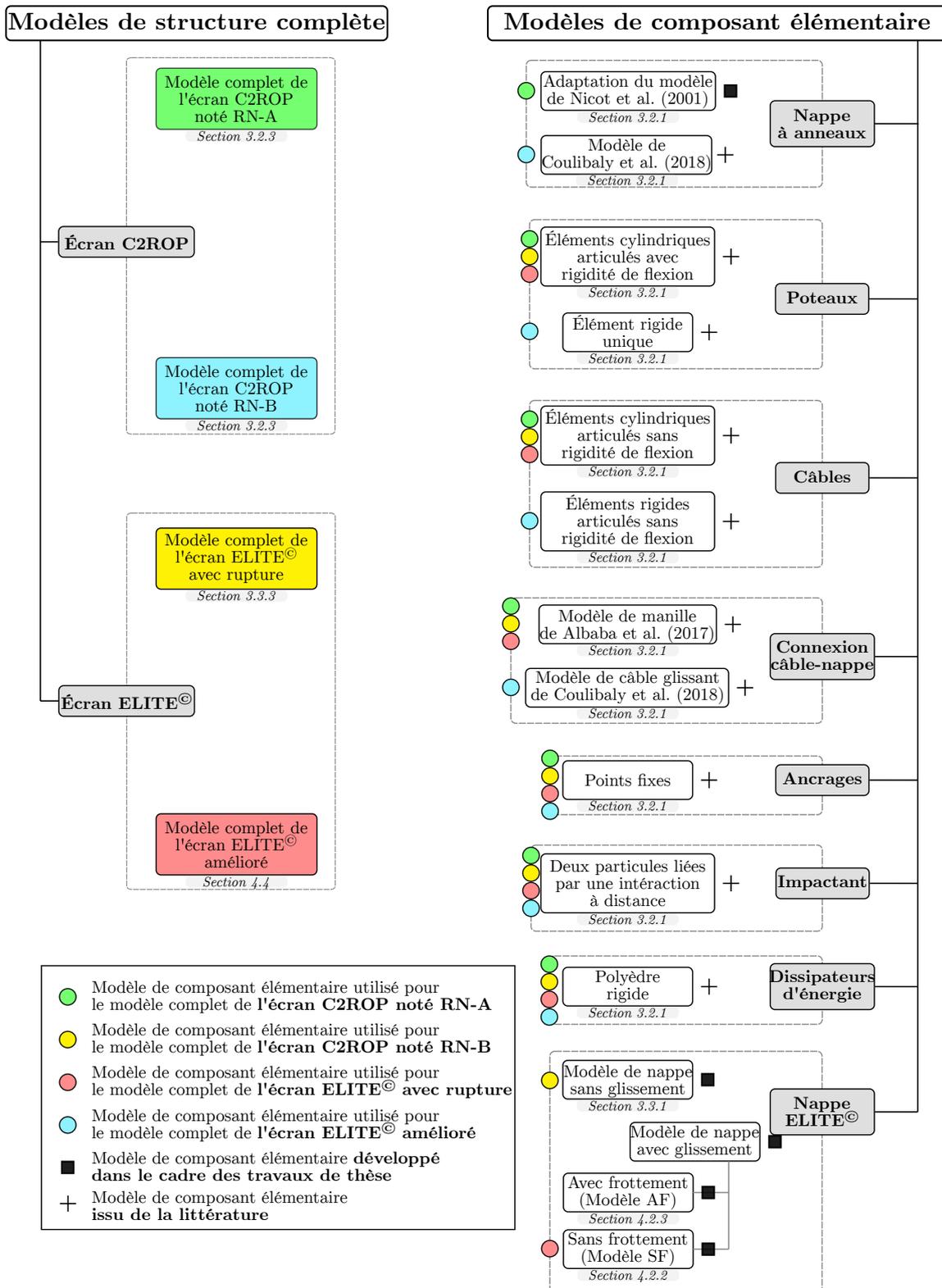


FIGURE 1 – Schéma représentatif des modèles de structure complète et des modèles de composant élémentaire utilisés dans ces travaux de thèse



# Chapitre 1

## État de l'Art

### 1.1 Risque rocheux en montagne : contexte général

#### 1.1.1 Le risque lié aux chutes de blocs

Les territoires de montagne sont sujets à de nombreux aléas naturels (avalanches, laves torrentielles, glissements de terrain, chutes de blocs - Figure 1.1). Ces aléas naturels constituent un risque important pour les populations, mais également pour l'activité économique des territoires, particulièrement dans les Alpes françaises, où une forte densité de population est présente, ainsi que des activités touristiques et industrielles.

Bien que les énergies associées aux chutes de blocs soient plus faibles que pour les autres aléas naturels en montagne, leur capacité destructive n'est pas à négliger en raison de leur fréquence plus élevée (Volkwein et al., 2011). Les événements rocheux peuvent être mortels, mais la grande majorité d'entre eux n'engendre que des dégâts matériels, touchant les infrastructures (route, ligne de chemin de fer...) et les habitations. Cela rend ces événements directement ou indirectement coûteux.

Les chutes de blocs sont provoquées par le détachement d'une masse rocheuse d'un versant. Antérieurement au détachement, la roche est fragilisée par sa fracturation naturelle, favorisée par plusieurs facteurs tels que les infiltrations d'eau (Krautblatter et Moser, 2009; Mateos et al., 2012), les cycles de gels-dégels de l'eau (Coutard et Francou, 1989; D'Amato et al., 2016), ou les secousses sismiques (Kanari et al., 2019; Stoffel et al., 2019). Le détachement d'une masse rocheuse est provoqué par des sollicitations extérieures à ce milieu fracturé comme la gravité, la pression interstitielle, les racines de végétaux, les séismes, ou des actions de l'homme (terrassement, purges).

La propagation d'un bloc rocheux est généralement décrite comme une succession de phases de vols libres, et d'interactions avec le terrain naturel (sol, arbres...). Concernant les interactions avec le sol, trois mécanismes sont classiquement répertoriés : le rebond, le roulement et le glissement (Cruden et Varnes, 1996; Volkwein et al., 2011). Lorsque le bloc entre en contact avec le sol, il peut se fragmenter (Giacomini et al., 2009; Corominas et al., 2019). L'analyse de la cinématique du bloc par la modélisation des interactions avec le terrain naturel et des phases de vol libre permet d'obtenir des prédictions de leurs trajectoires, ces études sont couramment appelées « études trajectographiques ». Les résultats de ces simulations permettent de caractériser les trajectoires préférentielles des blocs, pour en déduire les

principales zones à risque (Bourrier et al., 2009; Farvacque et al., 2019).

Le risque rocheux est défini comme la probabilité, sur un intervalle de temps donné, que le détachement d'une masse rocheuse atteigne une zone avec une certaine intensité, conduisant à la destruction totale ou partielle d'un enjeu (Volkwein et al., 2011). Cette définition du risque permet d'intégrer les influences de la localisation, de la fréquence des événements rocheux, de l'intensité de l'impact, et de la vulnérabilité des enjeux (personnes, habitations, infrastructures...). Dans sa formulation générale, le risque est estimé par le croisement d'un aléa, de la vulnérabilité des enjeux, et de leur niveau d'exposition. Dans le contexte des chutes de blocs, l'aléa est classiquement défini comme le produit de l'aléa de rupture et de l'aléa de propagation. L'aléa de rupture est la probabilité qu'un bloc se détache de la falaise, et l'aléa de propagation est la probabilité que le bloc atteigne une certaine zone, sachant que son détachement a eu lieu (Figure 1.2).

La vulnérabilité d'un enjeu permet de quantifier son niveau de dommage en fonction de l'intensité d'un aléa (Agliardi et al., 2009).

### 1.1.2 Réduction du risque

Le risque lié aux chutes de blocs peut être réduit grâce à la diminution de l'aléa de rupture, de l'aléa de propagation, de la vulnérabilité ou de l'exposition des enjeux. La réduction de l'aléa de départ nécessite la mise en place de protections actives, qui permettent d'empêcher le détachement de masses rocheuses instables. Complémentairement, l'aléa de propagation peut être diminué par l'installation de structures de protection passives, dont le but est d'intercepter le bloc durant sa chute et de maîtriser sa propagation. Enfin, la mise en place de mesures constructives spécifiques permet de réduire la vulnérabilité des enjeux et la définition de zones non constructibles permet de limiter l'exposition des enjeux.

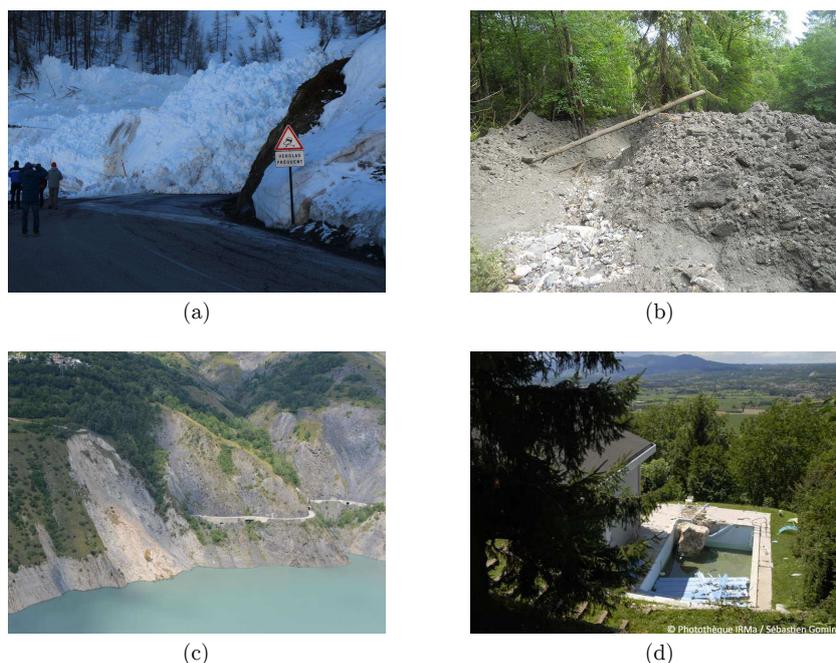
#### *Protections actives*

Les protections actives sont utilisées pour réduire l'aléa de rupture en contrôlant le détachement des masses rocheuses. Elles peuvent être mises en place dans des zones de départ d'une taille raisonnable, et nécessitent une connaissance géotechnique détaillée du terrain. Deux techniques existent afin de traiter activement les zones de départ : le retrait des blocs potentiellement instables ou la consolidation des zones de départ pour empêcher le mouvement des masses rocheuses à risque.

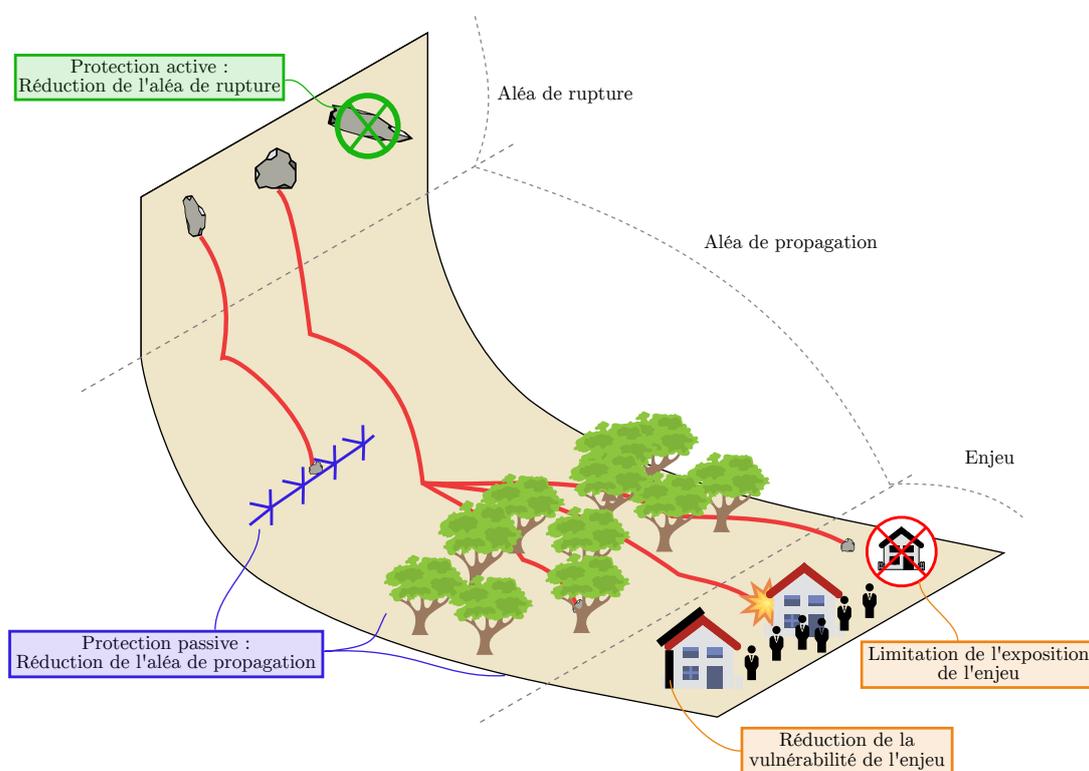
Le retrait des masses rocheuses consiste à purger la zone de départ des blocs potentiellement instables, soit manuellement, soit par minage. Cette technique est applicable sur de faibles surfaces de falaise, où les masses rocheuses à purger sont clairement identifiées.

Dans les cas où le retrait des masses rocheuses potentiellement instables n'est pas possible, plusieurs solutions techniques existent pour empêcher leur détachement de la paroi. Le renforcement par tirants d'ancrage (Figure 1.3.a) ou par filets plaqués à la falaise (Figure 1.3.c) permet de maintenir les masses rocheuses potentiellement instables. Afin de limiter l'érosion de la paroi rocheuse, des ouvrages de soutènement (comme des ouvrages en béton projeté) peuvent être construits (Figure 1.3.b).

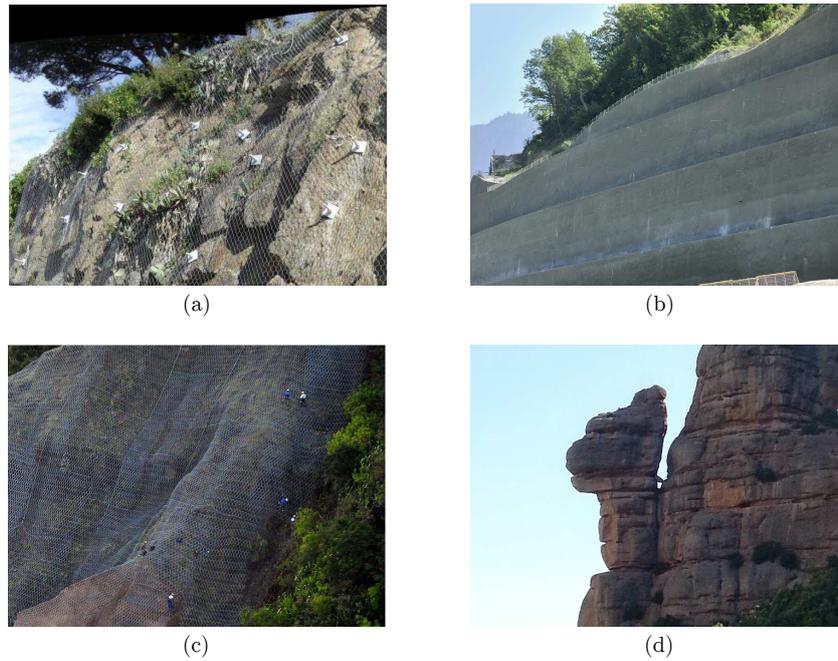
Lorsqu'une masse rocheuse, identifiée potentiellement instable, ne peut être traitée activement, une surveillance continue peut être mise en place afin d'alerter les autorités et les exploitants en cas de mouvement de la masse (Figure 1.3.d).



**FIGURE 1.1** – Illustrations de différents aléas naturels : (a) Dépôt d’avalanche bloquant une route, Tignes, Savoie, France (source Data-Avalanche), (b) Dépôt de lave torrentielle, Chapareillan, Isère, France (source CNRS), (c) Glissement de terrain du lac du Chambon, Isère, France (source Cerema), (d) Chute de bloc ayant atteint une habitation, La Buisse, Isère, France (Source IRMa Grenoble)



**FIGURE 1.2** – Illustration des mesures de réduction du risque possibles dans le contexte des chutes de blocs



**FIGURE 1.3** – Illustrations de différentes protections actives : (a) Boulons d'ancrage (source NGE Fondations), (b) Paroi en béton projeté (source NGE Fondations), (c) Pose de filets plaqués (source NGE Fondations), (d) Surveillance d'une masse rocheuse dans le massif de Montserrat, Catalogne, Espagne (Janeras et al., 2017)

Ces différentes protections actives peuvent être utilisées conjointement ou séparément. Si aucune solution active n'est applicable technologiquement ou économiquement, la réduction du risque par une réduction de l'aléa de propagation peut être envisagée, conduisant à la mise en place de protections passives.

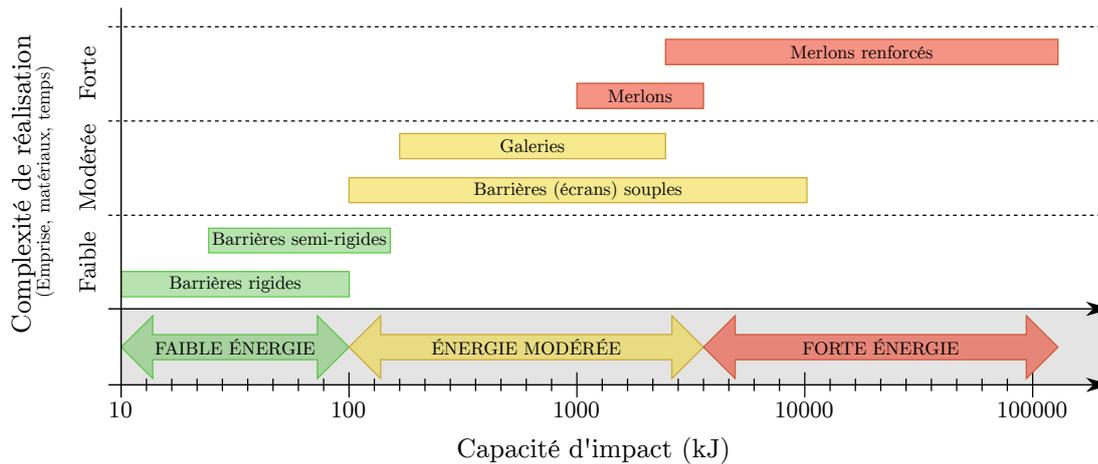
### *Protections passives*

Les protections passives permettent d'intercepter ou de contrôler la trajectoire d'un bloc en mouvement, ce qui conduit à une réduction de l'aléa de propagation. De nombreux types de protection passive existent, en fonction de l'intensité estimée de l'événement rocheux (Figure 1.4).

Certaines solutions visent à dévier la trajectoire du bloc pour le diriger dans une zone sans enjeu. Les filets déviateurs permettent, par exemple, de conserver une trajectoire du bloc proche d'une paroi, et de le diriger vers une zone aménagée pour sa réception (Figure 1.5.a). Les galeries de protection permettent de couvrir les voies de circulation, garantissant ainsi que les blocs n'impactent pas l'infrastructure à protéger. De nombreux types de galeries de protection existent, les plus communes sont constituées d'une dalle en béton surmontée d'une couche de protection (Figure 1.5.b).

Les autres solutions passives existantes ont pour objectif d'arrêter complètement le bloc. Pour ces dispositifs, leur capacité d'arrêt est définie en termes d'énergie cinétique maximale du bloc que l'ouvrage peut arrêter. Les principaux ouvrages basés sur ce principe sont les barrières rigides, les barrières semi-rigides, les écrans (ou barrières) souples, et les merlons de protection.

Les barrières rigides sont des ouvrages peu déformables, constitués de poteaux entre lesquels une structure d'interception rigide est fixée (panneaux en acier, en bois...). Ces barrières ont une capacité d'arrêt maximale aux alentours de 100 kJ. Ces ouvrages ont une faible envergure et une hauteur généralement inférieure à 2 m, ce qui permet de les installer proche des infrastructures à protéger (Figure



**FIGURE 1.4** – Classification des solutions passives de protection contre les chutes de blocs, en fonction de leur capacité d'impact et de leur complexité de réalisation, adaptation de Descoedres (1997)

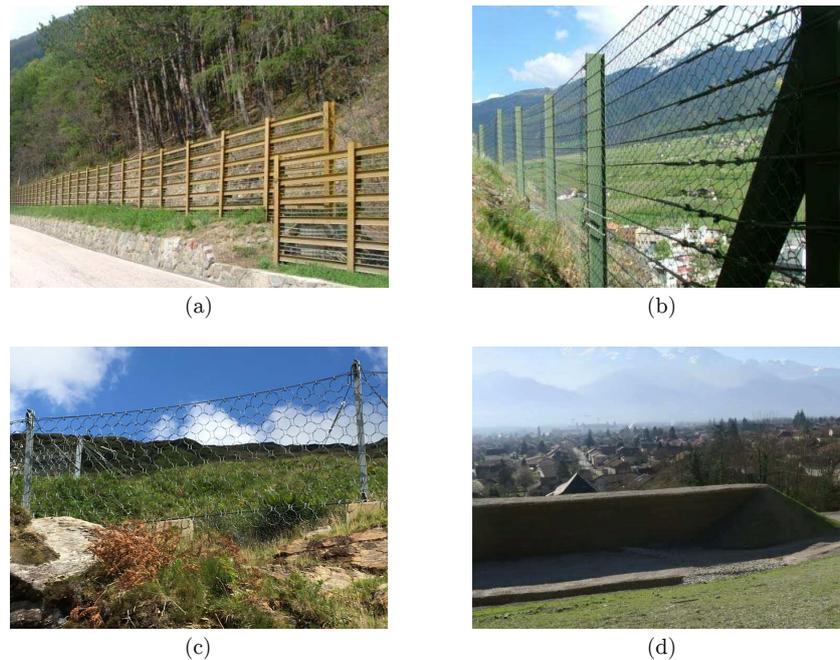


**FIGURE 1.5** – Illustrations de différentes protections passives permettant la déviation d'un bloc : (a) Filets déviateurs (source Trumer Schutzbauten), (b) Galerie de protection de la Combe Noire, Val d'Arly, France (source Leon Grosse)

1.6.a). Cependant, la faible capacité d'arrêt de ce type d'ouvrage leur assure une efficacité uniquement contre des impacts de faible intensité.

Pour des énergies d'impact inférieures à 250 kJ, des barrières semi-rigides peuvent être utilisées (de Miranda et al., 2015). Elles sont composées de poteaux ancrés au sol, entre lesquels une nappe et des câbles sont tendus. Ce principe de conception favorise la déformation des barrières semi-rigides, ce qui permet à l'ouvrage de résister à des impacts légèrement plus importants par rapport aux barrières rigides (Figure 1.6.b).

Pour des énergies d'impact plus importantes, pouvant atteindre 10 000 kJ, des écrans souples sont classiquement utilisés. Ces ouvrages, à la différence des ouvrages semi-rigides, sont sujets à de grandes déformations lors d'un impact, leur permettant de résister à des impacts d'intensité élevée. Cette grande déformation est rendue possible par l'utilisation de dissipateurs d'énergie. Ces dispositifs installés sur les câbles permettent de dissiper une partie de l'énergie d'impact. L'énergie peut être dissipée de différentes manières, en fonction de la technologie utilisée (frottement, déformation irréversible...). Les écrans souples peuvent être installés dans des zones difficiles d'accès, grâce à leur légèreté, leur possibilité de montage en kit, et les travaux de terrassement faibles ou inexistantes nécessaires pour leur installation, tout en assurant une grande capacité d'arrêt (Figure 1.6.c).



**FIGURE 1.6** – Illustrations de différentes protections passives permettant l'arrêt d'un bloc : (a) Barrière rigide en acier (Govoni et Strada, 2015), (b) Barrière semi-rigide en acier (Govoni et Strada, 2015), (c) Barrière souple de protection, Arrochar, Ecosse, Royaume-Uni, (d) Merlon de protection, Crolles, Isère, France (source Le Dauphiné)

Les blocs avec une énergie cinétique plus importante ne peuvent être arrêtés avec des barrières telles que présentées précédemment. Des merlons sont alors utilisés. Ces ouvrages sont constitués de remblais, pouvant être renforcés, pour atteindre une capacité d'arrêt jusqu'à 100 000 kJ (Lambert et Kister, 2017). Pour atteindre ces capacités d'arrêt importantes, ces ouvrages nécessitent une emprise très importante par rapport aux autres solutions, en raison de l'ouvrage en remblai, et de la fosse de réception pour le bloc (Figure 1.6.d). Ces ouvrages nécessitent ainsi des travaux de terrassement importants, rendant leur coût élevé.

En complément de ces solutions, des protections de type génie biologique, c'est-à-dire basées sur l'utilisation du milieu ou de matériaux naturels, peuvent également être considérées pour la réduction de l'aléa de propagation. Les forêts constituent notamment une parade efficace contre les chutes de blocs (Dupire et al., 2016).

### *Réduction de l'exposition et de la vulnérabilité*

Dans certaines situations, les protections actives et passives ne peuvent être mises en place, à cause de l'ampleur des zones à traiter, ou du coût financier de l'installation. La solution pour réduire le risque est alors de réduire directement l'exposition ou la vulnérabilité de l'enjeu.

La réduction de l'exposition se traduit par la mise en place d'interdictions de construction, ou par le déplacement de l'enjeu. Le cas des Ruines de Séchilliène illustre cela, où un glissement de terrain, associé à des chutes de blocs, est observé. La route fortement exposée aux chutes de blocs et aux glissements de masse a été fermée, et une déviation a été construite de l'autre côté de la vallée en 1986 (Durville et al., 2011), pour être à nouveau déplacée en 2016 (Figure 1.7.a). Un autre cas de déplacement d'une route est également en cours de réalisation sur l'île de la Réunion, où un viaduc permettra d'éviter la Route du



**FIGURE 1.7** – Illustrations du déplacement de l'enjeu : (a) Ruines de Séchilienne, Isère, France, (b) Route du Littoral, île de la Réunion, France (source Bouygues)

Littoral fortement exposée aux chutes de blocs (Azemard, 2018).

La réduction de la vulnérabilité se traduit par la réduction des conséquences d'un impact sur une infrastructure. Pour cela, des mesures constructives peuvent être prises, comme le renforcement de structures.

## 1.2 Écrans souples de protection

Les barrières souples sont très fréquemment utilisées en raison de leurs nombreux avantages. En effet, ces structures présentent de très bonnes performances, avec une capacité d'arrêt pouvant atteindre 10 000 kJ, pour une faible emprise sur le terrain. De plus, leur installation est rapide et adaptée aux terrains difficiles pouvant être rencontrés. Pour leur construction, les éléments de l'ouvrage sont assemblés directement sur le lieu de pose, nécessitant ainsi peu d'équipements supplémentaires. Avec ce mode de construction, ces ouvrages s'adaptent au terrain, évitant ainsi de lourds terrassements et limitant leur empreinte sur l'environnement. Les seuls éléments nécessitant des moyens de construction importants sont les ancrages. La construction légère de ces structures leur permet de s'intégrer facilement dans le paysage, limitant ainsi l'impact visuel de leur installation. Ces ouvrages présentent également un atout économique grâce à leur coût relativement faible par rapport aux autres solutions passives : un écran souple est estimé à environ 1 500 €/ml pour une capacité d'impact de 5 000 kJ, et un merlon de 5 m de haut à 3 200 €/ml, par exemple. Quelques inconvénients sont aussi identifiés pour ces ouvrages. Étant majoritairement constitués d'éléments en acier, les écrans souples sont sujets à la corrosion. De plus, dès qu'un impact est identifié sur un ouvrage, une maintenance est nécessaire pour purger les blocs retenus par la nappe, ainsi qu'une réparation éventuelle de l'ouvrage.

Les écrans souples de protection contre les chutes de blocs sont constitués de cinq éléments principaux : l'élément surfacique d'interception ou structure d'interception, les câbles de fixation, les dissipateurs d'énergie, les poteaux et les ancrages (Figure 1.8). Lors d'un impact, le bloc entre en contact avec l'élément surfacique d'interception, qui est généralement une nappe de filet ou grillage. Les efforts dus à l'impact diffusent dans la nappe et sont transmis aux câbles porteurs et aux dissipateurs d'énergie. Les efforts sont enfin transmis aux ancrages, soit directement, soit par l'intermédiaire de poteaux maintenus en place par des câbles.

### 1.2.1 Composants

#### *Structure d'interception*

La structure d'interception étant directement impactée par le bloc, cet élément doit être souple afin de pouvoir subir de grandes déformations, et rediriger les efforts vers les autres éléments de la structure. De nombreux types de structure d'interception sont disponibles, comme la nappe à anneaux (Nicot et al., 2001b; Grassl et al., 2002; Coulibaly et al., 2017), les grillages à simple ou à double torsion (Thoeni et al., 2013; Bertrand et al., 2008) ou encore la nappe de type ELITE<sup>®</sup> développée par NGE Fondations (Bertrand et al., 2012) (Figure 1.9). Chaque type de nappe présente un comportement particulier, influençant la réponse globale de l'ouvrage sous impact.

#### *Câbles*

Dans un ouvrage, il existe deux types de câbles : les câbles porteurs (lisses ou câbles de rive), permettant de relier la nappe aux autres éléments de la structure, et les câbles de fixation (haubans) permettant de lier les éléments de la structure aux ancrages. En fonction de la configuration de la barrière, les câbles peuvent être équipés d'un dissipateur d'énergie.

Bien que le comportement des câbles soit relativement moins complexe que celui des autres composants de la structure (Bertrand et al., 2012), ils jouent un rôle important pour le transfert des efforts dans la structure. La connexion entre la nappe et les câbles porteurs, ainsi que le glissement de la nappe en résultant (appelé « effet rideau »), influent sur le comportement de la réponse de la structure sous impact (Coulibaly et al., 2019). Plusieurs techniques existent pour réaliser cette connexion comme le tressage des câbles dans les mailles de la nappe ou l'utilisation de manilles de fixation.

#### *Dissipateurs d'énergie*

Les dissipateurs d'énergie permettent de limiter l'effort maximal transmis dans les ancrages de la structure, en jouant le rôle de « fusibles ». Ils permettent de dissiper une partie de l'énergie cinétique de l'impact. De nombreux types de dissipateurs existent, divisés en quatre groupes selon le moyen de dissipation de l'énergie : frottement, déformation plastique, rupture partielle, ou combinaison de frottement et de déformations plastiques (Figure 1.10) (Castanon-Jano et al., 2017).

Bien que de nombreux types de dissipateurs existent, ils présentent un comportement similaire lorsqu'ils sont sollicités par un effort de traction (Castanon-Jano et al., 2017). Le comportement observé est élastique jusqu'à ce que l'effort seuil de déclenchement du dissipateur soit atteint (« Point d'activation » dans la figure 1.11). Lorsque, le mécanisme de dissipation est activé, l'allure de l'évolution de l'effort de traction aux extrémités du dissipateur dépend de son type. Enfin, dès que la course maximale du dissipateur est atteinte (« Point de rigidification » dans la figure 1.11), le comportement correspond à celui du câble auquel le dissipateur est attaché, jusqu'à atteindre sa rupture (« Point de rupture » dans la figure 1.11). La majorité de l'énergie est dissipée entre les points d'activation et de rigidification (Castanon-Jano et al., 2017) (Figure 1.11).

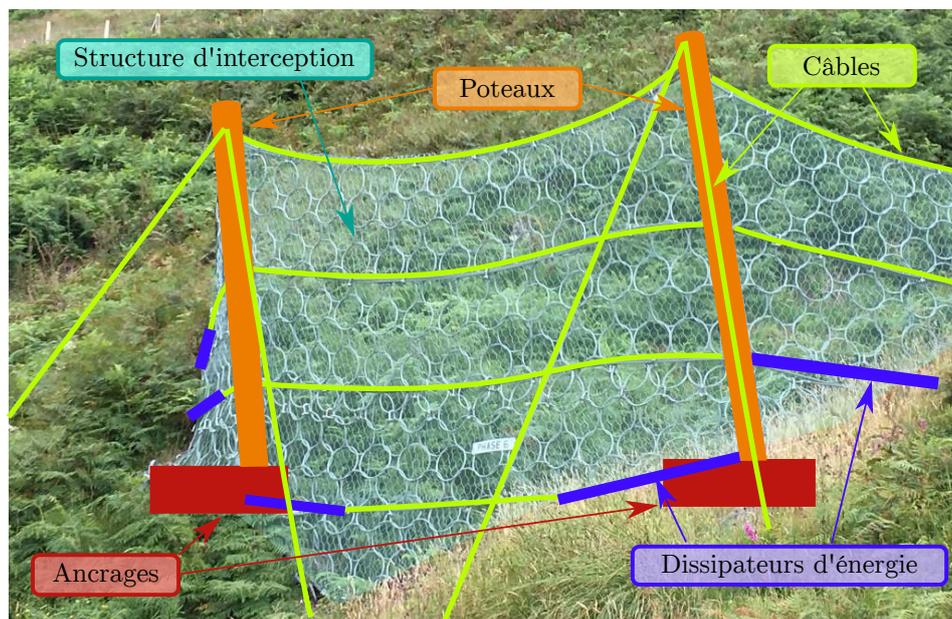


FIGURE 1.8 – Identification des éléments constitutifs d'un écran souple de protection contre les chutes de blocs

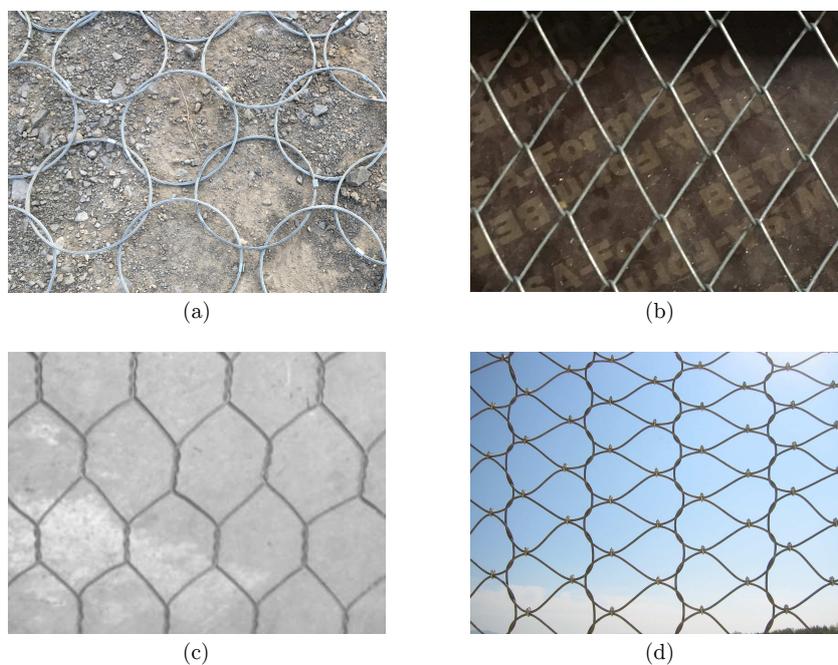
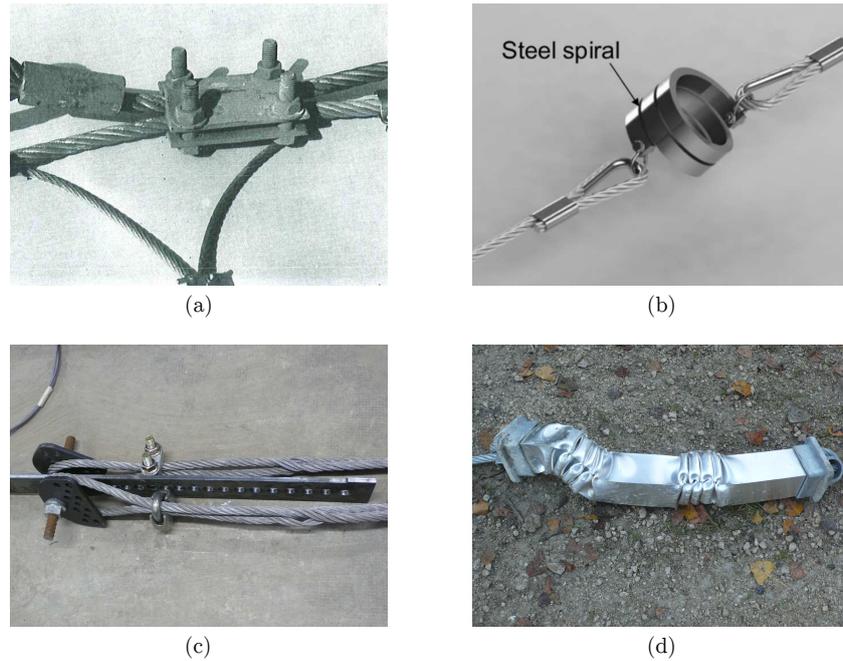
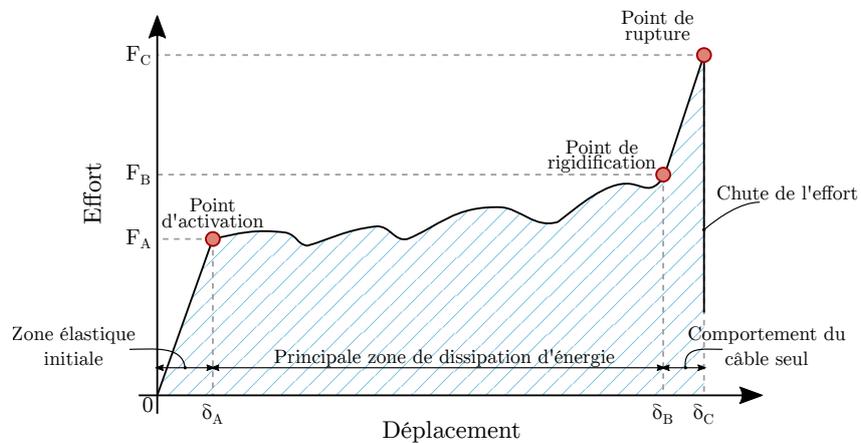


FIGURE 1.9 – Illustrations de différentes structures d'interception : (a) Nappe à anneaux, (b) Grillage à simple torsion, (c) Grillage à double torsion (Thoeni et al., 2013), (d) Nappe ELITE® (NGE Fondations)



**FIGURE 1.10** – Illustrations de différents dissipateurs d'énergie : (a) Dissipateur par frottement (Smith et Duffy, 1990), (b) Dissipateur par déformation plastique (von Allmen (2004), illustration de Castanon-Jano et al. (2017)), (c) Dissipateur par rupture (source NGE Fondations), (d) Dissipateur par frottement et déformations plastiques (source NGE Fondations)



**FIGURE 1.11** – Évolution de l'effort de traction en fonction du déplacement généralement obtenue pour un essai de traction quasi-statique sur un dissipateur d'énergie (Castanon-Jano et al., 2017)

### *Poteaux*

Les poteaux sont les seuls éléments de la structure capables de reprendre des efforts de compression. Dans le cas d'ouvrages souples, la tête des poteaux est souvent haubanée par deux câbles en direction de l'amont et par un câble en direction de l'aval. Selon les choix technologiques, la base du poteau peut être ancrée complètement, partiellement, ou libre. Les poteaux sont généralement en acier. De nouvelles conceptions d'ouvrage émergent actuellement, pour lesquelles les poteaux sont remplacés par les arbres présents sur le site de construction (Olmedo et al., 2016).

### *Ancrages*

Les ancrages permettent de fixer l'ouvrage à la falaise. Tous les efforts introduits par l'impact sont ramenés en ces points. Ils font partie des éléments les plus coûteux d'un ouvrage, leur construction nécessitant de faire parvenir des machines de forage sur le site de construction. Ils représentent environ un tiers du coût total d'un ouvrage souple.

#### **1.2.2 Contexte réglementaire**

L'augmentation de l'utilisation des écrans souples de protection a rendu nécessaire la définition d'un contexte normatif permettant de contrôler les performances affichées par les constructeurs, et de comparer les ouvrages entre eux (Volkwein et al., 2019). Le guide technique mis en place en Suisse pour les ouvrages souples de protection a été le premier à proposer une standardisation des essais d'impact (Gerber, 2001). Selon ce guide technique, les ouvrages doivent valider une série d'essais « à échelle 1 » pour se voir délivrer une certification, classant l'ouvrage selon sa capacité d'arrêt maximale.

En France, la norme NF P95-308 de décembre 1996, encadre le dimensionnement, la conception, et l'implantation des écrans souples.

Suite à ces premiers guides techniques, l'Union européenne a mis en place, en 2008, le guide technique européen 027 (European Technical Approval Guideline 027 - ETAG27 (EOTA, 2013)). Le but de ce guide est d'harmoniser les méthodes utilisées pour les essais d'impact sur les ouvrages. Il permet aux constructeurs d'obtenir une certification européenne si l'ouvrage valide l'ensemble des critères exposés dans le guide. Fin 2018, l'ETAG27 a été remplacé par un document européen de validation (European Assessment Document - EAD (EOTA, 2018)). Les recommandations fournies par ce document sont détaillées dans les sections suivantes.

##### **1.2.2.1 Définitions**

La mise en place d'un document technique tel que l'EAD permet d'harmoniser les définitions des termes techniques utilisés pour décrire le comportement des ouvrages souples. Les principales définitions utilisées dans ce manuscrit sont données dans cette section.

#### *Hauteur nominale et résiduelle*

La hauteur nominale  $h_N$  est définie comme la plus faible distance entre les câbles de rive supérieure et la ligne de base de poteaux. Cette distance est mesurée perpendiculairement à la pente de référence (Figure 1.12.a). La mesure est effectuée sur la barrière au repos avant impact. Après impact, la mesure de la plus faible distance entre les câbles de rive supérieure et les câbles de rive inférieure, est définie comme la hauteur résiduelle  $h_R$  (Figure 1.12.b).

#### *Élongation maximale*

L'élongation maximale de l'ouvrage est le déplacement du filet vers l'aval, mesuré parallèlement à la pente de référence (Figure 1.13). La mesure est faite pendant toute la durée de l'impact, et la plus grande valeur est retenue.

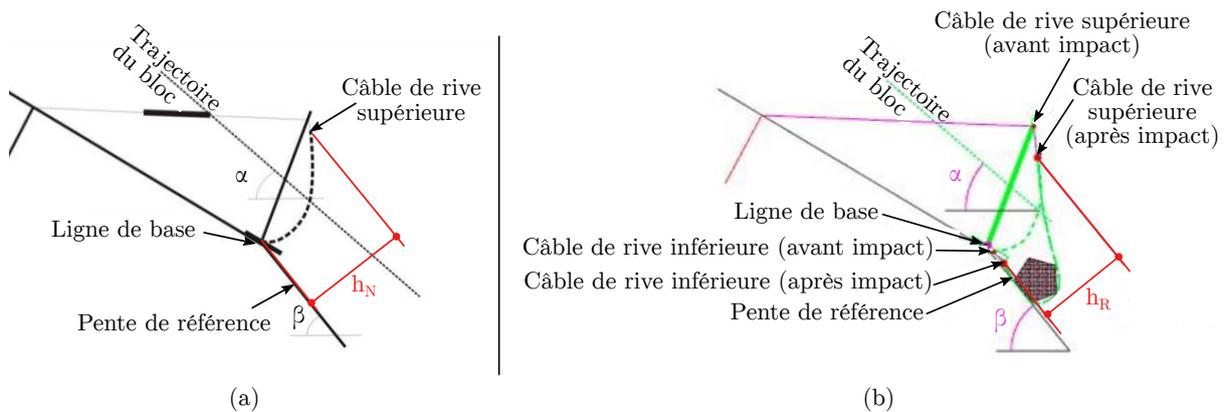


FIGURE 1.12 – Mesure des hauteurs sur un ouvrage de protection (EOTA, 2018) : (a) Hauteur nominale, (b) Hauteur résiduelle

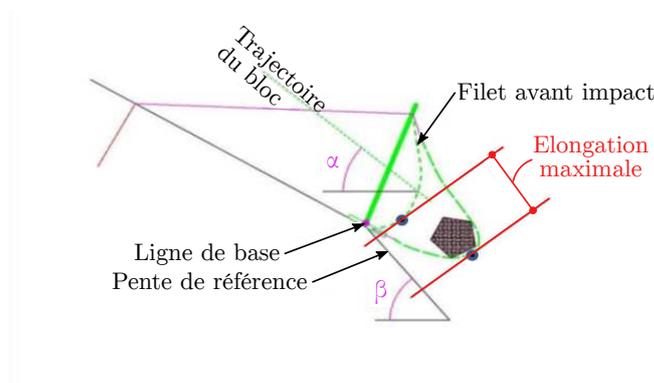


FIGURE 1.13 – Mesure de l'élongation maximale d'un ouvrage de protection (EOTA, 2018)

### 1.2.2.2 Essais d'impact

Deux essais sont mis en place dans l'EAD :

- Un essai dit « à énergie maximale » (Maximum Energy Level - MEL), ayant pour objectif de définir la capacité d'arrêt maximale de l'ouvrage,
- Un essai dit « à énergie de service » (Service Energy Level - SEL), ayant pour objectif de valider le comportement de l'ouvrage sollicité par des impacts successifs.

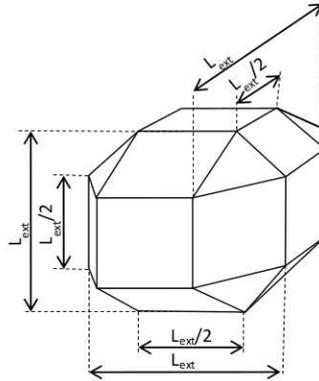
Les barrières sont catégorisées en 9 classes d'énergie, déterminées en fonction de l'énergie d'impact utilisée lors des essais MEL et SEL (Tableau 1.1).

Pour les deux types d'essais, l'ouvrage souple à tester est composé de 3 modules, et un bloc à la géométrie polyédrique est utilisé (Figure 1.14). Il est réalisé en béton armé, avec une densité entre 2 500 kg/m<sup>3</sup> et 3 000 kg/m<sup>3</sup>. La vitesse d'impact  $v_{impact}$  du bloc est définie comme sa vitesse moyenne relevée dans le dernier mètre avant l'impact. Cette vitesse, ainsi que la masse  $m$  du bloc, permettent de calculer l'énergie d'impact par  $E_c = (1/2) * m * v_{impact}^2$ .

Pour les deux essais, l'évolution des efforts dans les ancrages durant l'impact doit être relevée, et la valeur maximale indiquée. L'élongation maximale est également requise pour la certification européenne.

| Classe d'énergie | 0   | 1   | 2   | 3    | 4    | 5    | 6    | 7    | 8      |
|------------------|-----|-----|-----|------|------|------|------|------|--------|
| <b>SEL (kJ)</b>  | -   | 85  | 170 | 330  | 500  | 660  | 1000 | 1500 | > 1500 |
| <b>MEL (kJ)</b>  | 100 | 250 | 500 | 1000 | 1500 | 2000 | 3000 | 4500 | > 4500 |

**TABLEAU 1.1** – Classification des écrans de protection selon l'énergie d'impact utilisée pour les essais MEL et SEL (EOTA, 2018)



**FIGURE 1.14** – Forme polyédrique du bloc définie par l'EAD pour les essais d'impact MEL et SEL (EOTA, 2018)

### *Maximum Energy Level (MEL)*

L'essai d'impact MEL consiste au largage d'un unique bloc sur l'ouvrage de protection. Cet impact est réalisé au milieu du module central de l'ouvrage. L'énergie d'impact utilisée lors de l'essai est définie comme l'énergie maximale à laquelle l'ouvrage peut résister.

Un essai MEL est validé si les conditions suivantes sont satisfaites :

- Le bloc est arrêté par l'ouvrage,
- Le bloc n'est pas entré en contact avec le sol avant d'atteindre l'élongation maximale de l'ouvrage.

De plus, la mesure de la hauteur résiduelle en comparaison à la hauteur nominale permet de déterminer la catégorie de l'ouvrage, selon les critères présentés dans le tableau 1.2.

| Catégorie | Condition   |
|-----------|---|
| A         | $h_R \geq 0.5 * h_N$  |
| B         | $0.3 * h_N < h_R < 0.5 * h_N$   |
| C         | $h_R \leq 0.3 * h_N$ , ou rupture des supports horizontaux supérieurs ou inférieurs |

**TABLEAU 1.2** – Classification des écrans de protection contre les chutes de blocs suivant la certification européenne (EOTA, 2018)

### *Service Energy Level (SEL)*

L'essai SEL consiste à réaliser deux impacts successifs (SEL 1 et SEL 2), à une énergie au minimum égale à un tiers de l'énergie définie avec l'essai MEL. Entre les deux impacts, le bloc est retiré de l'ouvrage sans aucune maintenance. Comme pour l'impact MEL, le premier impact SEL 1 est centré sur l'ouvrage. Le second impact est centré entre les deux poteaux, et situé dans la hauteur résiduelle restante après le premier impact.

Un essai SEL est validé si les conditions suivantes sont satisfaites :

- Le bloc doit être arrêté par l'ouvrage,
- Aucune rupture des composants de l'ouvrage n'est observée après l'impact SEL 1,
- Aucune ouverture plus grande que deux fois la largeur initiale d'une maille de la nappe n'est observée après l'impact SEL 1,
- La hauteur résiduelle après l'impact SEL 1, mesurée sans retirer le bloc, est supérieure ou égale à 70 % de la hauteur nominale de l'ouvrage,
- Pour l'impact SEL 1, la hauteur résiduelle mesurée au niveau des poteaux est plus grande que la hauteur résiduelle du filet,
- Le bloc n'est pas entré en contact avec le sol avant d'atteindre l'élongation maximale de l'ouvrage.

### 1.2.3 Études sur des écrans souples

#### 1.2.3.1 Études expérimentales

Dès le début des années 1960, des écrans de protection sont mis en place aux États-Unis dans le but de protéger les infrastructures routières (Smith et Duffy, 1990). C'est à partir des années 1980 que des essais sur les ouvrages souples sont référencés (Arpin, 2013). En effet, le département californien des transports (CODT) conduit une campagne d'essais d'impact « à échelle 1 », afin d'évaluer l'efficacité de ses ouvrages de protection (McCauley et al., 1985). Le CODT expérimente également de nouveaux types d'ouvrages, équipés de dissipateurs d'énergie, afin d'augmenter la capacité d'arrêt et l'efficacité de ses ouvrages de protection contre les chutes de blocs (Smith et Duffy, 1990). De plus, de nouvelles technologies, telles que les « Flex-Post », sont expérimentées dans le but d'améliorer la souplesse des ouvrages (Duffy, 1992; Duffy et Haller, 1993). Dans tous ces essais d'impact, un bloc est lâché au sommet d'un talus, au pied duquel l'ouvrage de protection est installé. Parallèlement, en Suisse, des essais à la procédure d'impact similaire sont réalisés (Baumann, 2002).

De nouveaux essais sont ensuite réalisés en Suisse avec une procédure d'impact différente. Une grue est utilisée pour larguer le bloc dans la pente du talus, de manière à observer un rebond du bloc sur le sol avant qu'il n'entre en contact avec l'ouvrage de protection installé au pied du talus (Baumann, 2002; Arpin, 2013). Cette technique ne donnant pas satisfaction en raison du rebond non contrôlé du bloc, les essais sont ensuite réalisés avec un impact direct sur l'ouvrage, permettant un meilleur contrôle des conditions d'impact (Baumann, 2002).

Depuis, de nombreuses études ont été réalisées, généralement issues d'une collaboration entre un laboratoire et une entreprise, pour le développement d'un nouvel ouvrage. De nombreux types d'ouvrage ont ainsi été testés, équipés de nappes à anneaux (Peila et al., 1998; Muraishi et Sano, 1999; Nicot et al., 2001a; Grassl et al., 2002; Yu et al., 2018b), de grillages à simple torsion (Escallón et al., 2015; Mentani et al., 2018), de grillages à double torsion (Bertrand et al., 2008; Bourrier et al., 2010; Spadari et al., 2012), ou de la nappe ELITE<sup>®</sup> (Bertrand et al., 2012). Ces nombreuses études ont permis le développement d'ouvrages de plus en plus performants, pouvant atteindre des capacités d'arrêt jusqu'à 10 000 kJ.

### 1.2.3.2 Études numériques

En complément des études expérimentales présentées dans la section précédente, des études numériques ont été développées afin de mieux comprendre et prédire le comportement des ouvrages souples de protection. Le but de ces approches est d'estimer les efforts dans les éléments des ouvrages afin d'aider à leur conception, et de réduire le nombre d'essais « à échelle 1 » infructueux lors de la conception d'un ouvrage.

Les premiers modèles numériques d'écrans souples ont été développés par Hearn et al. (1995). Dans ces travaux, l'ouvrage est modélisé par des points reliés par des ressorts élasto-plastiques, et l'impactant est modélisé par un projectile sphérique. Ce modèle est calibré à l'aide d'essais expérimentaux. L'augmentation de la puissance de calcul disponible a permis de complexifier les modèles et d'utiliser des hypothèses mécaniques plus complexes afin de se rapprocher du comportement réel de la structure. Deux méthodes de modélisation peuvent être utilisées : la méthode des éléments finis (Finite Element Method - FEM) (Cazzani et al., 2002; Grassl et al., 2003; Gentilini et al., 2013; Escallón et al., 2015; Mentani et al., 2016b; Yu et al., 2018a) et la méthode des éléments discrets (Discrete Element Method - DEM) (Nicot et al., 2001a; Bertrand et al., 2008; Bourrier et al., 2010; Thoeni et al., 2011; Albaba et al., 2017; Coulibaly et al., 2019). La méthode des éléments finis est utilisée pour modéliser un milieu continu à l'aide de mailles, pouvant être de différentes formes (cubes, tétraèdres). La méthode des éléments discrets est une méthode initialement développée pour l'étude des milieux granulaires. Les objets sont représentés par des éléments discrets (sphères, cylindres), interagissant entre eux par l'intermédiaire de lois de contact.

Les modèles récents réalisés avec la méthode des éléments finis présentent l'avantage de pouvoir reproduire les géométries exactes des ouvrages. En effet, des maillages très fins peuvent être utilisés, ce qui permet de reproduire la forme exacte des éléments. Cela permet de modéliser leur comportement de manière réaliste, avec, par exemple, la prise en compte de l'endommagement de la nappe (Escallón et al., 2014, 2015). Cependant, cela rend ces modèles très complexes, avec de nombreux paramètres à calibrer, ce qui conduit à des durées de simulation importantes. Leur utilisation en ingénierie est ainsi difficile.

D'autres modèles existent, plus simplifiés, et basés soit sur la FEM, soit sur la DEM. Dans ces modèles, la représentation de l'ouvrage ne permet pas d'en reproduire la géométrie exacte. Ces modèles permettent de reproduire le comportement des ouvrages, pour des temps de calcul plus compatibles avec leur utilisation dans un cadre industriel.

Bien que les écrans souples soient des ouvrages complexes, la majorité des modèles FEM utilisent des éléments unidirectionnels linéaires (barres, poutres) pour représenter les composants de l'ouvrage (Gentilini et al., 2013; Mentani et al., 2016a). Dans ce cas, la DEM devient avantageuse, car elle propose des éléments similaires, avec une formulation explicite. De plus, le traitement des contacts tel qu'utilisé pour la modélisation des milieux granulaires est adapté pour modéliser des ouvrages souples, soumis à des impacts d'objets rigides.

La modélisation de grandes déformations avec la FEM est difficile, car les déformations imposent au maillage de fortes distorsions, ayant pour effet d'altérer la précision du schéma numérique. Dans le cas de la DEM, les déplacements et les rotations des éléments sont calculés à chaque pas de temps à partir de la configuration déformée au pas de temps précédent. Ainsi la modélisation de grands déplacements

et de phénomènes de rupture se fait de manière naturelle.

Enfin, le principal avantage de la DEM est sa robustesse et sa formulation simple. En effet, la formulation explicite discrète permet de définir et d'étudier de façon relativement aisée des systèmes dynamiques complexes et fortement non-linéaires. De plus, la prise en compte du contact, du frottement et de la rupture est simple et le degré de complexité des algorithmes de résolution est faible.

La DEM est privilégiée dans cette thèse et est présentée dans la section 1.3.

### 1.2.3.3 Techniques de méta-modélisation de la réponse des ouvrages souples

Les modélisations DEM d'écrans souples peuvent servir de support à la réalisation d'études paramétriques (Tran et al., 2013; Bourrier et al., 2015; Mentani et al., 2016a). La réalisation de telles études demande un grand nombre de simulations, et donc exige une durée d'exécution des modèles importante. Ce problème peut être contourné par l'utilisation de modèles de substitution, également appelés « méta-modèles ».

Les méta-modèles sont des outils mathématiques permettant de prédire une variable de sortie d'un modèle numérique en fonction de plusieurs paramètres d'entrée (Figure 1.15). Ces outils mathématiques ont l'avantage de fournir des résultats pour un temps de calcul très faible ; mais ils doivent être calibrés à partir d'un certain nombre de simulations du modèle numérique.

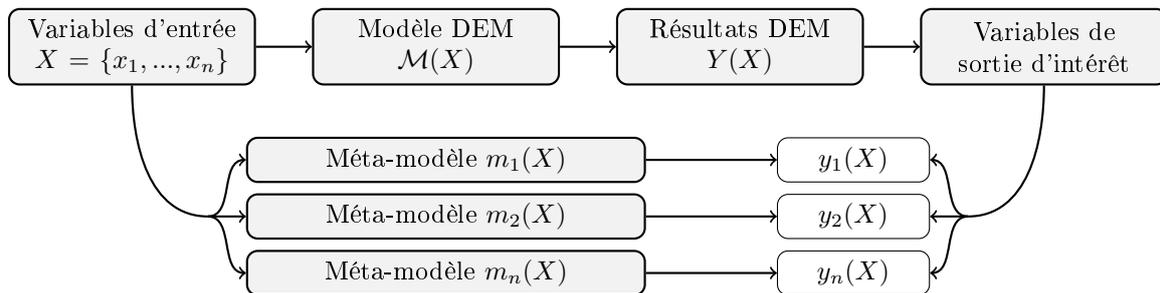


FIGURE 1.15 – Principe d'utilisation des méta-modèles en substitution d'un modèle DEM

L'exemple le plus simple d'une méta-modélisation est une régression linéaire entre un paramètre d'entrée et une variable de sortie. Des méthodes plus complexes permettent de modéliser une variable de sortie en fonction de plusieurs variables d'entrée. Par exemple, pour des variables de sortie continues les méthodes suivantes peuvent être utilisées : régression à l'aide de polynômes de différents degrés (Faivre et al., 2016), régression par chaos polynomial (Sudret et al., 2013), processus gaussiens (Gramacy et Lee, 2008), réseaux de neurones (Ichikawa et Sawa, 1992) ou kriging (Oliver et Webster, 1990). De nombreuses méthodes existent également pour la classification de variables de sortie discrètes (Kotsiantis et al., 2007) : les arbres de décision (Murthy, 1998; Markovitch et Rosenstein, 2002), les réseaux de neurones (Rosenblatt, 1961; Freund et al., 1999; Zhang, 2000; Howlett et Jain, 2013), les machines à vecteur de support (Cortes et Vapnik, 1995; Cristianini et al., 2000), ou encore les réseaux bayésiens (Jensen et al., 1996; Cheng et al., 2002).

Ces outils sont utilisés dans des domaines très variés, comme la thermique du bâtiment (Mavromatidis et al., 2013), l'imagerie médicale (Miller et al., 1992), ou la classification d'e-mails (Youn et McLeod, 2007). Ils ont été utilisés récemment dans le contexte des ouvrages de protection, pour, par exemple, l'étude

de l'efficacité d'un ouvrage en fonction des conditions d'impact (Bourrier et al., 2015; Toe et al., 2018). Dans une autre étude, l'influence de l'effort de déclenchement des dissipateurs d'énergie sur la hauteur effective de l'ouvrage a été explorée (Coulibaly et al., 2019).

### 1.3 Méthode des éléments discrets

Il existe deux approches de modélisation discrète : (i) une approche considérant les contacts entre les particules avec la « dynamique des contacts », ou (ii) une approche les considérant avec la « dynamique moléculaire ». Dans l'approche classique de dynamique des contacts (Jean, 1999; Radjai et Richefeu, 2009), les éléments discrets sont généralement considérés comme indéformables, et les interpénétrations entre eux sont exclues. Dans ce cas, la résolution des équations de la dynamique et les interactions entre les particules sont basées sur un schéma implicite. Dans le cas de l'approche de type dynamique moléculaire (Cundall et Strack, 1979), l'interpénétration entre les éléments est possible, les sphères étant supposées localement déformables. La relation entre l'interpénétration et la force générée est définie par une loi de contact entre les particules.

L'approche par dynamique moléculaire est plus utilisée en raison de sa simplicité de mise en œuvre. L'utilisation grandissante de cette méthode a conduit au développement de nombreuses lois de contact et types de géométrie pour les éléments discrets.

#### 1.3.1 Principe général

L'objectif de la DEM est de déterminer à chaque instant  $t$ , toutes les positions des particules constitutives d'un assemblage d'éléments discrets et toutes les forces appliquées sur ces particules. Le point de départ du cycle du calcul est la position de l'ensemble des particules à un instant  $t$  et les efforts appliqués à toutes les particules à l'instant de calcul précédent  $t - \Delta t$ , où  $\Delta t$  est le pas de temps de calcul.

Pour chaque pas de temps, le cycle de calcul est divisé en quatre étapes (Figure 1.16) :

- Étape 1 : Les positions des particules étant connues, les contacts entre les particules sont identifiés. Les forces de contact sont alors calculées à l'instant  $t$  à partir des forces à l'instant  $t - \Delta t$ , de l'interpénétration entre les particules et des paramètres caractéristiques du contact. Ce calcul requiert la définition de lois de contact.
- Étape 2 : Les forces de contact calculées à l'étape 1 sont appliquées sur chaque particule.
- Étape 3 : Les déplacements des particules sont calculés par résolution des équations du mouvement.
- Étape 4 : Les nouvelles positions des particules à l'instant  $t + \Delta t$  sont obtenues à partir des déplacements calculés à l'étape 3.

À la fin de l'étape 4, les positions de toutes les particules et les contacts sont connus, ce qui permet de reconduire le cycle de calcul au pas de temps suivant.

#### 1.3.2 Équations du mouvement

Le calcul des positions des particules au temps  $t + \Delta t$  est réalisé par application du principe fondamental de la dynamique, et par résolution des équations correspondantes à l'aide d'un algorithme

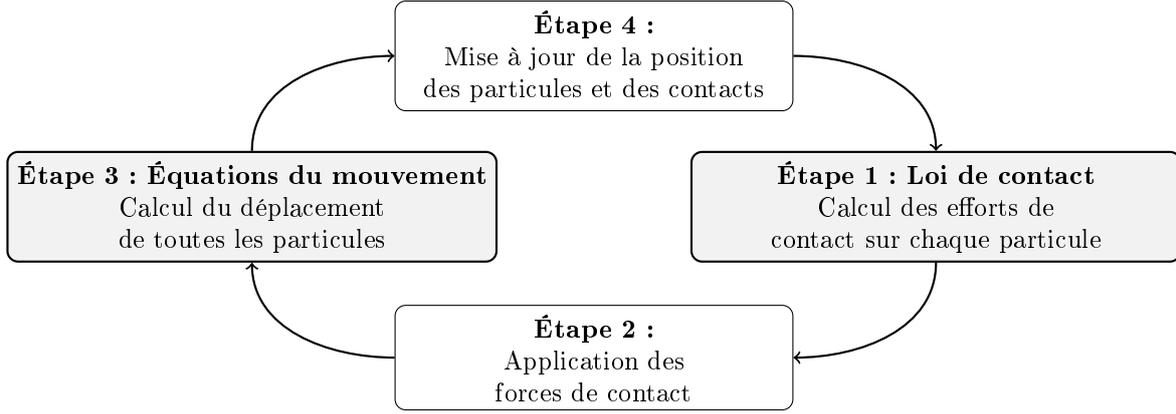


FIGURE 1.16 – Cycle de calcul élémentaire de la méthode des éléments discrets

explicite.

L'application du principe fondamental de la dynamique au temps  $t$  sur la particule  $p$  de centre de gravité  $G$  permet d'écrire les équations :

$$\sum_i \vec{F}(p^i \rightarrow p)(t) + m_p * \vec{g} = m_p * \vec{u}_G(t) \quad (1.1)$$

$$\sum_i \vec{M}_G(p^i \rightarrow p)(t) = I_G * \vec{\Omega}_G(t) \quad (1.2)$$

Dans ces équations,  $m_p$  est la masse de la particule  $p$ , et  $I_G$  est le moment d'inertie de la particule  $p$  en son centre de gravité  $G$ ,  $\vec{F}(p^i \rightarrow p)(t)$  est la force de contact appliquée à la particule  $p^i$  sur la particule  $p$ ,  $\vec{M}_G(p^i \rightarrow p)(t)$  est le moment en  $G$  lié à la force de contact entre la particule  $p^i$  et la particule  $p$ ,  $\vec{g}$  est l'accélération de la gravité,  $\vec{u}_G(t)$  est l'accélération de translation d'une particule  $p$  en son centre de gravité  $G$ , et  $\vec{\Omega}_G(t)$  l'accélération angulaire d'une particule  $p$ .

L'accélération et l'accélération angulaire des particules peuvent être exprimées à l'instant  $t$ , en fonction de leur vitesse de translation et de leur vitesse angulaire aux instants  $t + \frac{\Delta t}{2}$  et  $t - \frac{\Delta t}{2}$ , à l'aide d'une discrétisation temporelle suivant la méthode des différences finies centrées :

$$\vec{u}_G(t) = \frac{\vec{u}_G(t + \frac{\Delta t}{2}) - \vec{u}_G(t - \frac{\Delta t}{2})}{\Delta t} + o(\Delta t) \quad (1.3)$$

$$\vec{\Omega}_G(t) = \frac{\vec{\Omega}_G(t + \frac{\Delta t}{2}) - \vec{\Omega}_G(t - \frac{\Delta t}{2})}{\Delta t} + o(\Delta t) \quad (1.4)$$

En remplaçant  $\vec{u}_G(t)$  et  $\vec{\Omega}_G(t)$  dans les équations 1.1 et 1.2, la vitesse et la vitesse angulaire des particules peuvent s'écrire :

$$\vec{u}_G(t + \frac{\Delta t}{2}) = \vec{u}_G(t - \frac{\Delta t}{2}) + \frac{\sum_i \vec{F}(p^i \rightarrow p)(t)}{m_p} * \Delta t + o(\Delta t) \quad (1.5)$$

$$\vec{\Omega}_G(t + \frac{\Delta t}{2}) = \vec{\Omega}_G(t - \frac{\Delta t}{2}) + \frac{\sum_i \vec{M}_G(p^i \rightarrow p)(t)}{I_p} * \Delta t + o(\Delta t) \quad (1.6)$$

Enfin, de la même manière, la méthode des différences finies permet d'exprimer la position  $\vec{u}$  et la position angulaire  $\vec{\Omega}$  des particules à l'instant  $t + \Delta t$  en fonction de leur vitesse et de leur vitesse angulaire par :

$$\vec{u}_G(t + \Delta t) = \vec{u}_G(t) + \vec{u}_G(t + \frac{\Delta t}{2}) * \Delta t + o(\Delta t) \quad (1.7)$$

$$\vec{\Omega}_G(t + \Delta t) = \vec{\Omega}_G(t) + \vec{\Omega}_G(t + \frac{\Delta t}{2}) * \Delta t + o(\Delta t) \quad (1.8)$$

Avec cette formulation, le calcul de la position et de la position angulaire des particules à l'instant  $t + \Delta t$  nécessite la connaissance de la position et de la position angulaire des particules à l'instant  $t$ , de la vitesse et vitesse angulaire des particules à l'instant  $t - \frac{\Delta t}{2}$ , et des forces de contact à l'instant  $t$ . Ces données sont donc conservées pour toutes les particules à chaque cycle de calcul.

Avec ce schéma de résolution explicite des équations du mouvement, l'obtention de résultats pertinents requiert l'utilisation d'un pas de temps  $\Delta t$  inférieur à une valeur critique  $\Delta t_{cr}$ .

Le premier critère à assurer est l'utilisation d'un pas de temps suffisamment faible pour que les déplacements des particules au cours d'un pas de temps soient faibles par rapport à la taille de la particule. Ce critère n'est généralement pas le critère limitant pour le choix d'un pas de temps.

Le second critère à respecter est l'utilisation d'un pas de temps faible par rapport au temps de contact des particules (temps d'interpénétration des particules), afin de correctement simuler le contact. Soit un contact entre deux masses  $m_i$  et  $m_j$ , en contact avec une rigidité équivalente  $K_i$ . Le contact le plus long apparaît lorsque les deux particules ont des déplacements opposés, et des vitesses équivalentes. Un déplacement  $\Delta x_i$  de la masse  $m_i$  est accompagné d'un déplacement  $\Delta x_j = \Delta x_i$  de  $m_j$ , donnant un effort de contact  $\Delta F_i = -K_i(\Delta x_i - (-\Delta x_i)) = -2K_i\Delta x_i$ . Cela donne une rigidité apparente du système égale à  $2K_i$ , soit une fréquence propre du système :

$$\omega_{max} = \max_i \sqrt{\frac{2K_i}{m_i}} \quad (1.9)$$

Le pas de temps critique est alors

$$\Delta t_{cr} = \frac{2}{\omega_{max}} = \min_i 2 * \sqrt{\frac{m_i}{2K_i}} \quad (1.10)$$

Ce type de relation peut être utilisé pour les 6 degrés de liberté en translation et en rotation du système complet, en utilisant les matrices de masse et de rigidité généralisées  $M$  et  $K$ , et en remplaçant les fractions  $\frac{m_i}{K_i}$  par les valeurs propres de  $M.K^{-1}$ . Le pas de temps critique est alors associé à la plus grande fréquence propre du système :

$$\Delta t_{cr} = \min \Delta t_{cr,k}, k \in \{1, \dots, 6\} \quad (1.11)$$

### 1.3.3 Lois de contact

#### *Contact entre deux éléments*

Lors d'un contact entre deux sphères, pour chaque pas de temps, l'incrément de force normale  $\overline{\Delta F_n}$  et l'incrément de force tangentielle  $\overline{\Delta F_t}$  au niveau de la surface de contact entre les particules, sont définis en fonction de l'incrément d'interpénétration normale  $\overline{\Delta u_n}$  et de l'incrément d'interpénétration tangentielle  $\overline{\Delta u_t}$  des particules (Figure 1.17). Les incréments d'efforts pour chaque pas de temps s'écrivent alors :

$$\overline{\Delta F_n} = f_n(\overline{\Delta u_n}, P_n^i, \Delta t) \quad (1.12)$$

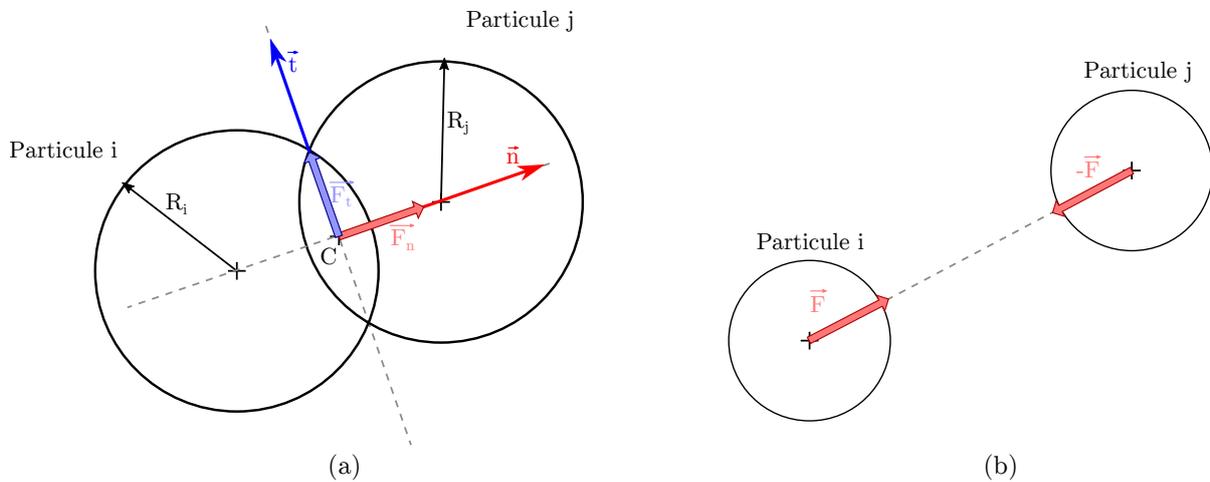
$$\overline{\Delta F_t} = f_t(\overline{\Delta u_t}, P_t^i, \Delta t) \quad (1.13)$$

Dans ces définitions,  $f_n()$  et  $f_t()$  sont les fonctions représentatives de la loi de contact entre les particules, caractérisées par les paramètres  $P_n^i$  et  $P_t^i$ . Ces paramètres peuvent être soit des paramètres caractéristiques des matériaux des particules, soit les forces de contact ou déplacements au pas de temps considéré ou aux pas de temps précédents. Les incréments de force normale et de force tangentielle permettent de calculer la force de contact normale  $\overline{F_n}(t)$  et la force de contact tangentielle  $\overline{F_t}(t)$ , à l'instant  $t$  à partir des forces de contact à l'instant  $t - \Delta t$  par :

$$\overline{F_n}(t) = \overline{F_n}(t - \Delta t) + \overline{\Delta F_n} \quad (1.14)$$

$$\overline{F_t}(t) = \overline{F_t}(t - \Delta t) + \overline{\Delta F_t} \quad (1.15)$$

Lors d'un contact à un instant  $t$ , la force normale et la force tangentielle sont définies dans la direction normale et la direction tangentielle du plan de contact entre les deux sphères (Figure 1.17.a).



**FIGURE 1.17** – Illustration d'un contact entre deux sphères : (a) Contact avec interpénétration, (b) Interaction à distance

### *Interaction à distance*

Il est également possible d'associer une force représentative d'une interaction (notamment liée à la présence d'un câble dans le contexte de ce travail) entre deux particules qui ne sont pas physiquement en contact, c'est le principe des interactions à distance. À chaque pas de temps, l'incrément de force normale  $\overrightarrow{\Delta F}$  est défini en fonction de l'incrément de déplacement  $\overrightarrow{\Delta u_{ij}}$  entre les deux particules (Figure 1.17.b). L'incrément de force s'écrit alors :

$$\overrightarrow{\Delta F} = f(\overrightarrow{\Delta u_{ij}}, P^i, \Delta t) \quad (1.16)$$

Dans cette équation,  $f()$  est la fonction représentative du comportement entre les deux particules, caractérisées par le paramètre  $P^i$ . Ce paramètre peut être soit un paramètre caractéristique du matériau entre les particules, soit les forces de contact ou déplacements au pas de temps considéré ou aux pas de temps précédents. L'incrément de force permet de calculer la force  $\overrightarrow{F}(t)$  à l'instant  $t$  à partir de la force à l'instant  $t - \Delta t$  par :

$$\overrightarrow{F}(t) = \overrightarrow{F}(t - \Delta t) + \overrightarrow{\Delta F} \quad (1.17)$$

### *Contact élastique avec frottement*

La loi de contact la plus courante entre deux sphères est la loi de contact élastique-frictionnelle. À chaque pas de temps, l'incrément de force normale  $\overrightarrow{\Delta F_n}$  et l'incrément de force tangentielle  $\overrightarrow{\Delta F_t}$  sont calculés de la manière suivante :

$$\overrightarrow{\Delta F_n} = K_n * \Delta u_n * \vec{n} \quad (1.18)$$

$$\overrightarrow{\Delta F_t} = K_t * \Delta u_t * \xi \left( |\overrightarrow{\Delta F_n}| * \tan \phi - |\overrightarrow{\Delta F_t}| \right) * \vec{t} \text{ avec } \begin{cases} \xi(x) = 1 & \text{si } x > 0 \\ \xi(x) = 0 & \text{si } x \leq 0 \end{cases} \quad (1.19)$$

Dans ces équations,  $\Delta u_n$  est l'incrément de déplacement normal,  $\Delta u_t$  est l'incrément de déplacement tangentiel,  $\phi$  est le coefficient de frottement entre les deux particules,  $K_n$  est la rigidité normale et  $K_t$  est la rigidité tangentielle.

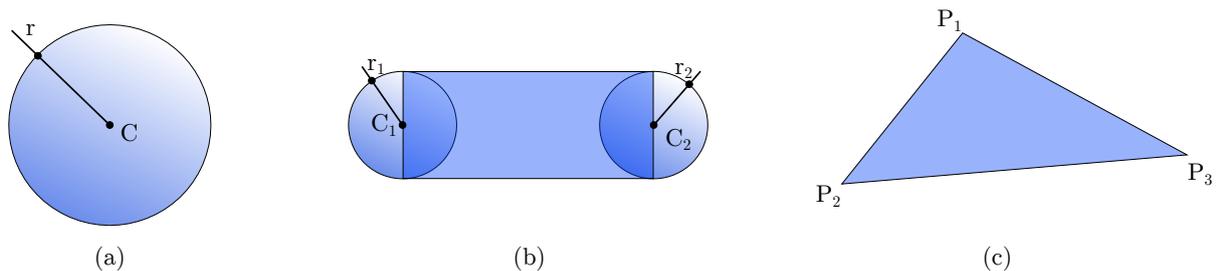
Le contact est élastique tant que la force tangentielle reste inférieure à une valeur seuil dépendante de  $F_n$  et de l'angle de frottement.

### 1.3.4 Logiciel YADE-DEM

Le logiciel YADE-DEM (Yet Another Dynamic Engine) a été employé dans de ce travail de thèse (Šmilauer et al., 2015). Le logiciel est libre, continuellement complété et amélioré par ses utilisateurs.

Le code source du logiciel est écrit en C++, et des scripts Python sont utilisés par les utilisateurs pour construire les simulations, pour contrôler en temps réel la simulation, et pour le traitement des résultats. Il est possible de développer de nouveaux algorithmes dans les scripts Python; mais, cela induit une augmentation significative du temps de calcul.

Dans la DEM, les systèmes sont représentés à l'aide d'éléments sphériques distincts, définis par la position de leur centre  $C$  et leur rayon  $r$  (Figure 1.18.a). D'autres éléments ont été intégrés dans le logiciel YADE, afin de fournir plus de possibilités pour la modélisation de systèmes complexes. Les éléments utilisés dans ces travaux de thèse sont les cylindres (Bourrier et al., 2013) et les facettes (Effeindzourou et al., 2016). Les cylindres sont des tubes de section pleine portés par deux sphères, ils sont géométriquement définis par la position du centre et le rayon des deux sphères auxquelles ils sont attachés (Figure 1.18.b). Ils sont notamment utilisés pour modéliser les câbles. Les facettes sont des éléments plans triangulaires, définis par la position des trois points porteurs (Figure 1.18.c). Ces éléments sont notamment utilisés pour modéliser le bloc.



**FIGURE 1.18** – Illustrations des différents éléments utilisés dans le logiciel YADE-DEM : (a) Sphère, (b) Cylindre, (c) Facette

### 1.3.5 Application aux ouvrages de protection

La méthode des éléments discrets est largement utilisée pour la modélisation des ouvrages de protection. La méthode généralement appliquée consiste à modéliser indépendamment chaque composant élémentaire de la structure, et à les assembler afin d'obtenir le modèle d'ouvrage complet. Les principaux modèles de composant élémentaire sont rappelés dans cette section.

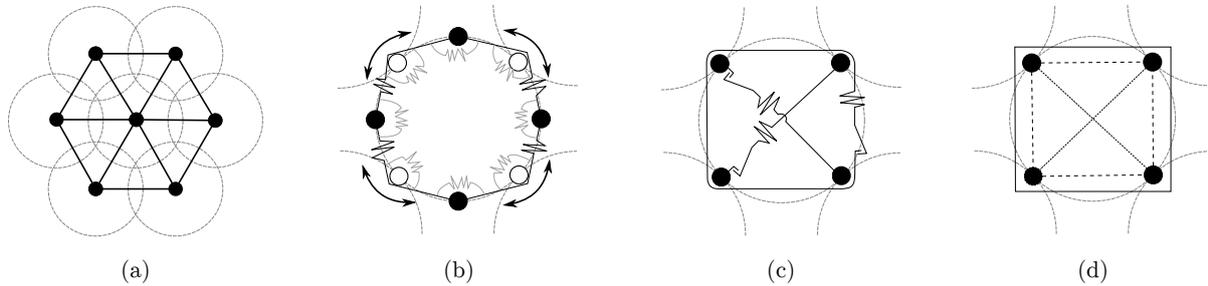
#### *Nappe à anneaux*

La première modélisation d'une nappe à anneaux a été faite par Nicot et al. (2001a). Dans ce modèle, chaque anneau est modélisé par une particule située au niveau de son centre de gravité (Figure 1.19.a). Les particules sont reliées entre elles par une interaction à distance représentative du comportement élasto-plastique en traction d'un anneau. Des essais de traction sur les anneaux seuls ont été réalisés pour calibrer le modèle. Ce modèle a été repris par Cazzani et al. (2002), dans le cadre d'une modélisation FEM de la nappe à anneaux.

Une autre approche de modélisation de la nappe à anneaux a été faite par Volkwein (2004) et par Grassl et al. (2002) : chaque anneau est représenté par quatre particules situées aux points de contact entre les anneaux (Volkwein, 2004) (Figure 1.19.b). Dans le modèle de Grassl et al. (2002), des particules intermédiaires sont ajoutées pour mieux retranscrire le comportement de l'anneau (Grassl et al., 2002) (Figure 1.19.c). Cette représentation permet d'avoir une description géométrique plus proche de la géométrie réelle d'un anneau. Dans ces modèles, des interactions relient les particules pour reproduire le comportement de l'anneau.

Coulibaly et al. (2017) ont proposé une représentation de la nappe à anneaux similaire à celle de

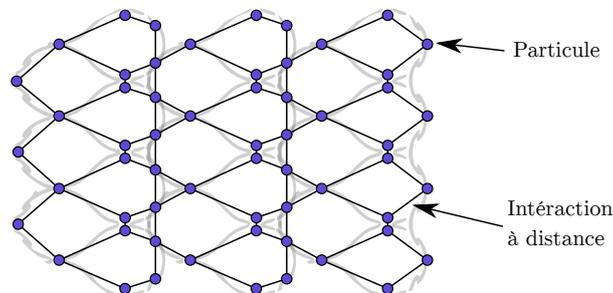
Volkwein (2004). Quatre particules sont utilisées pour représenter un anneau (Figure 1.19.d) et sept interactions à distance relient les particules. Les modèles de comportement des interactions sont calibrés sur des essais de traction sur un anneau seul.



**FIGURE 1.19** – Illustrations des différents modèles de nappe à anneaux : (a) Modèle de Nicot et al. (2001a), (b) Modèle de Grassl et al. (2002), (c) Modèle de Volkwein (2004), (d) Modèle de Coulibaly et al. (2017)

### *Nappe de filet à câbles ELITE<sup>®</sup>*

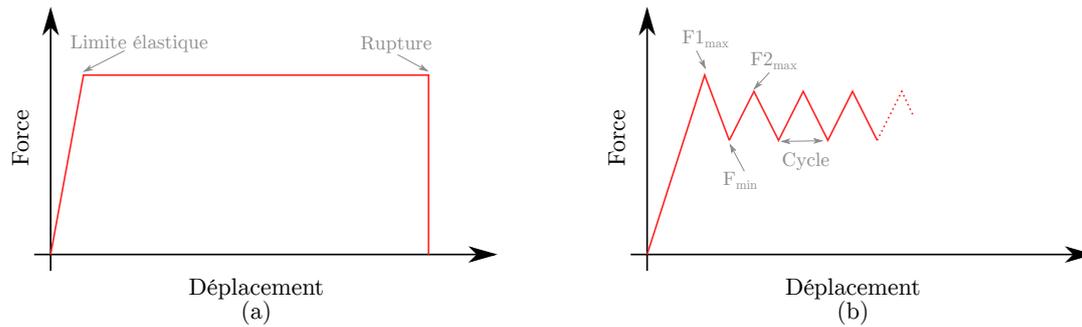
Un modèle DEM de la nappe ELITE<sup>®</sup> à agrafes fusibles a été développé par Bertrand et al. (2012). La nappe est représentée par des particules situées à tous les points de contact entre les câbles (Figure 1.20). Ces particules sont reliées entre elles par une interaction à distance. Ce modèle a été calibré en utilisant des essais de traction sur une maille.



**FIGURE 1.20** – Illustration du modèle DEM de la nappe ELITE<sup>®</sup> à agrafes fusibles de Bertrand et al. (2012)

### *Dissipateurs d'énergie*

Dans les modèles DEM, les dissipateurs d'énergie sont modélisés par deux particules reliées par une interaction à distance. Le comportement associé à l'interaction à distance est représentatif du comportement quasi-statique ou dynamique du dissipateur modélisé (Castanon-Jano et al., 2017). Par exemple, Albaba et al. (2017) utilisent un modèle bi-linéaire représentatif du comportement quasi-statique du dissipateur (Figure 1.21.a), alors que Bertrand et al. (2012) utilisent un modèle de comportement représentatif des oscillations observées expérimentalement sur des essais dynamiques (Figure 1.21.b).



**FIGURE 1.21** – Exemples de lois de comportement utilisées pour les modèles de dissipateurs d'énergie : (a) Modèle bi-linéaire (Albaba et al., 2017), (b) Modèle avec oscillations (Bertrand et al., 2012)

### Câble

Dans une modélisation DEM, les câbles sont classiquement modélisés par une succession de sphères connectées entre elles par des interactions à distance, représentatives du comportement du câble. La difficulté réside dans la modélisation de la connexion entre le câble et la nappe, devant permettre le glissement de la nappe. Pour cela, plusieurs techniques existent.

Dans l'approche de Volkwein (2005), des nœuds dits « glissants » sont intégrés dans la modélisation du câble. Le glissement de ces nœuds est autorisé, en considérant un effort constant dans tout le câble ; et le frottement entre les câbles et la nappe est considéré par l'intermédiaire d'une réduction de l'effort de traction dans le câble (Figure 1.22.a).

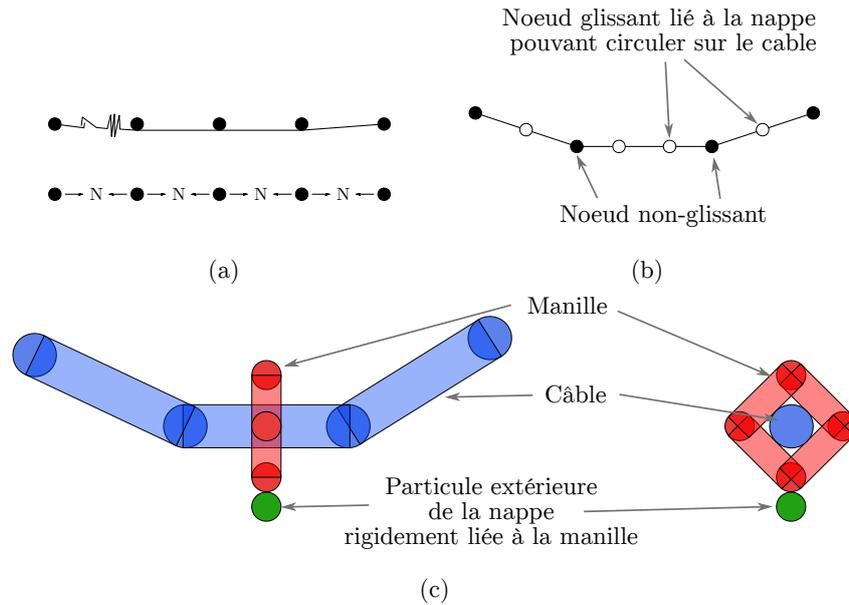
Le modèle de Coulibaly et al. (2018) utilise également ce type de représentation. Dans ce modèle, des particules « glissantes », représentant les particules extérieures de la nappe, sont ajoutées aux autres particules dites « fixes » du câble. Le déplacement de ces particules glissantes est autorisé sur le câble, en considérant un coefficient de frottement entre le câble et la nappe (Figure 1.22.b).

Dans le travail de Albaba et al. (2017), les interactions à distance entre les particules sont explicitement modélisées à l'aide d'éléments cylindriques, ce qui permet de relier les câbles à la nappe à l'aide de manilles de fixation. La particule extérieure de la nappe et la manille sont reliées par un assemblage rigide (Figure 1.22.c).

## 1.4 Orientation du travail de recherche

Cette étude bibliographique montre que de nombreux modèles DEM ont été développés pour prédire le comportement des barrières de protection sous impact. Mais plusieurs limites associées aux différentes études réalisées ont été identifiées.

Dans la majorité des études, un seul modèle d'écran complet est proposé pour prédire le comportement d'un ouvrage spécifique. Cela ne permet pas de comparer les différents choix de modélisation pour les modèles de composant élémentaire, notamment en termes de pertinence, de précision et d'efficacité. Par exemple, plusieurs modèles ont été développés pour modéliser des composants aux comportements similaires, notamment pour la nappe à anneaux, sans comparer leurs résultats sur un ouvrage identique. Par ailleurs, les modèles d'écran développés ont été utilisés pour prédire le comportement d'un ouvrage, et éventuellement d'étudier quelques variations autour de sa configuration initiale. Cependant, aucune



**FIGURE 1.22** – Illustrations des différents modèles de câble : (a) Succession de cylindres articulés, et connexion à la nappe à l'aide d'une manille (Albaba et al., 2017), (b) Représentation avec un effort constant dans tout le câble (Volkwein, 2005), (c) Modèle avec nœuds glissants de Coulibaly et al. (2018)

analyse paramétrique, intégrant un nombre important de variables, n'a été réalisée sur les barrières de protection. Enfin, dans la majorité des études, les modèles d'écran sont développés pour des ouvrages existants. Le modèle numérique ne sert alors que pour l'étude du comportement de l'ouvrage existant alors qu'il pourrait être utilisé dans une phase de conception, en tant qu'aide pour le développement de nouveaux ouvrages.

L'objectif de ces travaux de thèse est de créer un outil d'aide à la conception de barrières souples, basé sur l'utilisation de modèles DEM des ouvrages. Pour cela, trois axes d'étude sont définis.

Le premier axe concerne la création de modèles DEM d'ouvrage complet constituant un compromis en termes de pertinence, de précision et d'efficacité (Chapitre 3). L'objectif est de construire un modèle de la structure par assemblage de modèles de composant élémentaire simples et issus de la littérature. Les simulations réalisées permettent d'identifier l'influence des choix de modélisation sur la réponse de l'ouvrage. Pour cela, les réponses obtenues avec les modèles de la structure complète établis avec des hypothèses différentes sont comparées. Les résultats des simulations sont également utilisés pour identifier le niveau de complexité minimal à mettre en œuvre afin d'obtenir une prédiction correcte de la réponse sous impact de l'ouvrage.

Le second axe de travail, présenté dans le chapitre 4, concerne le développement de modèles de la structure complète dans une optique pragmatique, c'est-à-dire afin d'obtenir un compromis entre pertinence et efficacité. Ces travaux sont menés de manière à améliorer les modèles de composant élémentaire pour lesquelles des améliorations potentielles ont été identifiées dans le chapitre 3.

Le troisième axe de travail concerne la création d'un outil d'aide à la conception d'ouvrages souples à partir d'études paramétriques et de sensibilité (Chapitre 5). Les modèles DEM d'écran complet présentant un temps de calcul important, ils ne peuvent être utilisés pour ces études. Des méta-modèles sont donc utilisés en substitution. Les études réalisées avec les méta-modèles permettent de fournir au concepteur d'ouvrages souples le paramétrage optimal d'un ouvrage sous différentes contraintes.



## Chapitre 2

# Structures étudiées et campagnes expérimentales

### 2.1 Introduction

Les deux écrans souples (C2ROP et ELITE<sup>®</sup>) faisant l'objet de modélisations DEM dans les chapitres suivants (Chapitres 3 et 4) sont présentés dans le présent chapitre. Pour chaque écran, la nappe et les dissipateurs d'énergie ont été testés pour caractériser leur comportement dans le but de calibrer leur modèle de composant élémentaire. Des essais d'impact sur l'ouvrage complet ont également été réalisés pour étudier sa réponse sous impact unique et sous impacts successifs, permettant la validation des modèles DEM de l'écran complet.

L'écran C2ROP (Section 2.2) a été développé dans le cadre du projet national C2ROP<sup>1</sup>. C'est un prototype issu de la collaboration entre plusieurs entreprises dans un unique but de recherche et d'amélioration de la compréhension du comportement des ouvrages souples. L'écran C2ROP a une capacité maximale de 270 kJ dans les conditions d'impact définies par l'EAD (EOTA, 2018). Les essais d'impact expérimentaux sur l'ouvrage complet (Section 2.2.3) et les essais sur les dissipateurs d'énergie (Section 2.2.2.2) ont été conduits par un consortium d'entreprises et de laboratoires de recherche dans le cadre du projet national C2ROP. Les essais expérimentaux concernant la nappe à anneaux (Section 2.2.2.1) ont été réalisés dans les travaux de thèse de J.B. Coulibaly (Coulibaly, 2017). Les résultats de la campagne expérimentale concernant cet ouvrage ont été publiés dans Dugelas et al. (2019).

L'écran ELITE<sup>®</sup> (Section 2.3) fait partie de la gamme de produits pare-pierres de l'entreprise NGE Fondations. L'objectif de toutes les expérimentations menées est de caractériser le comportement des composants, et de certifier l'écran selon les conditions de l'EAD (EOTA, 2018). La barrière a été conçue pour une capacité d'arrêt de 5 000 kJ dans les conditions d'impact définies par l'EAD (EOTA, 2018). Les essais d'impact sur l'ouvrage complet (Section 2.3.3) ont été réalisés par l'entreprise NGE Fondations dans le cadre de la conception et de la normalisation de l'ouvrage. Les essais sur les dissipateurs et sur la nappe ont été réalisés dans le cadre des travaux de thèse de A. Trad (Trad, 2011). Des essais complémentaires sur la nappe ont été réalisés dans ces travaux de thèse (Section 2.3.2).

---

1. <https://www.c2rop.fr/>

## 2.2 Écran souple C2ROP

### 2.2.1 Description de l'ouvrage

Le prototype d'écran souple développé dans le cadre du projet national C2ROP n'a vocation qu'à être utilisé à des fins de recherche. Il a été conçu pour résister à l'impact centré d'un bloc de 740 kg ayant une vitesse de 27 m/s, correspondant à une énergie de 270 kJ.

Les 3 modules de 5 m x 2.75 m de cette barrière sont suspendus entre 4 poteaux stabilisés par 14 câbles. Une nappe à anneaux à 4 contacts (un anneau est en contact avec quatre autres) est utilisée (Figure 2.1). Cette nappe est composée d'anneaux de 274 mm de diamètre, ayant une masse de 0.25 kg, et de section 7.5 mm. Un module correspond à un panneau de 12 x 8 anneaux.

La nappe est supportée par 10 câbles de rive (diamètre 12 mm) tressés dans les anneaux extérieurs de la nappe ( $A_i$  à  $D_i$  sur la figure 2.2.a). Les câbles de rive inférieure et supérieure sont tressés sur deux modules successifs suivant la configuration indiquée dans la figure 2.2.a. Leurs extrémités sont connectées à un poteau ou un ancrage par l'intermédiaire d'un dissipateur d'énergie (Figure 2.3 -  $U_i$  ou  $L_i$  sur la figure 2.2.b). Les câbles de rive latérale ( $E_i$  sur la figure 2.2.a) assurent la fixation de la nappe et sont également équipés de dissipateurs d'énergie ( $R_i$  sur la figure 2.2.b). Au total, 18 dissipateurs d'énergie sont installés sur toute la structure.

Des haubans supérieurs ( $P_i$  sur la 2.2.b), inférieurs et latéraux (diamètre 16 mm), non équipés de dissipateurs d'énergie, relient le haut des poteaux aux ancrages. Les poteaux sont les seuls éléments de la structure capables de reprendre des efforts de compression. Ils sont constitués d'un profilé cylindrique creux ayant un diamètre extérieur de 88.9 mm, un diamètre intérieur de 72.2 mm, et ont une hauteur de 2.75 m et une masse de 43.6 kg. Ils sont fixés à la falaise avec un angle de  $5^\circ$  par rapport à l'horizontale par une articulation autorisant une rotation autour de l'axe horizontal.



FIGURE 2.1 – Nappe à anneaux à 4 contacts (Coulibaly et al., 2017)

### 2.2.2 Caractérisation expérimentale des composants

Des essais expérimentaux ont été réalisés sur la nappe et les dissipateurs d'énergie pour mieux appréhender leur comportement et calibrer les modèles qui leur sont associés (Section 3.2). Des essais de traction quasi-statiques à l'échelle de l'anneau et d'un échantillon de 3 x 3 anneaux ont été réalisés sur la

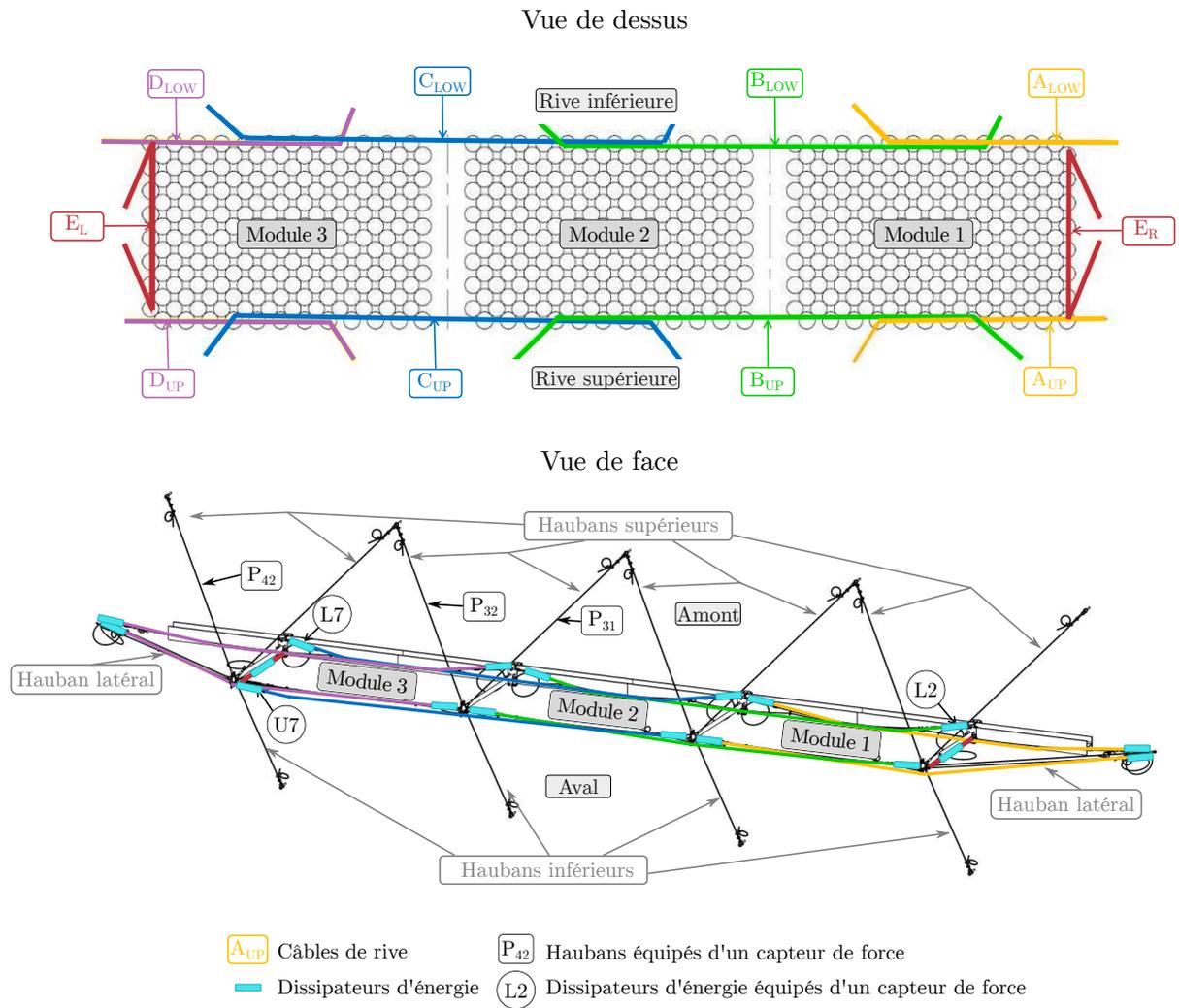
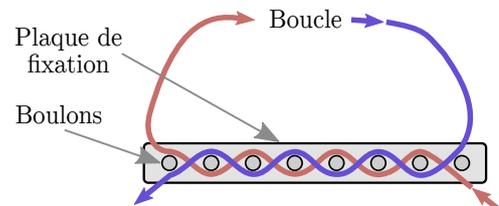


FIGURE 2.2 – Identification et position des éléments de l'écran C2ROP



(a)



(b)

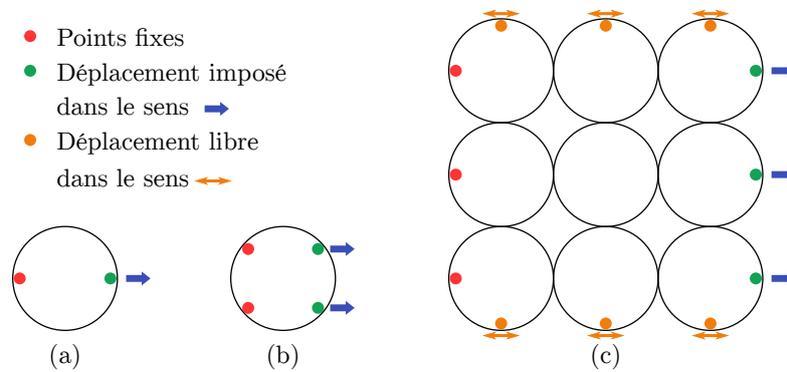
FIGURE 2.3 – Dissipateur d'énergie par frottement type « serpent » : (a) Photo du dissipateur, (b) Schéma représentatif du tressage du câble

nappe. Les dissipateurs d'énergie ont été testés à l'aide d'essais statiques et dynamiques. Les essais présentés ici ont été réalisés dans le cadre des travaux de thèse de J.B. Coulibaly qui en donne une description détaillée dans Coulibaly et al. (2017). Les principaux résultats sont rappelés dans ce manuscrit.

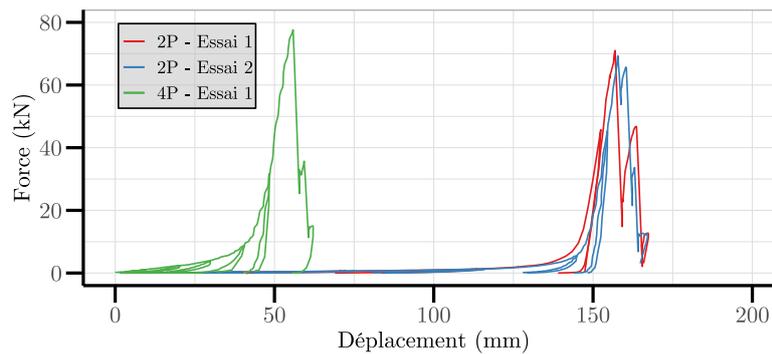
### 2.2.2.1 Nappe à anneaux

#### *Essais sur anneaux : 2 et 4 points*

Les essais de traction quasi-statiques consistent à fixer un anneau sur un banc d'essai sur 2 ou 4 points d'attache. Un point d'attache est fixe alors qu'un déplacement de 120 mm/min est imposé au niveau de l'autre (Figures 2.4.a et 2.4.b). L'anneau est libre, autorisant sa circulation sur les points fixes du banc d'essai. L'évolution de la somme des efforts de traction au niveau des points d'attache mobiles est représentée en fonction du déplacement de ces points durant l'essai dans la figure 2.5.



**FIGURE 2.4** – Configuration des essais de traction réalisés sur la nappe à anneaux : (a) Essai à 2 points sur un anneau seul, (b) Essai à 4 points sur un anneau seul, (c) Essai sur panneau de 3 x 3 anneaux



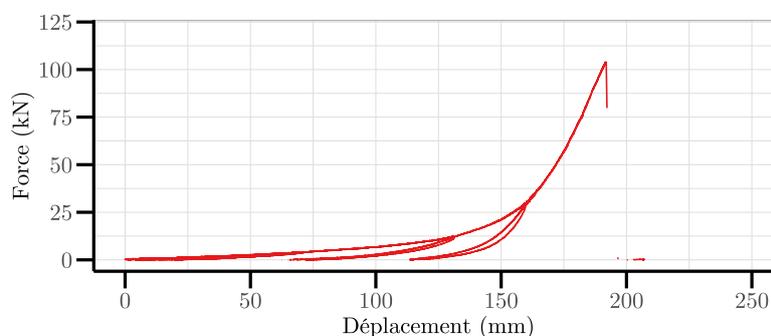
**FIGURE 2.5** – Évolution de la somme des efforts de traction au niveau des points d'attache mobiles en fonction de leur déplacement pour les essais 2 points (2P) et 4 points (4P)

Les résultats expérimentaux obtenus (Figures 2.5) mettent en évidence deux comportements similaires pour les essais de traction à 2 ou 4 points. Deux régimes, dits « de flexion » et « de traction », sont identifiés, en accord avec les résultats exposés par Nicot et al. (2001a). Le régime de flexion est caractérisé par de grands déplacements associés à de faibles augmentations de l'effort. Il est suivi d'un régime de traction dans lequel l'effort augmente fortement pour de faibles déplacements. Les déplacements sont plus faibles pour l'essai de traction 4 points, mais les rigidités en fin d'essai et les efforts de rupture sont

similaires pour les deux essais avec 70 kN pour l'essai sur 2 points et 78 kN pour l'essai sur 4 points. Les cycles de chargement / déchargement montrent une augmentation de la rigidité de déchargement avec le déplacement.

### *Essais sur panneau*

L'essai de traction sur une nappe de 3 x 3 anneaux a permis d'étudier le comportement de la nappe en considérant un échantillon plus grand. Les trois anneaux d'un côté de l'échantillon sont fixes alors qu'un déplacement est imposé sur les trois anneaux du côté opposé. Le déplacement des anneaux latéraux est libre dans le sens du déplacement imposé (Figure 2.4.c). Tous les points d'attache sont réalisés avec des manilles de fixation permettant la libre circulation du câble. L'évolution de la somme des efforts de traction au niveau des anneaux mobiles est représentée en fonction du déplacement de ces derniers durant l'essai dans la figure 2.6.



**FIGURE 2.6** – Évolution de la somme des efforts de traction au niveau des anneaux mobiles en fonction et de leur déplacement durant l'essai de traction sur un échantillon de 3 x 3 anneaux

Comme observé pour les essais sur un anneau, le comportement est divisé en deux régimes dits de « flexion » et de « traction », présentant des rigidités apparentes différentes. L'augmentation de la rigidité de déchargement avec le déplacement est également observée. L'effort à rupture mesuré est de 105 kN.

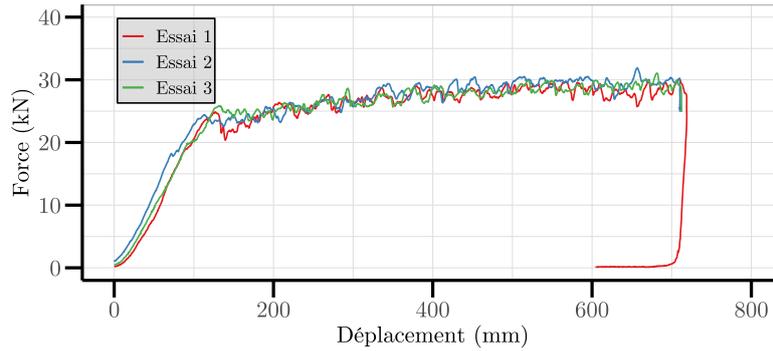
#### **2.2.2.2 Dissipateur d'énergie « serpent »**

Les dissipateurs d'énergie de type « serpent » sont constitués de deux plaques d'acier boulonnées entre elles. Entre les deux plaques, un câble serpente entre les boulons dans les deux sens en formant une boucle (Figure 2.3). Dès l'atteinte de la valeur seuil de déclenchement, le câble glisse le long du dispositif provoquant une dissipation d'énergie par frottement du câble sur les boulons.

### *Essais quasi-statiques*

Trois essais quasi-statiques ont été réalisés. Pour chaque essai, le câble du dissipateur est fixé à une extrémité et un déplacement est imposé à l'autre. L'évolution de la force au niveau de l'extrémité chargée est représentée en fonction de son déplacement durant l'essai dans la figure 2.7.

Le comportement mécanique du dissipateur peut se décomposer en deux phases. La première phase est caractérisée par une forte rigidité et correspond au fonctionnement avant que l'effort seuil de déclen-

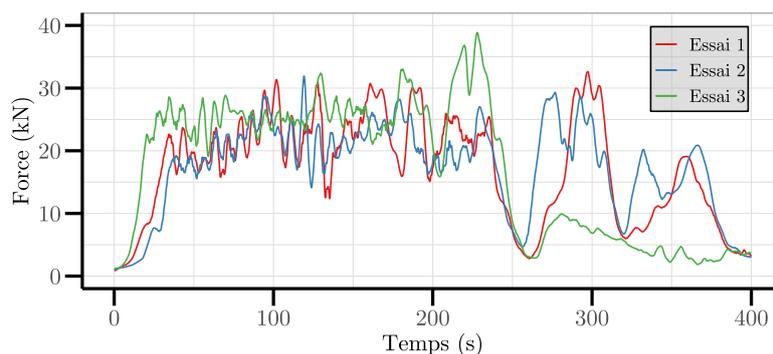


**FIGURE 2.7** – Évolution de la force au niveau de l'extrémité chargée en fonction de son déplacement pour les essais de traction quasi-statiques sur les dissipateurs d'énergie de type « serpent »

chement ne soit atteint. Ici, les efforts sont repris par le câble qui suit un comportement élastique. Aucun glissement du câble entre les boulons n'est observé. Après le déclenchement, aux alentours de 25 kN, une très faible rigidité est observée, et le comportement du dissipateur présente une légère augmentation de la force avec le déplacement. Dans cette phase, le câble glisse entre les boulons et les déformations sont essentiellement irréversibles.

### *Essais dynamiques*

Un essai dynamique a également été mis en œuvre. Pour cet essai, l'extrémité non fixée du câble du dissipateur d'énergie est connectée à un bloc de 480 kg. Celui-ci est largué d'une hauteur de 5 m (équivalent à une énergie de 24 kJ) et est soumis à une chute libre avant de mettre en tension le câble et le dissipateur. L'évolution de la force au niveau de l'extrémité fixe est représentée pour toute la durée du chargement dynamique dans la figure 2.7.



**FIGURE 2.8** – Évolution de la force au niveau de l'extrémité fixe en fonction du temps pour les essais de traction dynamiques sur les dissipateurs d'énergie de type « serpent »

Comme pour les essais quasi-statiques, les résultats montrent deux phases de fonctionnement avant et après atteinte de l'effort de déclenchement (Figure 2.8). La valeur de seuil de déclenchement du câble varie sur une gamme plus large que pour les essais quasi-statiques (entre 15 kN et 25 kN). La moyenne de ce seuil est plus faible pour les essais dynamiques (22 kN) que pour les essais quasi-statiques (25 kN). Les efforts observés après  $t = 250$  ms (Figure 2.8) correspondent au rebond du bloc lors de l'essai.

### 2.2.3 Essais à l'échelle de la structure complète

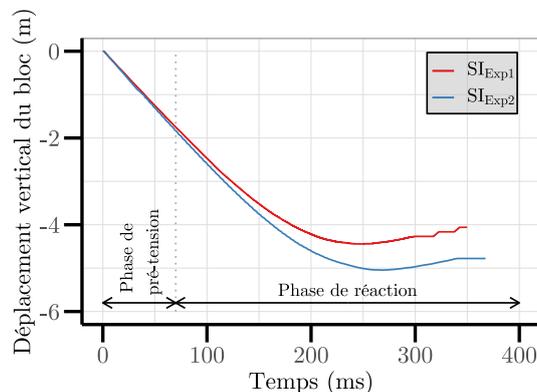
Des essais d'impact unique et d'impacts successifs ont été réalisés sur la structure complète. Un bloc de 740 kg, de 0.75 m de côté, et ayant une forme polyédrique telle que définie dans l'EAD (EOTA, 2018) a été utilisé.

Pour chaque impact, la barrière est instrumentée par six capteurs de force (fréquence d'acquisition de 10 kHz) installés sur trois haubans supérieurs ( $P_{31}$ ,  $P_{32}$  et  $P_{42}$ ) et trois dissipateurs d'énergie (L2, L7 et U7) (Figure 2.2). L'accélération du bloc est mesurée à l'aide d'un accéléromètre (fréquence d'acquisition 20 kHz) et son déplacement à l'aide de deux caméras rapides (fréquence de 500 images/s), ce qui permet également d'observer la déformation globale de la structure. Après impact, l'allongement des dissipateurs d'énergie est mesuré. Pour chaque impact, le temps  $t = 0$  est pris lors du premier contact entre le bloc et le filet.

Deux impacts uniques ( $SI_{Exp1}$  et  $SI_{Exp2}$ ) centrés et d'une énergie de 270 kJ ont été réalisés sur des structures similaires (Section 2.2.3.1) pour analyser leur comportement sous de fortes sollicitations ainsi que la variabilité de la réponse de l'écran. Trois impacts consécutifs ont également été réalisés sur une même structure ( $CO_{Exp}^1$ ,  $CO_{Exp}^2$  et  $CO_{Exp}^3$  - Section 2.2.3.2) pour observer la réponse de l'ouvrage sous sollicitations répétées. Chaque impact de cet essai est centré et d'une énergie de 90 kJ correspondant à une vitesse du bloc de 15.6 m/s. Entre les impacts, le bloc est retiré sans maintenance de la structure.

#### 2.2.3.1 Impact unique

Les réponses observées sur les deux essais d'impact unique sont qualitativement similaires avec un comportement divisé en une phase de « pré-tension » suivie d'une phase de « réaction » (Figure 2.9) .



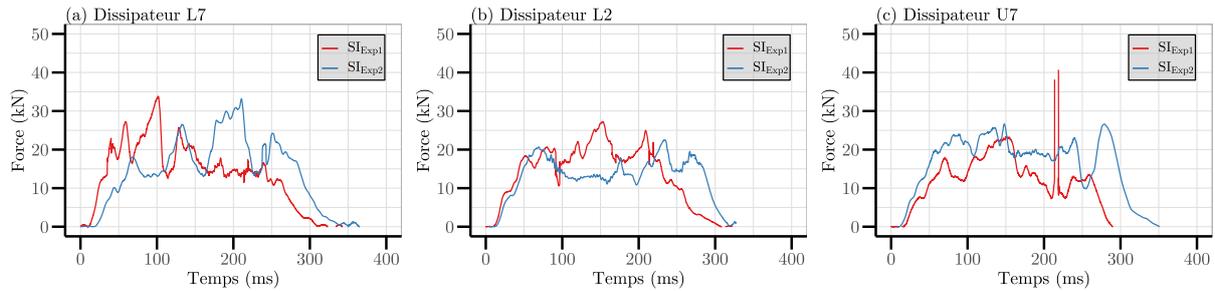
**FIGURE 2.9** – Évolution expérimentale du déplacement vertical du bloc pour les deux essais d'impact unique sur l'écran C2ROP

Durant la phase de pré-tension (entre  $t = 0$  ms et  $t = 70$  ms), le déplacement vertical du bloc évolue quasiment linéairement, suggérant une très faible réduction de la vitesse du bloc (Figure 2.9). Au cours de cette phase, les efforts appliqués au bloc par l'ouvrage sont négligeables, celui-ci subissant une réorganisation géométrique importante associée au glissement des anneaux de la nappe sur les câbles de rive. Cette phase persiste jusqu'à ce qu'une configuration géométrique favorisant le développement d'efforts de tension dans la nappe soit atteinte, permettant l'activation des dissipateurs d'énergie.

L'activation des dissipateurs d'énergie provoque une augmentation de la longueur des câbles de rive,

ce qui modifie la forme globale de la barrière. La phase de réaction débute alors et un effort résistant significatif est appliqué au bloc, provoquant la réduction de sa vitesse et l'évolution non linéaire de son déplacement au cours du temps (à partir de  $t = 70$  ms - Figure 2.9)

L'évolution temporelle des efforts au niveau des dissipateurs d'énergie est similaire pour les deux essais (Figure 2.10). La force augmente linéairement jusqu'à atteindre l'effort de déclenchement du dissipateur situé aux alentours de 20 kN, pour osciller ensuite autour de cet effort.



**FIGURE 2.10** – Évolution expérimentale de l'effort relevé dans les dissipateurs d'énergie pour les deux essais d'impact unique sur l'écran C2ROP : (a) Dissipateur L7, (b) Dissipateur L2, (c) Dissipateur U7

L'évolution des efforts dans les haubans supérieurs est également similaire pour les deux impacts (Figure 2.11). Bien que connectés au même poteau, les efforts dans les câbles  $P_{31}$  et  $P_{32}$  présentent des évolutions différentes. Un effort plus important est observé dans le câble  $P_{32}$  durant la phase de pré-tension. Dès le début de la phase de réaction, l'effort dans le câble  $P_{32}$  diminue (de  $t = 70$  ms à  $t = 120$  ms) avant d'augmenter de nouveau alors que l'effort dans le câble  $P_{31}$  augmente régulièrement tout au long de l'impact. Ces différences de comportement proviennent de la relation entre l'effort dans les haubans supérieurs et le mouvement de la tête des poteaux auxquels ils sont connectés. Pendant la phase de pré-tension, la tête des poteaux centraux se déplace en direction du centre de la barrière, provoquant un effort plus important dans  $P_{32}$  que dans  $P_{31}$ . Au début de la phase de réaction, l'activation des dissipateurs d'énergie U5 et U7 augmente la longueur des câbles  $B_{UP}$  et  $C_{UP}$  provoquant un retour des têtes des poteaux vers leur position initiale, diminuant ainsi l'effort dans  $P_{32}$  et augmentant celui dans  $P_{31}$  (Figure 2.11). Les deux câbles sont ensuite chargés de façon similaire. Le câble  $P_{42}$ , situé plus loin de la zone d'impact, subit moins cet effet. Son chargement est régulier tout au long de l'impact et reste plus faible que celui des câbles  $P_{31}$  et  $P_{32}$ .

Les efforts au niveau des dissipateurs d'énergie L2 et L7 indiquent une diffusion latérale des efforts dissymétrique pour les deux essais (Figure 2.10). Les différences entre les allongements maximaux mesurés sur câbles liés à ces dissipateurs confirment cette asymétrie (Figure 2.12 -  $SI_{Exp1}$  : 220 cm pour le câble  $B_{LOW}$  (L2) et 247 cm pour  $C_{LOW}$  (L7),  $SI_{Exp2}$  : 257 cm et 280 cm pour les mêmes câbles).

Malgré les réponses qualitatives similaires entre les deux essais, des différences quantitatives apparaissent. Pour l'essai  $SI_{Exp1}$ , le bloc est arrêté plus rapidement (Figure 2.9) et les efforts mesurés dans les dissipateurs d'énergie et dans les haubans supérieurs redeviennent nuls plus rapidement (Figure 2.10 et 2.11). Cela induit une durée d'impact plus faible pour  $SI_{Exp1}$  par rapport à  $SI_{Exp2}$  (246 ms pour  $SI_{Exp1}$  et 269 ms pour  $SI_{Exp2}$ ), ainsi qu'un déplacement vertical du bloc plus faible pour  $SI_{Exp1}$  (4.44 m pour

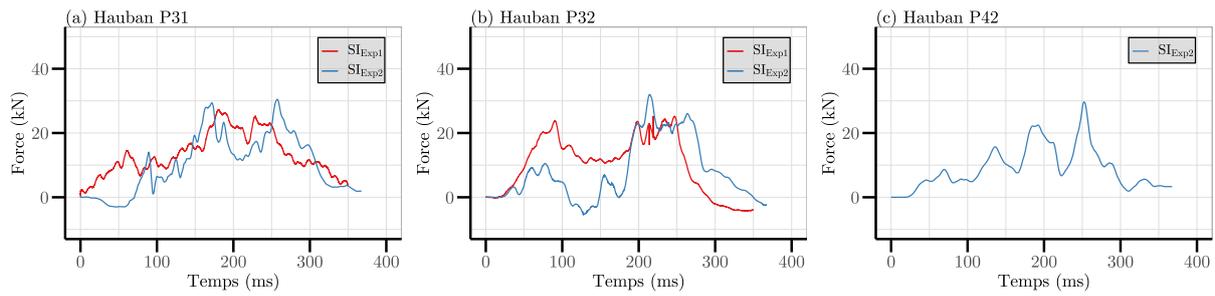


FIGURE 2.11 – Évolution expérimentale de l'effort dans les haubans supérieurs pour les deux essais d'impact unique sur l'écran C2ROP : (a) Hauban  $P_{31}$ , (b) Hauban  $P_{32}$ , (c) Hauban  $P_{42}$

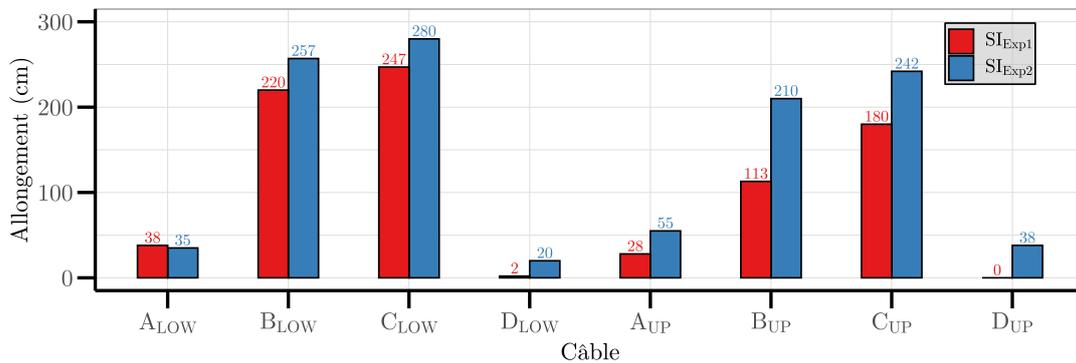


FIGURE 2.12 – Valeur expérimentale de l'allongement des câbles mesuré après les deux essais d'impact unique sur l'écran C2ROP (somme des allongements des dissipateurs d'énergie connectés aux extrémités du câble)

$SI_{Exp1}$  et 5.05 m pour  $SI_{Exp2}$ ).

La réponse des dissipateurs d'énergie est également très différente entre les deux essais et variable d'un dissipateur à l'autre (Figure 2.10 et 2.12). Des différences sont observées sur l'allongement des câbles avec, par exemple, pour le câble  $B_{LOW}$  : 220 cm pour  $SI_{Exp1}$  et 257 cm pour  $SI_{Exp2}$ . Enfin, l'évolution temporelle des efforts dans les haubans supérieurs est quantitativement différente, en particulier pour le câble  $P_{32}$  (Figure 2.11). Ces résultats montrent la variabilité de la réponse de l'ouvrage entre les deux impacts, bien que les structures et les sollicitations soient similaires.

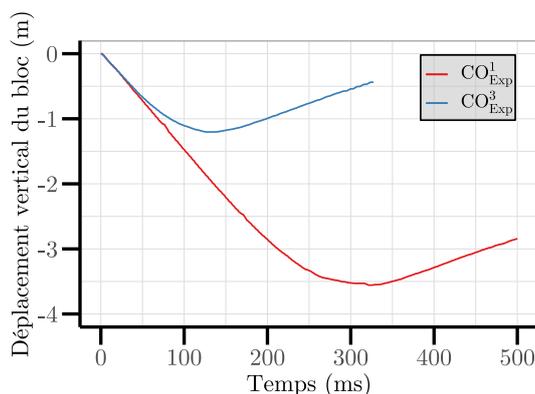
Ces analyses qualitatives et quantitatives montrent la complexité, la variabilité et la sensibilité de la réponse pour deux structures similaires soumises au même impact. Les deux essais donnent des réponses et des distributions des efforts différentes. Un comportement légèrement dissymétrique est également observé pour la distribution des efforts et l'allongement des dissipateurs d'énergie. Cela est dû au montage de la structure difficilement réalisable parfaitement identique entre deux essais, et aux impacts pouvant légèrement varier entre deux essais (position, intensité). Toutes ces observations montrent que les résultats expérimentaux d'un essai d'impact seul ne peuvent être considérés comme caractéristiques d'une réponse déterministe de la structure, mais comme un exemple d'une réponse variable.

### 2.2.3.2 Impacts successifs

Cette campagne expérimentale a consisté à impacter successivement trois fois la structure ( $CO_{Exp}^1$ ,  $CO_{Exp}^2$  et  $CO_{Exp}^3$ ) sans aucune maintenance entre les impacts. Suite à des problèmes techniques lors des

essais, aucune donnée n'a pu être enregistrée lors du deuxième impact  $CO_{Exp}^2$ , néanmoins les mesures après impact ont pu être effectuées.

Comme observé pour les essais d'impact unique (Section 2.2.3.1), la réponse de la structure à chaque impact peut être décomposée en deux phases (pré-tension et réaction). Ces deux phases sont clairement identifiées pour le premier impact  $CO_{Exp}^1$  où le déplacement vertical du bloc évolue linéairement puis non-linéairement. La durée de la phase de pré-tension, c'est-à-dire l'évolution linéaire du déplacement vertical du bloc, est fortement réduite au cours du troisième impact  $CO_{Exp}^3$  (Figure 2.13). L'impact unique et l'impact  $CO_{Exp}^1$  présentent des comportements qualitatifs similaires en termes d'évolution des efforts relevés dans les dissipateurs d'énergie (Figure 2.14) et dans les haubans supérieurs (Figure 2.15).

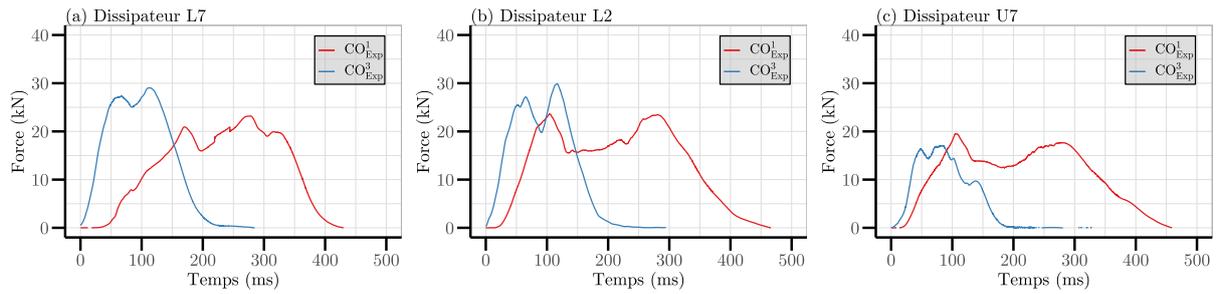


**FIGURE 2.13** – Évolution expérimentale du déplacement vertical du bloc pour les impacts  $CO_{Exp}^1$  et  $CO_{Exp}^3$  de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP

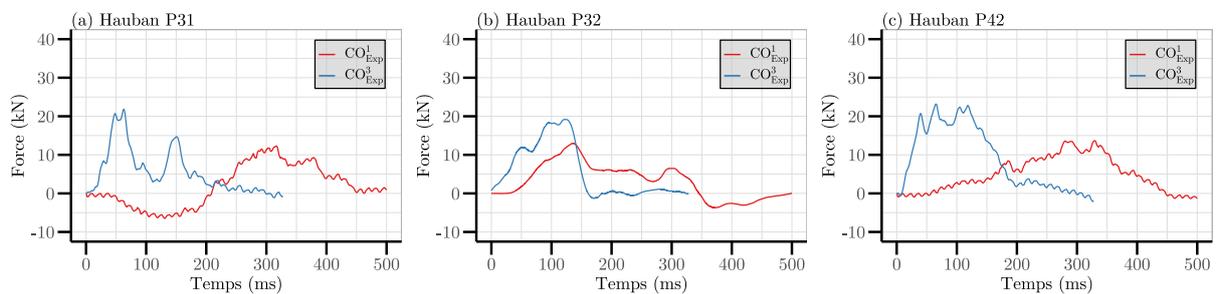
Comme observée pour l'impact unique, une réorganisation géométrique de la structure intervient durant le premier impact pour favoriser le transfert des efforts depuis la zone d'impact vers les ancrages. La configuration initiale des autres impacts ( $CO_{Exp}^2$  et  $CO_{Exp}^3$ ) est la déformée obtenue à la fin du précédent. Cela réduit les modifications géométriques, et conduit donc à une phase de pré-tension quasiment inexistante telle qu'observée pour l'impact  $CO_{Exp}^3$  (Figure 2.13). Pour cet impact, le bloc est arrêté dès qu'il entre en contact avec la nappe, donnant une durée d'impact et un déplacement maximal du bloc plus faibles (3.56 m et 1.20 m pour respectivement  $CO_{Exp}^1$  et  $CO_{Exp}^3$ ) (Figure 2.13). De plus, les dissipateurs d'énergie sont activés plus rapidement et leur durée de fonctionnement est réduite de moitié pour  $CO_{Exp}^3$  par rapport à  $CO_{Exp}^1$  (Figure 2.14). L'effort dans les haubans supérieurs augmente plus rapidement et dès le début de l'impact, pour atteindre des valeurs maximales plus fortes pour  $CO_{Exp}^3$  (Figure 2.15). Ces observations montrent une augmentation de la rigidité globale de la structure lors du troisième impact.

Les allongements des dissipateurs d'énergie (Figure 2.16) sont plus élevés lors de premier impact par rapport aux suivants, à la fois pour chaque câble et pour la somme des allongements. La légère dissymétrie de la barrière identifiée pour l'impact unique (Section 2.2.3.1) est retrouvée : les allongements sont plus importants pour les câbles  $A_{UP}$  et  $B_{UP}$  que pour les câbles  $C_{UP}$  et  $D_{UP}$ . La tendance inverse est observée pour les câbles inférieurs. La comparaison entre les câbles inférieurs et supérieurs montre également que l'allongement dans la partie centrale de la barrière (câbles B et C) est plus élevé que pour les câbles supérieurs.

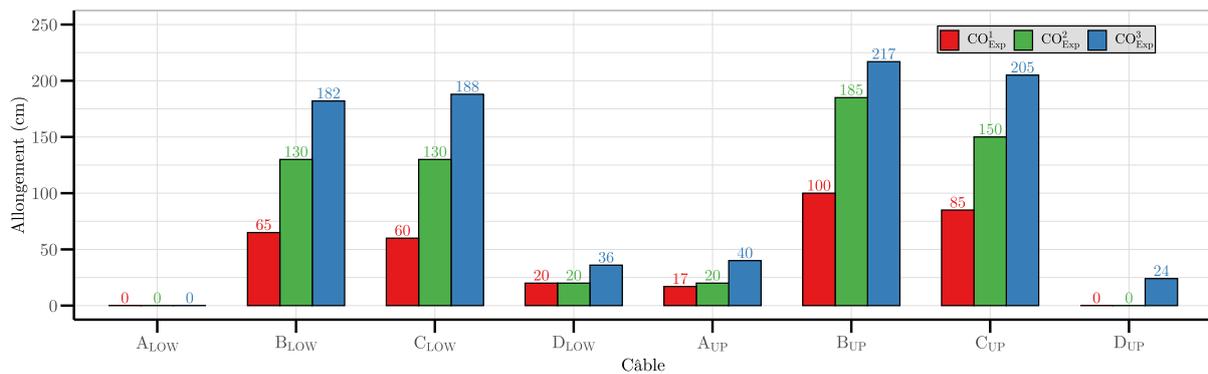
Les résultats du premier impact  $CO_{Exp}^1$  confirment les observations faites pour les essais d'impact



**FIGURE 2.14** – Évolution expérimentale de l'effort relevé dans les dissipateurs d'énergie pour les impacts  $CO_{Exp}^1$  et  $CO_{Exp}^3$  de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP : (a) Dissipateur L7, (b) Dissipateur L2, (c) Dissipateur U7



**FIGURE 2.15** – Évolution expérimentale de l'effort dans les haubans supérieurs pour les impacts  $CO_{Exp}^1$  et  $CO_{Exp}^3$  de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP : (a) Hauban  $P_{31}$ , (b) Hauban  $P_{32}$ , (c) Hauban  $P_{42}$



**FIGURE 2.16** – Valeur expérimentale de l'allongement des câbles mesuré après les trois impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP (somme des allongements des dissipateurs d'énergie connectés aux extrémités du câble)

unique. Une réponse différente est observée pour le troisième impact  $CO_{Exp}^3$  avec la phase de pré-tension quasiment inexistante conduisant à une rigidification de l'ouvrage. Comme pour les essais d'impact unique, une dissymétrie est observée pour l'allongement des dissipateurs d'énergie et pour les efforts relevés, pour l'ensemble des impacts.

## 2.3 Écran souple ELITE<sup>®</sup>

### 2.3.1 Description de l'ouvrage

L'écran ELITE<sup>®</sup> est composé de trois modules de 11.50 m de large. Il est dimensionné pour résister à un impact de 5 000 kJ dans les conditions d'impact à énergie maximale définies par l'EAD (EOTA, 2018). La structure d'interception est une nappe de filet ELITE<sup>®</sup> suspendue par trois câbles de rive supérieure, quatre câbles de rive inférieure, deux câbles de rive latérale et trois câbles de lisse. La nappe ELITE<sup>®</sup> est constituée d'un câble acier, de diamètre 16 mm, tissé en créant des mailles en forme de goutte d'eau. La géométrie des mailles est assurée par des agrafes rigides reliant deux brins de câbles (Figure 2.17). L'ouverture des agrafes rigides n'est pas possible, mais le glissement des câbles à l'intérieur des agrafes peut être observé pour de fortes sollicitations.

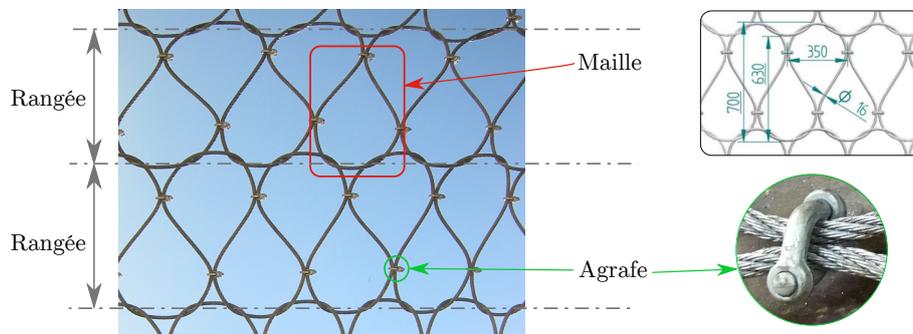
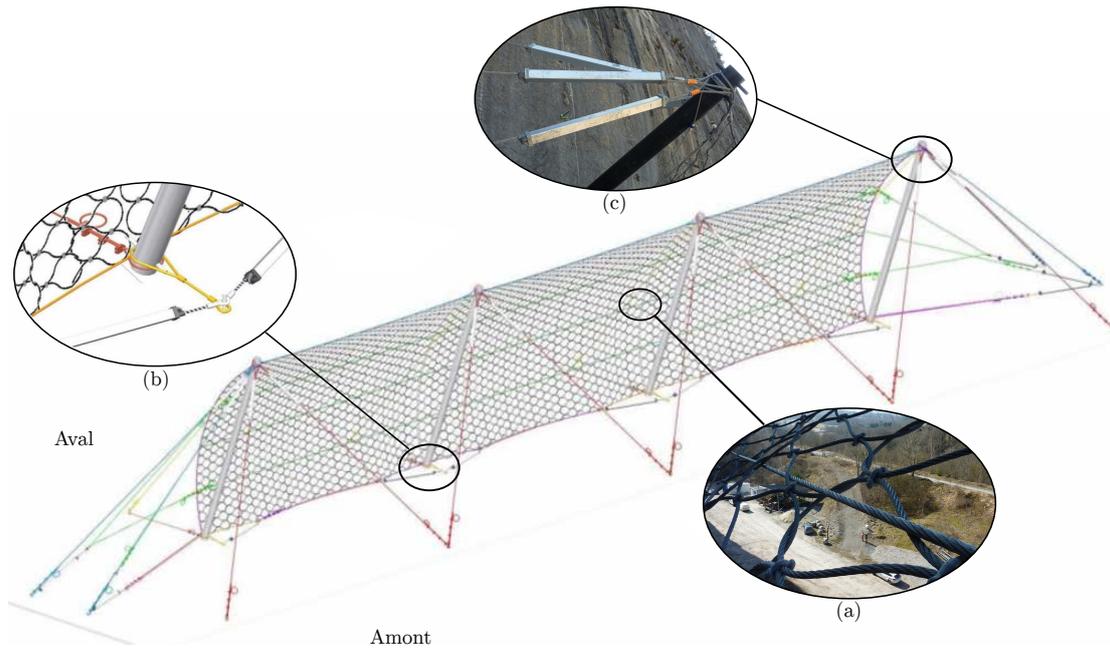


FIGURE 2.17 – Photo et définition de la nappe ELITE<sup>®</sup>

Les extrémités des câbles de rive supérieure sont directement fixées aux têtes des poteaux alors que celles des câbles de rive inférieure et des câbles de lisse sont liées à un dissipateur d'énergie fixé aux ancrages. Les câbles de rive latérale ont une extrémité fixée à la tête des poteaux et l'autre équipée d'un dissipateur d'énergie fixé à un ancrage. Tous ces câbles sont tressés dans les mailles de la nappe (Figure 2.18.a).

Les poteaux (hauteur : 8.30 m, masse : 459 kg) ne sont pas directement ancrés dans la falaise, mais appuyés sur le sol et leur stabilité est assurée par cinq câbles. Ils ont une section creuse de diamètre extérieur 273 mm et de diamètre intérieur 257 mm. Les têtes de poteau sont haubanées aux ancrages par deux haubans supérieurs et un hauban inférieur. Le pied de poteau est maintenu par deux câbles ancrés vers l'amont et l'aval de l'ouvrage (figure 2.18.b). Les têtes des poteaux extérieurs sont équipées de deux haubans latéraux supplémentaires. Au total, 17 ancrages maintiennent la structure, cinq supérieurs, quatre latéraux, quatre en amont des pieds de poteaux et quatre en aval des pieds de poteaux (Figure 2.18).

La structure compte 22 dissipateurs d'énergie (Dissipateur ELITE<sup>®</sup> - Figure 2.18.c) installés sur tous les câbles à l'exception de haubans inférieurs et des câbles de rive supérieure. Les dissipateurs sont situés à la connexion entre le câble et le poteau pour les haubans supérieurs et latéraux, et à la connexion entre l'ancrage et le câble pour les câbles de lisse et de rive inférieure. La connexion entre les câbles et les dissipateurs est réalisée à l'aide de manilles de fixation.



**FIGURE 2.18** – Vue de l'écran ELITE<sup>®</sup> : (a) Tressage des câbles de lisse, (b) Montage des pieds de poteaux, (c) Dissipateur d'énergie

### 2.3.2 Caractérisation expérimentale des composants

Pour la calibration de futurs modèles, le comportement de la nappe ELITE<sup>®</sup> a été caractérisé par deux essais de traction dans le plan à différentes échelles (Section 2.3.2.1). Celui des dissipateurs d'énergie a été caractérisé par des essais de traction quasi-statiques et dynamiques (Section 2.3.2.2).

#### 2.3.2.1 Nappe ELITE<sup>®</sup>

##### *Essais sur une rangée de 5 mailles*

Un premier essai de traction sur une rangée de 5 mailles a été réalisé. Tel que décrit par Bertrand et al. (2012) et Trad (2011), lors de ces essais, deux points d'attache inférieurs sont fixes et un déplacement est imposé sur trois points d'attache supérieurs. Le déplacement des bordures latérales est autorisé uniquement dans le sens du chargement (Figure 2.19). L'évolution de la somme des efforts de traction au niveau des points d'attache mobiles est représentée en fonction du déplacement de ces points durant l'essai dans la figure 2.20. Ces essais ont été réalisés dans le cadre des travaux de thèse de A.Trad (Trad, 2011). Les résultats sont rappelés dans ce manuscrit.

Le comportement mécanique de la nappe ELITE<sup>®</sup> peut être décrit en une phase de mise en tension suivie d'une phase de traction (Figure 2.20). Dans la première phase, les câbles passent de leur position initiale courbée, à une position quasi rectiligne permettant de reprendre les efforts. Au cours de cette phase, les câbles travaillent essentiellement en flexion, ce qui induit de faibles efforts pour de grands déplacements. La fin de la première phase se caractérise par un fort changement de rigidité de la nappe, correspondant au passage à un chargement en traction du câble. Peu de changements géométriques sont observés durant la seconde phase où les efforts augmentent rapidement pour de faibles déplacements (environ un 30 % du déplacement total se déroule dans cette phase) jusqu'à la rupture mesurée à 350 kN.

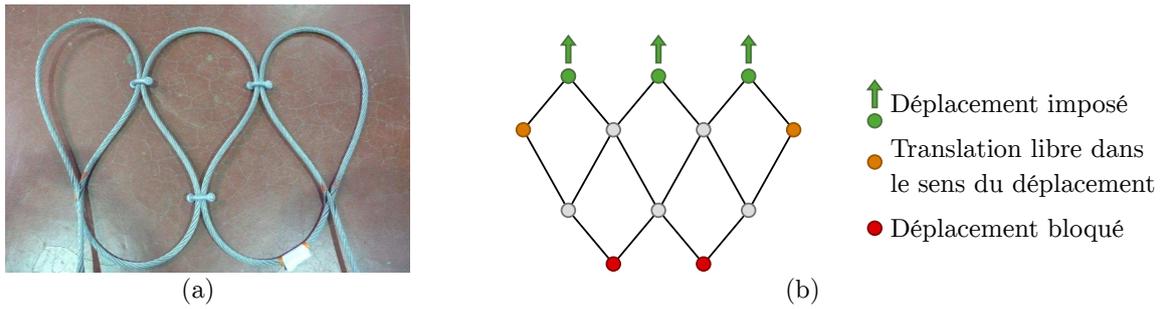


FIGURE 2.19 – Essai de traction sur 5 mailles : (a) Échantillon testé, (b) Configuration de l'essai

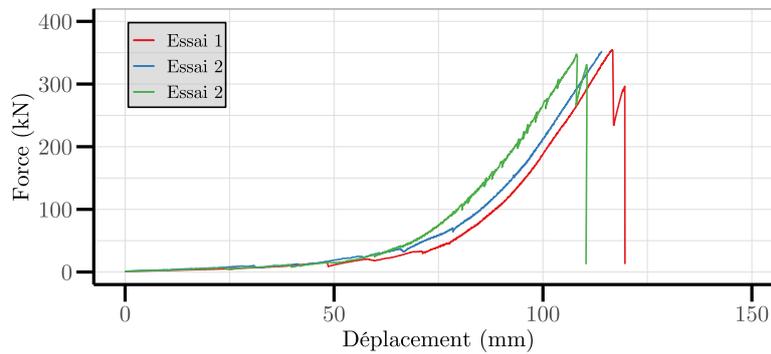
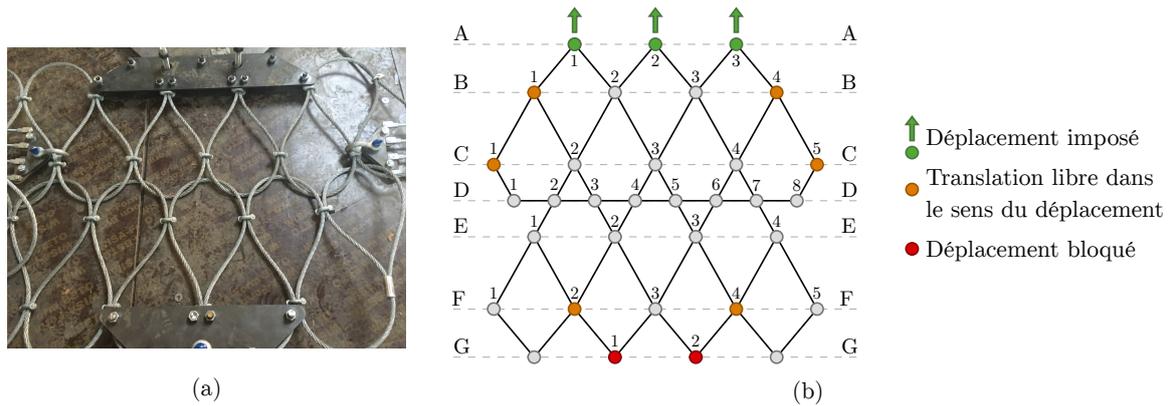


FIGURE 2.20 – Évolution de la somme des efforts de traction au niveau des points d'attache mobiles en fonction de leur déplacement pour les essais de traction quasi-statiques sur une rangée de 5 mailles

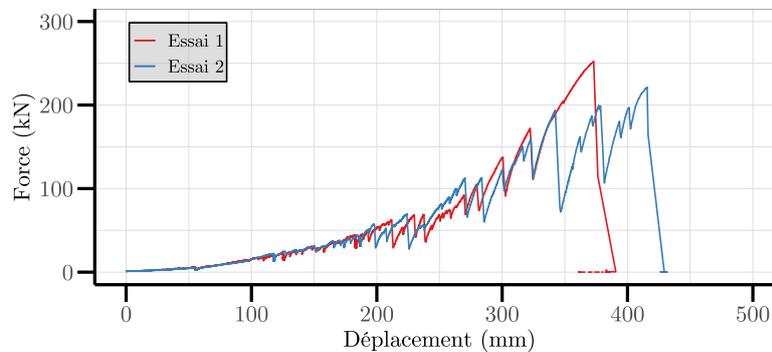
### Essais sur deux rangées de 7 mailles

Afin d'étudier plus en détail le fonctionnement de la nappe et le glissement des câbles à l'interface entre les rangées, deux essais de traction sur des échantillons de deux rangées de 7 mailles ont été réalisés (Figure 2.21.a). Les mailles centrales de la rangée inférieure sont fixées sur deux points d'attache, et les trois mailles de la rangée supérieure connectées à trois points d'attache auxquels un déplacement est imposé dans le sens longitudinal des mailles. Les déplacements transversaux des mailles latérales de la rangée supérieure sont bloqués (Figure 2.21.b). L'évolution de la somme des efforts de traction au niveau des points d'attache mobiles est représentée en fonction du déplacement de ces points durant l'essai dans la figure 2.22. Les distances entre les nœuds centraux sont également relevées en début d'essai, puis pour des efforts de 5 kN, 20kN et 35 kN (Figure 2.24).

Comme identifié lors de l'essai de traction sur une rangée, l'évolution de l'effort de traction au niveau des points d'attache mobiles en fonction de leur déplacement montre une réponse de la nappe divisée en deux phases (Figure 2.22). Dans la première phase de mise en tension, les câbles passent de leur géométrie initiale courbée (Figure 2.23.a) à une géométrie quasi rectiligne (Figure 2.23.b), plus adaptée pour reprendre les efforts, et caractérisée par l'augmentation des distances [E3 F3] et [B3 C3] (Figure 2.24). Une réorganisation géométrique plus globale de la nappe intervient dès le début de l'essai en conséquence du glissement des câbles entre les deux rangées (Figure 2.23.b) comme le montre l'augmentation des distances [C3 D4] et [C2 D5]. Le glissement des câbles provoque également une diminution de la largeur des mailles caractérisée par la réduction des distances [C2 C3] et [E2 E3] (Figure 2.23.b et 2.24). Durant



**FIGURE 2.21** – Essai de traction sur 2 rangées et 7 mailles : (a) Échantillon testé, (b) Configuration de l'essai et identification des nœuds



**FIGURE 2.22** – Évolution de la somme des efforts de traction au niveau des points d'attache mobiles en fonction de leur déplacement pour les essais de traction quasi-statiques sur 2 rangées de 7 mailles

cette phase, une faible augmentation de l'effort de traction (de 0 kN à 75 kN) au niveau des points d'attache est observée pour un déplacement de 0 mm à 250 mm (Figure 2.22).

Durant la seconde phase, une forte augmentation de l'effort de traction au niveau des points d'attache (de 75 kN à 225 kN en moyenne) est observée pour un déplacement d'environ 140 mm (Figure 2.22), et peu de glissements sont observés entre les rangées. Cependant, un glissement des câbles apparaît au niveau des agrafes rigides (Figure 2.23.c) induisant des discontinuités sur la courbe d'évolution de l'effort au niveau des points d'attache en fonction de leur déplacement (Figure 2.22). La rupture est observée au niveau du câble central, et l'observation de l'échantillon après essai montre que la rupture est associée à une forte flexion du câble (Figure 2.23.c).

Pour les deux essais réalisés, une bonne répétabilité est observée jusqu'à un déplacement de 350 mm. Ensuite, les comportements divergent en fonction du glissement des câbles au niveau des agrafes. Une variabilité est alors observée sur l'intensité maximale des efforts relevés au niveau des points d'attache avec 250 kN et 220 kN. Cette variabilité se retrouve également sur la mesure du déplacement maximal, avec des valeurs de 370 mm et 415 mm.

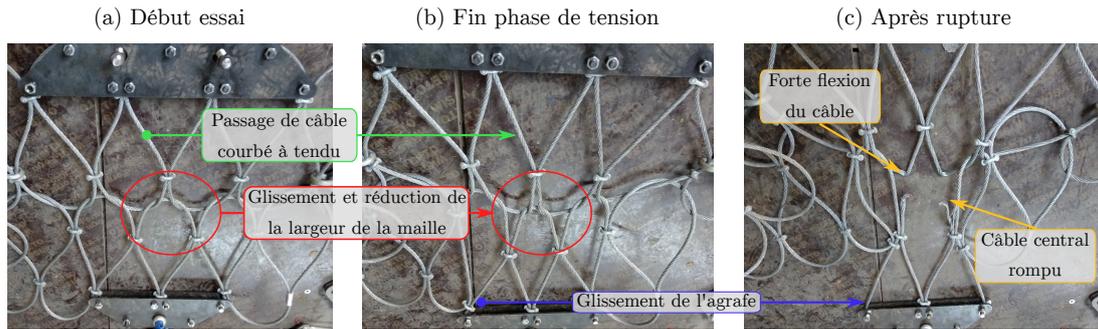


FIGURE 2.23 – Illustrations de l’essai de traction sur 2 rangées de 7 mailles : (a) Avant le début de l’essai, (b) À la fin de la phase de tension ( $F \approx 35$  kN), (c) Après rupture

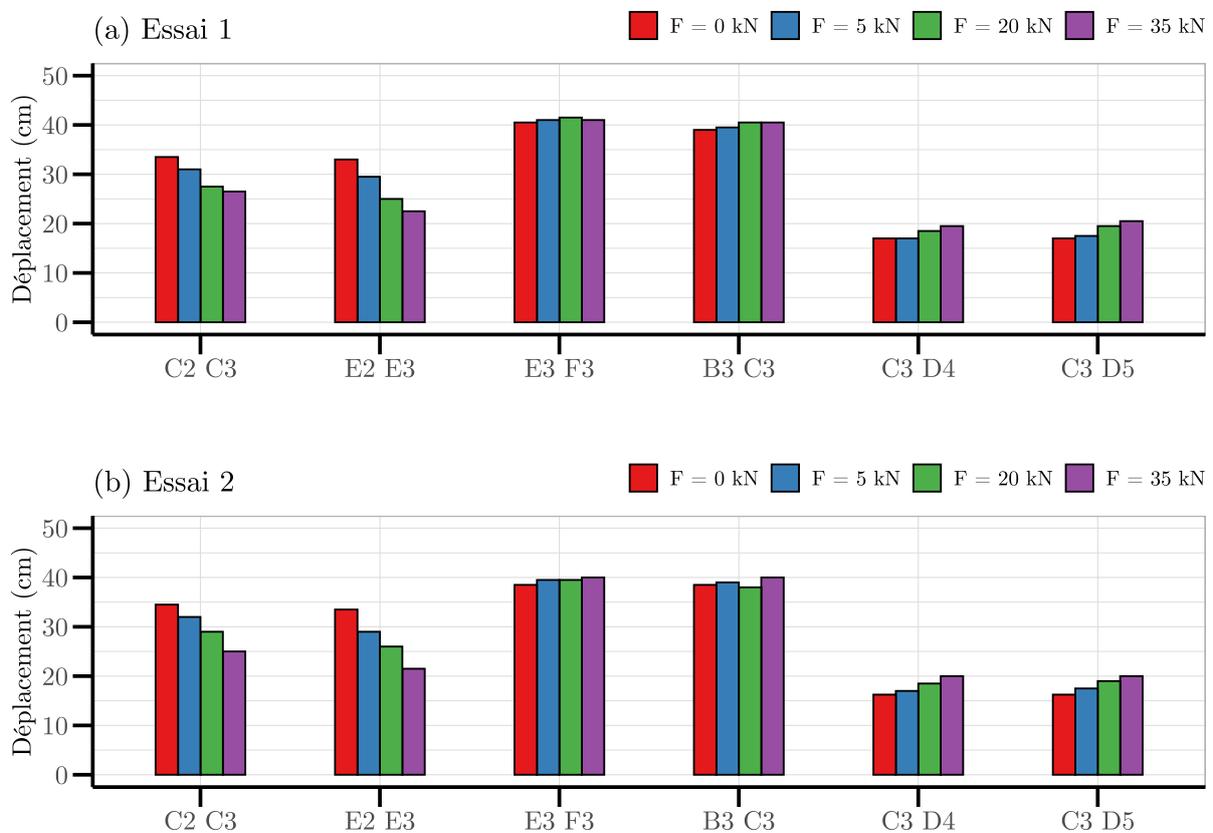


FIGURE 2.24 – Distances mesurées expérimentalement entre les nœuds : (a) Essai 1, (b) Essai 2

### 2.3.2.2 Dissipateur d’énergie ELITE<sup>®</sup>

Les dissipateurs d’énergie ELITE<sup>®</sup> sont composés d’un tube d’aluminium de section carrée, dans lequel est inséré un câble faisant une boucle (Figure 2.25). Cette configuration entraîne une compression du tube lorsque le câble subit des efforts de traction. La dissipation d’énergie intervient par flambement du tube. Deux longueurs de dissipateur sont utilisées dans la structure : des dissipateurs de 1.5 m sont mis en place pour les haubans supérieurs et latéraux, et des dissipateurs de 2.0 m pour tous les autres câbles. Les dissipateurs sont testés expérimentalement sous conditions de sollicitation quasi-statiques et dynamiques.

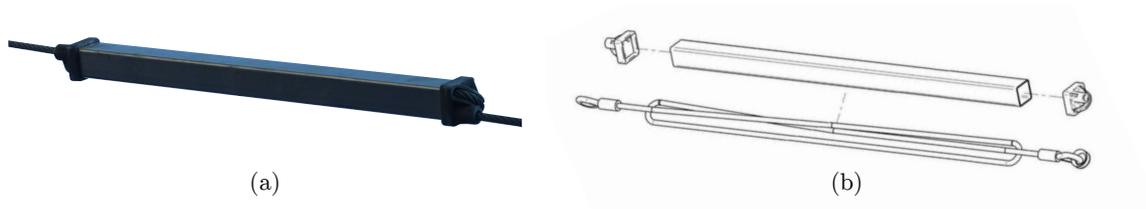


FIGURE 2.25 – Dissipateur d'énergie par flambement : (a) Vue réelle, (b) Vue schématique

### Essais quasi-statiques

Des essais de traction quasi-statiques ont été réalisés pour les deux types de dissipateurs utilisés. Ces dissipateurs sont caractérisés par des tubes de 1.5 m et 2.0 m. L'essai consiste à bloquer une extrémité du câble du dissipateur alors qu'un déplacement est imposé sur l'autre extrémité (Figure 2.26). L'évolution de la force au niveau de l'extrémité chargée est représentée en fonction de son déplacement durant l'essai dans la figure 2.27 pour les deux types de dissipateurs. Les dissipateurs sont testés jusqu'à leur rupture, sauf pour l'essai 3 du dissipateur de 2.0 m où la rupture n'a pas été atteinte.

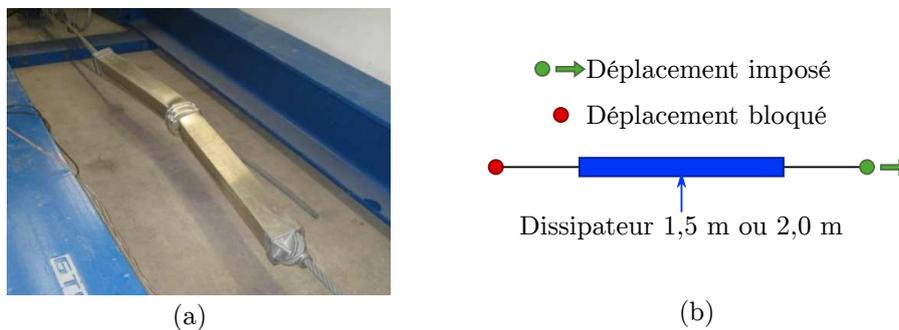
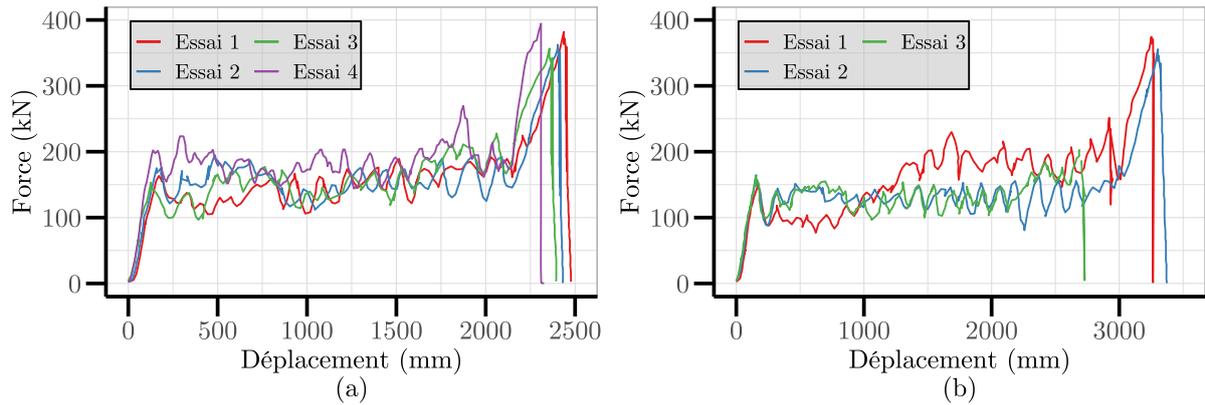


FIGURE 2.26 – Configuration de l'essai de traction quasi-statique sur les dissipateurs d'énergie : (a) Vue du dispositif, (b) Schéma de principe

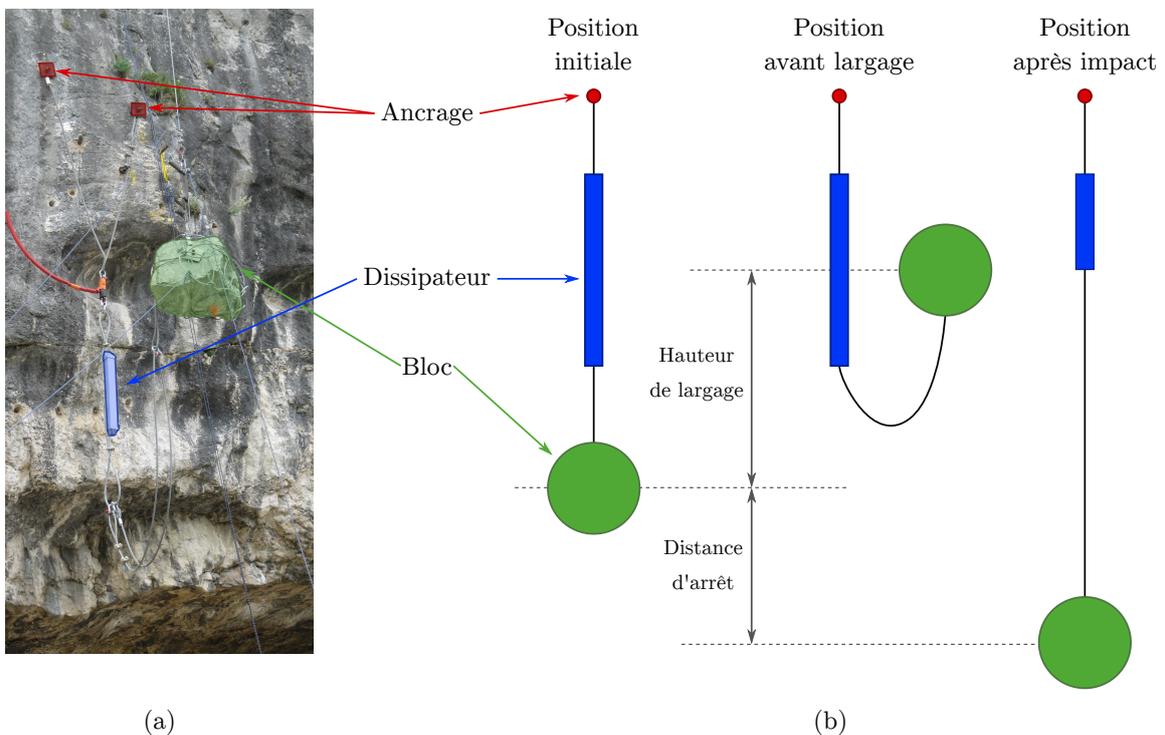
Les résultats (Figure 2.27) montrent un comportement divisé en deux phases. La première phase est caractérisée par une forte rigidité et correspond au fonctionnement avant que l'effort seuil de déclenchement, aux alentours de 150 kN, ne soit atteint. Ici, les efforts sont repris par le câble qui suit un comportement élastique, et le tube aluminium n'est pas déformé. Une fois le seuil de déclenchement du dissipateur atteint, dans la seconde phase, l'effort oscille autour d'une valeur moyenne proche de l'effort de déclenchement. Lorsque le dissipateur arrive en fin de course, la rigidité augmente de nouveau jusqu'à la rupture du câble. Sur l'ensemble des essais et pour les deux types de dissipateurs, l'effort de déclenchement présente une légère variabilité autour de 150 kN. Les dissipateurs de 1.5 m ont une course d'environ 2.0 m et ceux de 2.0 m ont une course mesurée aux alentours de 2.75 m donnant des ratios course/longueur d'environ 1.35 pour ces dissipateurs.



**FIGURE 2.27** – Évolution de la force au niveau de l'extrémité chargée en fonction de son déplacement pour les essais de traction quasi-statiques sur les dissipateurs d'énergie : (a) Dissipateur 1.5 m, (b) Dissipateur 2.0 m

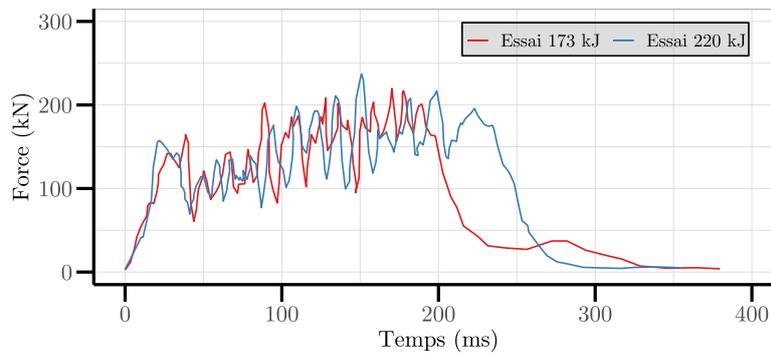
### Essais dynamiques

Le dispositif utilisé pour les essais de traction dynamique est constitué d'un dissipateur d'énergie relié d'un côté à un point d'ancrage fixe et à un bloc de 1 650 kg de l'autre (Figure 2.28). Le réglage de la hauteur de largage (hauteur de chute libre avant la mise en tension du dissipateur) permet de contrôler l'énergie d'impact. Deux essais sont réalisés sur des dissipateurs de 1.5 m à des énergies d'impact de 173 kJ et 220 kJ, correspondant respectivement à des hauteurs de largage de 10.7 m et 13.6 m.



**FIGURE 2.28** – Configuration de l'essai dynamique sur un dissipateur d'énergie : (a) Vue de l'essai avant largage, (b) Schéma de la procédure

Comme pour les essais quasi-statiques, les résultats montrent deux phases de fonctionnement avant et après atteinte de l'effort de déclenchement aux alentours de 150 kN (Figure 2.28). Les oscillations observées durant la seconde phase, dues à la compression du tube, sont de plus grandes amplitudes que pour l'essai quasi-statique, ce qui conduit à des efforts maximaux durant l'essai de 220 kN et 237 kN. Un allongement de 1.4 m est relevé sur l'essai réalisé à une énergie d'impact de 220 kJ, et 0.9 m pour l'essai à 173 kJ.



**FIGURE 2.29** – Évolution de la force au niveau de l'extrémité fixe en fonction du temps pour les essais de traction dynamique sur les dissipateurs ELITE<sup>®</sup> de 1.5 m pour une énergie d'impact de 173 kJ et de 220 kJ

### 2.3.3 Essais à l'échelle de la structure complète

Des essais d'impact unique et d'impacts successifs ont été réalisés sur la structure complète telle que définie dans la section 2.3.1. Un bloc polyédrique suivant la géométrie définie dans l'EAD (EOTA, 2018) est utilisé.

L'écran est instrumenté par des capteurs de force (fréquence d'acquisition 5 kHz) permettant de relever, au cours de l'essai, les efforts dans les ancrages A1', A2' et A3, connectés aux haubans supérieurs. Les ancrages latéraux A4' et A5' sont également instrumentés. L'ancrage A4' est connecté à la lisse centrale, un hauban latéral, un câble de rive inférieure et un câble de rive latérale. Alors que l'ancrage A5' est connecté à la lisse inférieure, à la lisse supérieure, et à un hauban latéral (Figure 2.30). Deux caméras rapides (Optronis de type CR600x2, fréquence d'acquisition 500 images/s) sont utilisées pour suivre le déplacement vertical du bloc.

Après impact, la hauteur résiduelle ainsi que l'allongement de tous les dissipateurs d'énergie sont mesurés. Pour tous les essais, le début de l'impact ( $t = 0$ ) est défini au premier contact entre le bloc et le filet.

#### 2.3.3.1 Impact unique

Un impact centré et d'énergie 5 000 kJ est réalisé sur la barrière ELITE<sup>®</sup>. Cela correspond à un bloc d'une masse 12 390 kg de largeur 1.90 m, impactant à une vitesse de 28.41 m/s. Au cours de l'impact, les capteurs des ancrages A3 et A4' ayant été déconnectés, aucune donnée n'a pu être exploitée.

Comme observée pour l'écran C2ROP, la réponse de l'ouvrage sous impact est divisée en une phase de « pré-tension » suivie d'une phase de « réaction ». Durant la première phase de pré-tension la structure

subit des déformations géométriques, associées à la mise en tension de la nappe et au glissement de celle-ci sur les câbles de rive. Cette phase est brève et se termine à  $t = 150$  ms, au moment de l'activation des dissipateurs d'énergie (Figure 2.32). La transition entre la phase de pré-tension et la phase de réaction se traduit également par la transition d'une évolution linéaire à une évolution non linéaire du déplacement vertical du bloc (Figure 2.31). Dans la phase de réaction, les éléments sont disposés de manière à transmettre les efforts depuis le point d'impact vers les ancrages ; en outre, les dissipateurs d'énergie limitent les efforts relevés sur les ancrages. Le bloc est arrêté à  $t = 570$  ms, pour un déplacement maximal de 9.06 m.

L'évolution des efforts mesurés dans les ancrages A1', A2' et A5' pendant l'impact est donnée dans la figure 2.32. L'évolution globale est similaire pour les trois ancrages avec un effort augmentant rapidement jusqu'à atteindre une valeur seuil, correspondant à l'effort de déclenchement du dissipateur d'énergie. L'évolution de l'effort montre ensuite une faible augmentation jusqu'à la fin de l'impact, en adéquation avec le principe de fonctionnement des dissipateurs d'énergie.

L'ancrage A1', le plus éloigné de la zone d'impact, et connecté uniquement à un hauban supérieur, présente un chargement différé par rapport aux ancrages A2' et A5', et précédé d'un léger pic d'effort. La configuration de la rive supérieure de la barrière explique ce comportement. Pour atteindre l'ancrage A1' depuis la zone d'impact, les efforts transitent par la rive supérieure du module central, celle du module latéral et deux têtes de poteaux connectées à des dissipateurs d'énergie. Au début de l'impact, le chargement de tous ces éléments est similaire, comme le montre l'évolution de l'effort dans les ancrages A1' et A2' (Figure 2.32). Cependant, l'activation du dissipateur BD9', situé sur un hauban supérieur, à  $t = 130$  ms provoque un relâchement dans la rive supérieure du module latéral, ce qui conduit à la réduction de l'effort observée pour l'ancrage A1' entre  $t = 130$  ms et  $t = 170$  ms. Ensuite, l'effort augmente de nouveau pour atteindre le seuil de déclenchement des dissipateurs d'énergie.

L'effort maximal mesuré est de 339 kN pour l'ancrage A5', 182 kN pour l'ancrage A1' et 209 kN pour l'ancrage A2' (Figure 2.32). Des efforts plus importants sont mesurés sur l'ancrage A5' car il est connecté à deux dissipateurs d'énergie. Bien que situé en dehors de la zone d'impact, cet ancrage est fortement sollicité dès le début de l'impact en raison de sa connexion aux câbles de lisse, directement impactés par le bloc.

De fortes valeurs d'allongement des dissipateurs d'énergie sont observées pour les dissipateurs BD9, BD10, BD10' et BD9', montrant que l'énergie d'impact est dissipée par les dispositifs proches du point d'impact (Figure 2.33). Ce comportement est confirmé par les forts allongements des dissipateurs BD2, BD4, BD4' et BD2', liés aux câbles de rive inférieure du module central. Les dissipateurs connectés aux câbles de lisse (BD6 et BD6'), tressés dans la nappe, présentent les plus forts allongements de l'ouvrage. Une asymétrie de sollicitation dans les dissipateurs est observée pour les haubans latéraux, BD11' et BD12' ayant des allongements plus forts que BD11 et BD12 (1.16 m et 0.98 m mesurés BD11' et BD12', et 0.3 m et 0.34 m mesurés pour BD11 et BD12).

Une hauteur résiduelle de 4.64 m est mesurée, pour une hauteur nominale de 6.04 m, soit un rapport de 66.7 % plaçant la barrière dans la catégorie A suivant l'EAD (EOTA, 2018). Avec des dissipateurs d'énergie placés sur l'ensemble des haubans supérieurs, les poteaux subissent un fort changement d'inclinaison pendant l'impact, comportement particulièrement significatif pour les poteaux centraux.

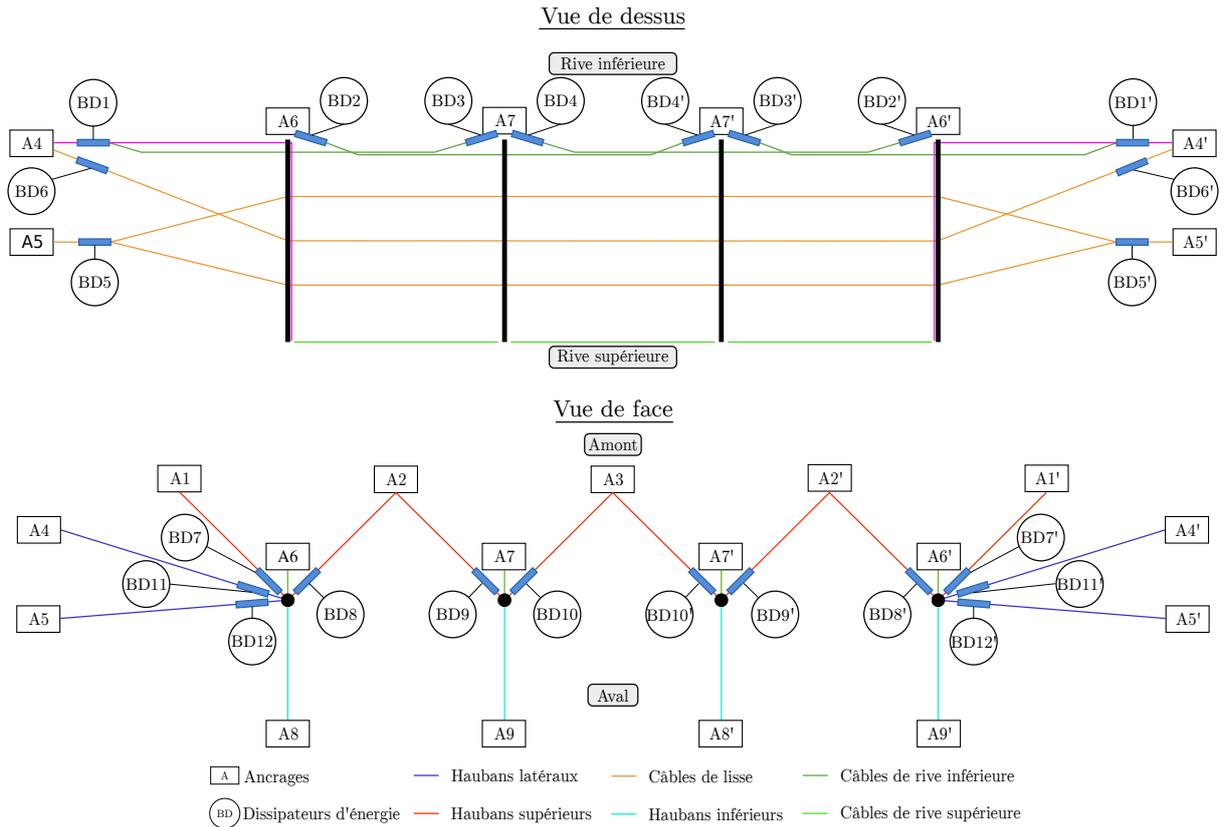


FIGURE 2.30 – Configuration et identification des composants de l'écran ELITE®

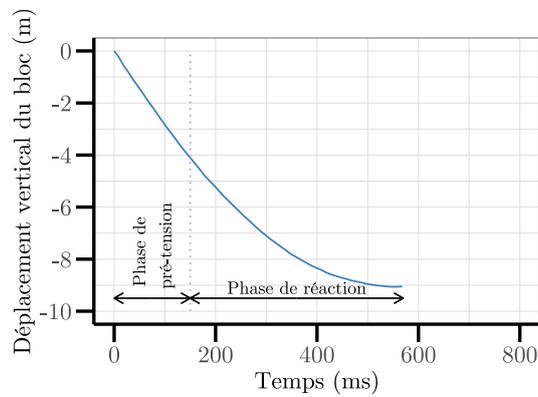


FIGURE 2.31 – Évolution expérimentale du déplacement vertical du bloc pour l'essai d'impact unique sur l'écran ELITE®

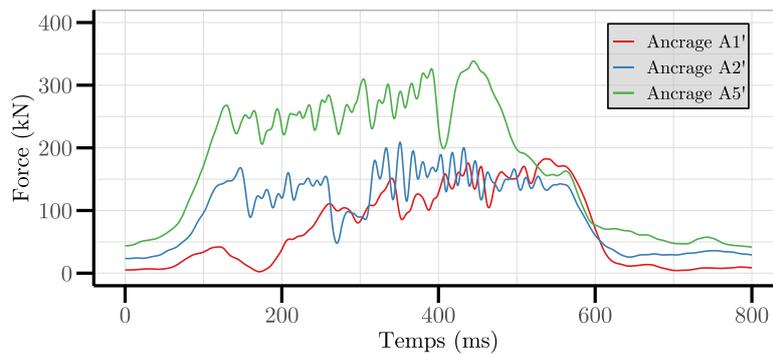
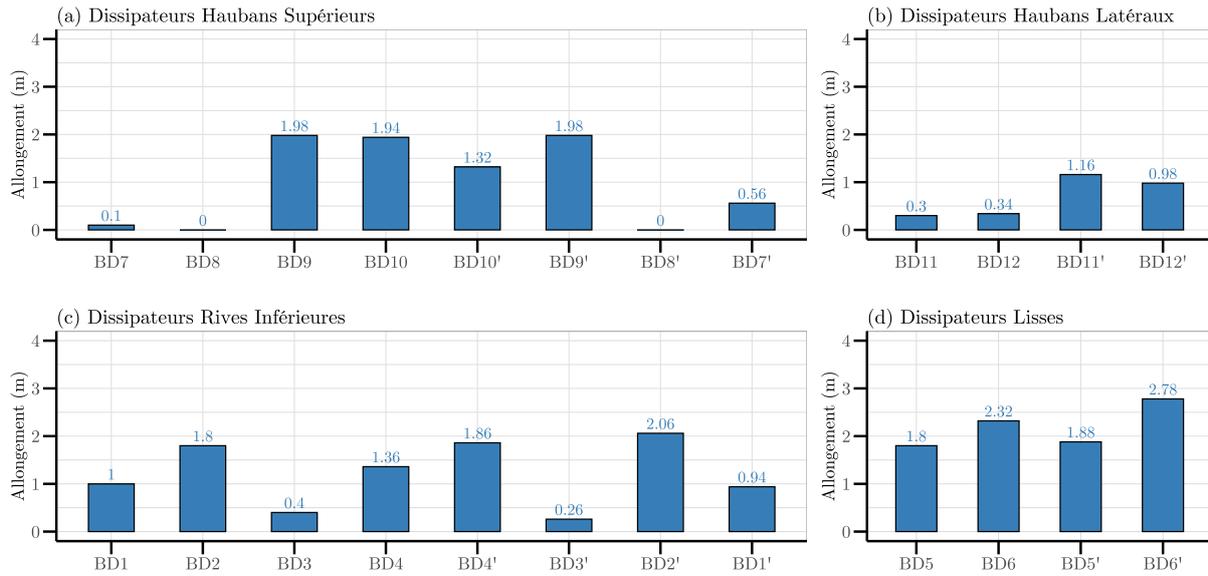


FIGURE 2.32 – Évolution expérimentale de l'effort dans les ancrages A1', A2' et A5' pour l'essai d'impact unique sur l'écran ELITE®

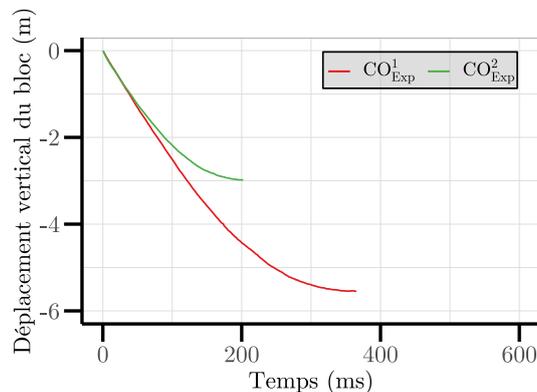


**FIGURE 2.33** – Valeur expérimentale de l'allongement des dissipateurs d'énergie mesuré après l'essai d'impact unique sur l'écran ELITE® : (a) Dissipateurs de haubans supérieurs, (b) Dissipateurs de haubans latéraux, (c) Dissipateurs des câbles de rive inférieure, (d) Dissipateurs des câbles de lisse

### 2.3.3.2 Impacts successifs

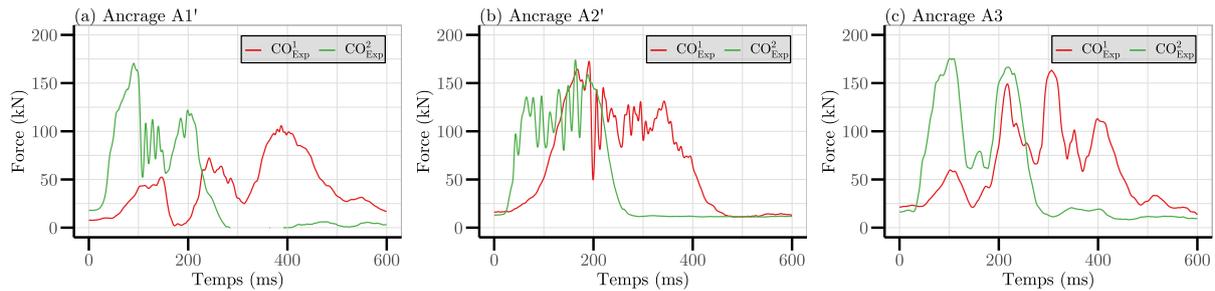
Dans cet essai, la barrière est sollicitée par deux impacts successifs ( $CO_{Exp}^1$  et  $CO_{Exp}^2$ ) sans maintenance de l'ouvrage entre les impacts. L'énergie d'impact est de 1 660 kJ, soit un tiers de l'énergie utilisée pour l'impact unique, correspondant à un bloc de 4 790 kg de largeur 1.37 m impactant à une vitesse de 26.33 m/s.

La réponse de la structure observée pour le premier impact est qualitativement similaire à la réponse observée pour l'impact unique. En effet les évolutions du déplacement vertical du bloc et des efforts dans les ancrages A1', A2' et A5' présentent les mêmes tendances (Figures 2.34, 2.35 et 2.36). La réponse globale de l'ouvrage est divisée en deux phases (pré-tension et réaction) comme le montrent la partie linéaire et la partie non linéaire de l'évolution du déplacement vertical du bloc (Figure 2.34). Le pic d'effort observé à 100 ms dans l'ancrage A1' est également retrouvé.

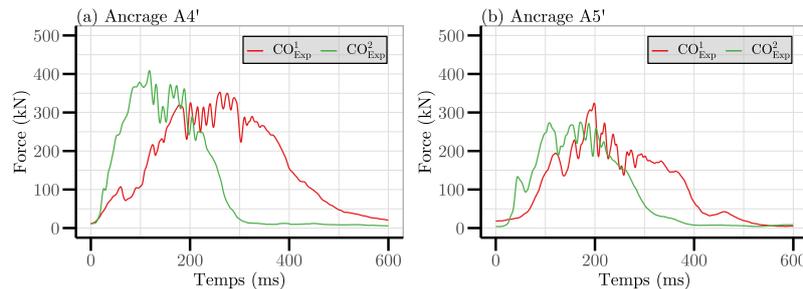


**FIGURE 2.34** – Évolution expérimentale du déplacement vertical du bloc pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE®

Ce pic est également observé dans l'évolution de l'effort dans l'ancrage A3, lié aux haubans supérieurs connectés à la tête des poteaux du module central. Avant le déclenchement du dissipateur BD9', les évolutions des efforts dans les ancrages A3 et A2' sont similaires. Cependant l'activation et l'allongement de BD9' provoquent un déplacement de la tête du poteau vers le centre de l'écran, déchargeant l'ancrage A3, ce qui induit ainsi le léger pic observé à 100 ms. Toutes les évolutions des efforts dans les ancrages supérieurs (A1', A2' et A3) présentent une décroissance aux alentours de 200 ms (Figure 2.35). Cette dernière est associée au déclenchement des dissipateurs d'énergie des haubans latéraux provoquant une relaxation de l'ensemble de la rive supérieure (Figure 2.36).



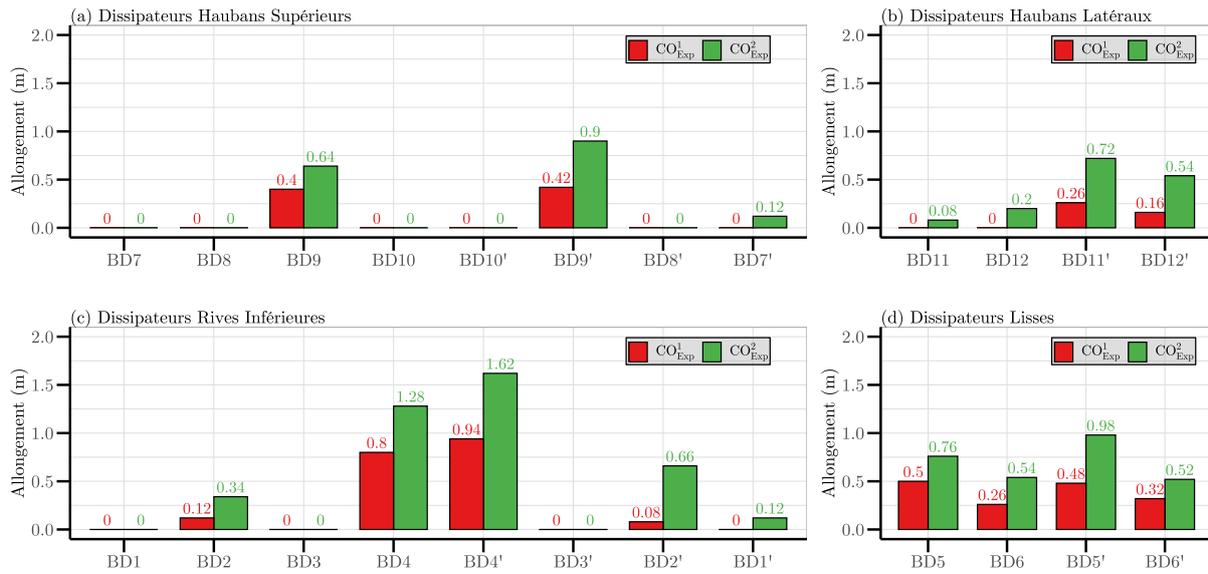
**FIGURE 2.35** – Évolution expérimentale de l'effort dans les ancrages supérieurs pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE® : (a) Ancrage A1', (b) Ancrage A2', (c) Ancrage A3



**FIGURE 2.36** – Évolution expérimentale de l'effort dans les ancrages latéraux pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE® : (a) Ancrage A4', (b) Ancrage A5'

Quantitativement, l'effort maximal relevé dans l'ancrage A4' est de 325 kN, cette valeur est proche de celle observée pour l'essai d'impact unique (339 kN) bien que l'énergie d'impact soit plus faible (Figure 2.36). Cette similarité est la conséquence de l'effet de seuil des dissipateurs d'énergie limitant l'effort dans les ancrages. L'effort après déclenchement des dissipateurs étant similaire, la dissipation d'énergie s'effectue plus rapidement pour l'impact  $CO_{Exp}^1$ , ce dernier ayant une énergie d'impact plus faible que l'impact unique. Le temps d'activation des dissipateurs et leur allongement mesuré après impact illustre également cette dissipation plus rapide de l'énergie (Figures 2.35, 2.36 et 2.37). Le bloc est arrêté plus rapidement, en 365 ms, pour un déplacement maximal de 5.55 m (Figure 2.34).

La réponse de l'ouvrage pour le second impact montre une augmentation de sa rigidité globale, comme identifiée avec la barrière C2ROP (Section 2.2.3.2). La configuration obtenue en fin d'impact  $CO_{Exp}^1$  étant la configuration initiale de  $CO_{Exp}^2$ , peu de modifications géométriques sont observées durant l'impact  $CO_{Exp}^2$ , ce qui induit une phase de pré-tension quasiment inexistante. Tous les ancrages sont donc sollicités dès le début de l'impact, ayant pour conséquence l'activation des dissipateurs à  $t = 100$  ms alors qu'elle



**FIGURE 2.37** – Valeur expérimentale de l'allongement des dissipateurs d'énergie mesuré après les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE® : (a) Dissipateurs de haubans supérieurs, (b) Dissipateurs de haubans latéraux, (c) Dissipateurs des câbles de rive inférieure, (d) Dissipateurs des câbles de lisse

est observée à  $t = 200$  ms pour  $CO^1_{Exp}$ . La durée d'impact est plus courte avec un bloc arrêté en 200 ms pour un déplacement maximal de 3.0 m.

L'évolution des efforts dans les ancrages après activation des dissipateurs d'énergie est similaire à celle observée pour l'impact  $CO^1_{Exp}$ . Le déchargement des ancrages A1' et A3 observé lors de l'activation des dissipateurs d'énergie connectés aux haubans latéraux est retrouvé.

La hauteur résiduelle mesurée après impact est de 5.18 m pour  $CO^1_{Exp}$  et 4.80 m pour  $CO^2_{Exp}$ , ce qui permet de valider le classement de la barrière dans la catégorie A suivant les recommandations de l'EAD (EOTA, 2018).

## 2.4 Conclusions

Les comportements de l'écran C2ROP et de l'écran ELITE® ont été explorés en détail par la réalisation de campagnes expérimentales sur leurs composants seuls (nappe, dissipateur d'énergie) ainsi que sur les ouvrages complets.

Les essais sur la nappe à anneaux ont permis d'observer un comportement en deux phases, en adéquation avec les observations de Nicot et al. (2001a). Les essais sur la nappe ELITE® ont permis de caractériser un comportement complexe et anisotrope, ainsi que d'observer les réarrangements des câbles et les différents glissements lors de sa sollicitation.

Les essais sur les dissipateurs d'énergie ont montré un comportement similaire pour les deux technologies utilisées (dissipateur « serpent » et dissipateur ELITE®). Il est caractérisé par une première phase élastique avec forte augmentation de l'effort jusqu'à l'atteinte de la valeur seuil de déclenchement. Cette phase est suivie d'un régime élastoplastique caractérisé par une faible augmentation de l'effort associée à un grand allongement du dispositif. Les essais ont montré que la réponse des dissipateurs d'énergie dépend de leur sollicitation, quasi-statique ou dynamique, ce qui confirme les observations de Castanon-Jano et al.

(2017).

Bien que les deux ouvrages testés présentent des géométries et des composants différents, leur réponse globale sous impact est similaire. Elle est caractérisée par une phase de pré-tension suivie d'une phase de réaction. Dans la phase de pré-tension, des modifications géométriques importantes interviennent pour passer de la géométrie initiale de la barrière à une configuration favorisant la dissipation de l'énergie d'impact et le transfert des efforts vers les ancrages de la structure. Dans la phase de réaction, la majeure partie de l'énergie d'impact est dissipée et le bloc est arrêté. Lors de l'essai d'impacts successifs, la durée de la phase de pré-tension est fortement réduite après le premier impact. L'analyse de l'évolution des efforts au niveau des ancrages met en évidence la forte interaction entre leur réponse et les choix technologiques retenus pour l'ouvrage. Enfin, les ouvrages souples présentent une variabilité dans leur réponse sous impact (Section 2.2.3.1) à considérer lors des futures confrontations des résultats expérimentaux à des résultats numériques.

Toutes les données expérimentales de ce chapitre constituent une base complète et fiable pour la calibration des modèles de composant élémentaire, et la validation des modèles d'écran complet.



# Chapitre 3

## Modélisation DEM des écrans souples

### 3.1 Introduction

Ce chapitre présente la modélisation par la méthode des éléments discrets (DEM) de la réponse sous impact des écrans C2ROP et ELITE<sup>®</sup> introduits dans les sections 2.2 et 2.3. L'approche développée consiste à modéliser indépendamment chaque composant de la structure; puis à calibrer chaque modèle de composant élémentaire à l'aide des essais expérimentaux présentés dans les sections 2.2.2 et 2.3.2. Les modèles de composant élémentaire sont ensuite assemblés pour constituer le modèle de la structure complète qui est validé à l'aide des essais expérimentaux présentés dans les sections 2.2.3 et 2.3.3.

De nombreuses études ont montré l'intérêt de l'utilisation de la méthode des éléments discrets (DEM) pour la modélisation d'écrans de protection contre les chutes de blocs (Hearn et al., 1995; Nicot et al., 2001a; Bertrand et al., 2008; Thoeni et al., 2013; Bourrier et al., 2015; Albaba et al., 2017; Coulibaly et al., 2019). Cette méthode permet la prise en compte des grands déplacements de la structure et de l'impactant, des contacts entre les éléments constitutifs, de la rupture de ces éléments, et des chargements dynamiques de manière simple.

L'objectif de ce chapitre est d'évaluer la pertinence des résultats des modèles de la structure complète, compte tenu du niveau de complexité des modèles de composant élémentaire. Pour cela, deux études ont été réalisées sur deux ouvrages différents.

Dans la première partie de ce chapitre, deux modèles de l'écran C2ROP ont été développés pour prédire son comportement sous impact (Section 3.2). Ces modèles d'écran ont été réalisés par des équipes de recherche différentes : le premier a été développé dans le cadre de ces travaux de thèse, et le second par J.B. Coulibaly (Coulibaly et al., 2019). Ces développements indépendants ont conduit à des hypothèses et des niveaux de complexité différents pour les modèles de composant élémentaire (Section 3.2.1). L'objectif de leur comparaison est d'évaluer l'influence de ces hypothèses sur les résultats du modèle de la structure complète, en termes de qualité et de précision.

Dans la seconde partie de ce chapitre, un modèle de l'écran ELITE<sup>®</sup> a été développé pour prédire son comportement sous impact (Section 3.3). L'écran ELITE<sup>®</sup> est une structure complexe de par sa géométrie, son nombre de composants et la conception de sa nappe. Cette étude a pour objectif d'évaluer dans quelle mesure la simplification du modèle de la nappe influe sur les résultats du modèle de la

structure complète, ainsi que d'établir les limites de l'approche de modélisation utilisée, et de confirmer les paramètres identifiés comme ayant une influence majeure sur la qualité des résultats de la simulation.

## 3.2 Écran souple C2ROP

Deux modèles complets de l'écran C2ROP (RN-A et RN-B), présenté dans la section 2.2, ont été développés séparément à l'aide des logiciels Yade-DEM (Šmilauer et al., 2015) et GENEROCK (Coulibaly et al., 2019). Le modèle noté RN-A a été réalisé dans le cadre de ces travaux de thèse, alors que le modèle noté RN-B a été réalisé dans le cadre des travaux de J.B. Coulibaly (Coulibaly et al., 2019). Certaines des hypothèses retenues pour les modèles de composant élémentaire présentent des différences entre RN-A et RN-B (Section 3.2.1), mais elles restent basées sur des concepts majoritairement issus de la littérature. À la suite de la calibration des modèles de composant élémentaire (Section 3.2.2), le modèle de la structure complète, issu de leur assemblage, est testé pour des sollicitations de type « impact unique » et « impacts successifs » (Section 3.2.3).

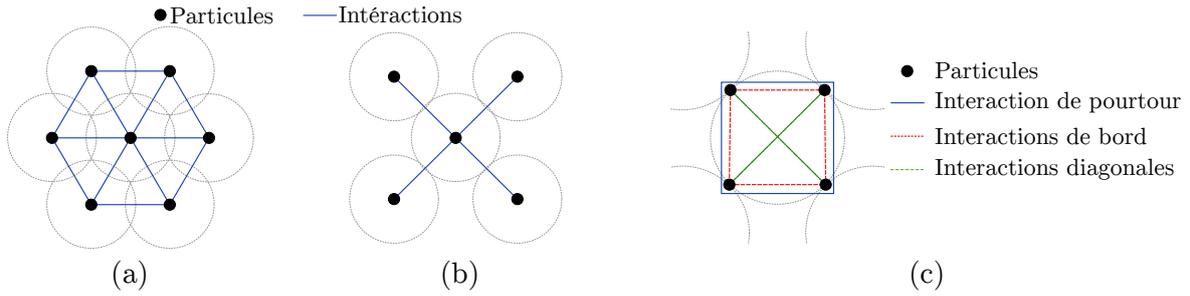
### 3.2.1 Modèles des composants élémentaires

#### *Nappe*

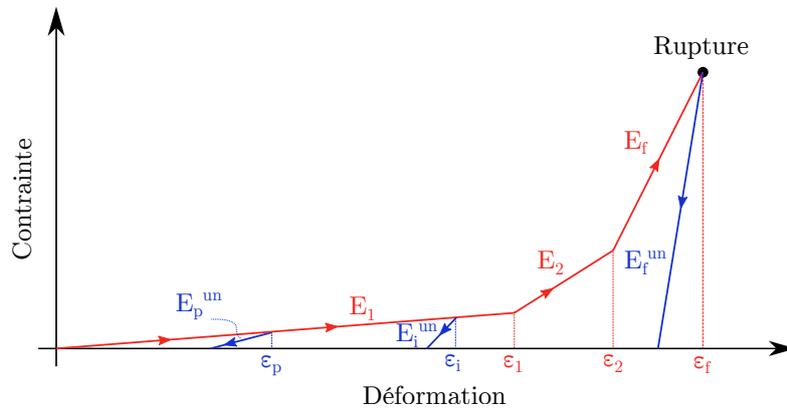
Le modèle de nappe utilisé pour RN-A est une adaptation du modèle de nappe à 6 contacts développé par Nicot et al. (2001a) (Figure 3.1.a) pour une nappe à 4 contacts (Figure 3.1.b). Chaque anneau est représenté par une particule située au niveau de son centre de gravité. Des interactions à distance entre ces particules représentent les contacts entre les anneaux. Le comportement de ces interactions est représenté par un modèle multilinéaire caractérisé par trois modules ( $E_1$ ,  $E_2$  et  $E_f$ ) associés à trois déformations limites ( $\epsilon_1$ ,  $\epsilon_2$  et  $\epsilon_f$ ) (Figure 3.2). Le comportement est élastique jusqu'à l'atteinte de la contrainte limite élastique  $\sigma_p$ , avec  $\sigma_p = E_1 * \epsilon_p$ . Le déchargement lorsque la contrainte limite élastique  $\sigma_p$  a été atteinte est caractérisé par un module augmentant linéairement depuis sa valeur initiale  $E_p^{un}$ , définie pour la déformation  $\epsilon_p$ , jusqu'à sa valeur finale  $E_f^{un}$ , définie pour la déformation à rupture  $\epsilon_f$  (Figure 3.2). Pour une déformation  $\epsilon_i \in [\epsilon_p, \epsilon_f]$ , le module de déchargement est caractérisé par la relation :

$$E_i^{un} = \frac{\epsilon_i - \epsilon_p}{\epsilon_f - \epsilon_p} * (E_f^{un} - E_p^{un}) + E_p^{un} \quad (3.1)$$

Le modèle de nappe utilisé pour RN-B est basé sur une représentation plus complexe de la nappe (Coulibaly et al., 2017). Chaque anneau est composé de quatre particules situées aux points de contact avec les anneaux adjacents. Les anneaux extérieurs de la nappe, en contact avec les câbles de rive, sont représentés à l'aide de trois particules. Trois types d'interaction à distance sont définis entre ces particules : les interactions « diagonales », les interactions « de bord », et les interactions « de pourtour » (Figure 3.1.c). Chaque type d'interaction est caractérisé par une loi de comportement élastoplastique définie par les paramètres  $k_d$ ,  $d_{ih}$ ,  $a_d$  et  $b_d$  pour les interactions diagonales,  $k_s$ ,  $s_{ih}$ ,  $a_s$  et  $b_s$  pour celles de bord, et  $k_b$ ,  $k_t$ ,  $L_r$ ,  $L_{ih}$ ,  $a_p$ ,  $b_p$  pour celles de pourtour. La description complète de ce modèle de nappe ainsi que le détail des paramètres sont disponibles dans Coulibaly et al. (2017).



**FIGURE 3.1** – Modèles de nappe utilisés : (a) Modèle de nappe à anneaux à 6 contacts (Nicot et al., 2001a), (b) Adaptation du modèle (a) pour une nappe à anneaux à 4 contacts, (c) Modèle à 4 nœuds (Coulibaly et al., 2017)



**FIGURE 3.2** – Modèle de comportement des interactions du modèle de nappe de RN-A

### Câbles

Les modèles des câbles sont similaires pour RN-A et RN-B. Les câbles sont représentés par une succession d'éléments articulés et uniquement sollicités en traction. Cependant, une description géométrique explicite des câbles à l'aide de sphères connectées entre elles par des éléments cylindriques (Section 1.3.4), du diamètre du câble, est utilisée pour RN-A, alors que des points matériels connectés par des interactions à distance sont utilisés pour RN-B. Dans les deux cas, la masse du câble est concentrée au niveau des centres des sphères (ou points matériels), et uniformément répartie entre ceux-ci. Les câbles sont discrétisés avec une résolution de 10 éléments par mètre pour RN-A et 5 éléments par mètre pour RN-B.

### Connexion câble-nappe

La liaison par tressage des câbles de rive dans les anneaux extérieurs de la nappe joue un rôle important dans la réponse de la structure. Lors d'un impact, le phénomène du glissement des anneaux extérieurs de la nappe sur les câbles de rive, appelé « effet rideau », conditionne la réponse de l'ouvrage. En effet, l'effet rideau provoque une forte diminution de la rigidité de l'ouvrage sous impact, caractérisée par une augmentation du déplacement maximal du bloc et une réduction de l'effort maximal relevé dans les ancrages (Coulibaly et al., 2019). Deux modèles de connexion entre le câble et la nappe ont été utilisés pour prendre en compte cet effet rideau.

Dans RN-A, les cylindres déformables représentant les câbles sont reliés à la nappe par l'intermédiaire d'une « manille » (Albaba et al., 2017). Cette manille est représentée par un assemblage de quatre cylindres indéformables modélisé autour des câbles de rive. Cet assemblage est connecté à la nappe par une liaison rigide avec une de ses sphères extérieures (Figure 3.3). Le glissement de l'anneau formé par les quatre cylindres est possible le long du câble, leur interaction avec le câble de rive étant gouvernée par un modèle de contact elasto-friktionnel (Section 1.3.3). Le coefficient de frottement entre les deux matériaux, défini dans la loi de contact, permet de caractériser l'intensité de l'effet rideau.

Dans RN-B, la représentation du câble par des points matériels telle qu'introduite précédemment est complétée par des points matériels « glissants ». Ces points matériels supplémentaires représentent les nœuds extérieurs de la nappe. Leur déplacement le long du câble est caractérisé par un critère de glissement issu de l'équation d'Euler-Eytelwein, obtenue par la description de l'équilibre statique d'un câble autour d'une poulie (Coulibaly et al., 2018). Ce critère de glissement est caractérisé par un coefficient de frottement.

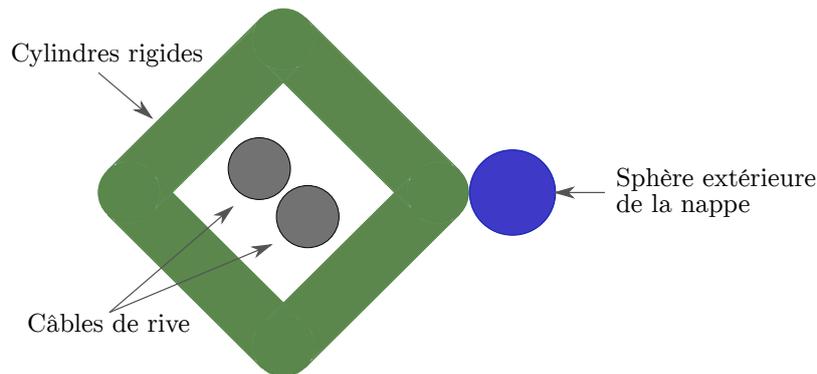


FIGURE 3.3 – Modèle de manille entourant les câbles (Albaba et al., 2017)

### *Poteaux*

Les poteaux sont modélisés par des poutres cylindriques déformables dans RN-A (11 cylindres de 0.25 m pour chaque poteau) alors qu'ils sont représentés par un unique élément rigide dans RN-B.

### *Dissipateurs d'énergie*

Les dissipateurs d'énergie sont modélisés de la même manière dans les deux modèles de structure complète : deux particules espacées de la longueur d'un dissipateur sont reliées par une interaction à distance (Section 1.3.3). Un modèle de Prager elastoplastique à trois paramètres (effort de déclenchement  $Fy$ , module élastique  $K_1$ , module plastique  $K_2$ ) est utilisé pour décrire le comportement mécanique observé lors des essais de traction quasi-statiques (Section 2.2.2). Dans ce modèle, le comportement est élastique jusqu'à l'atteinte de l'effort seuil de déclenchement  $Fy$ . Ensuite, les déformations sont plastiques avec un module de déchargement égal à  $K_1$ .

***Ancrages et bloc***

Les ancrages et le bloc sont modélisés de la même façon dans RN-A et RN-B. Les ancrages sont des points fixes. Le bloc, dont la géométrie est définie par le guide d'agrément européen (EOTA, 2018), est un corps rigide. Il interagit avec la nappe par l'intermédiaire d'un modèle de contact élasto-friktionnel (Section 1.3.3).

***Résumé***

Les hypothèses considérées pour les modèles de composant élémentaire présentés dans cette section sont résumées dans le tableau 3.1.

| <b>Composant</b>       | <b>RN-A</b>  | <b>RN-B</b>  |
|------------------------|--|--|
| Nappe                  | Adaptation du modèle de Nicot et al. (2001a)   | Modèle de nappe à anneaux de Coulibaly et al. (2017)                                     |
| Câbles                 | Éléments cylindriques articulés sans rigidité de flexion, discrétisation de 10 nœuds par mètre | Éléments rigides articulés sans rigidité de flexion, discrétisation de 5 nœuds par mètre |
| Dissipateurs d'énergie | 2 particules reliées par une interaction à distance  |  |
| Poteaux                | Éléments cylindriques articulés avec rigidité de flexion                                       | Élément rigide unique  |
| Ancrages               | Points fixes   |  |
| Connexion câble-nappe  | Modèle de manille de Albaba et al. (2017)  | Modèle de câble glissant de Coulibaly et al. (2018)                                      |
| Bloc                   | Polyèdre rigide  |  |

**TABLEAU 3.1** – Hypothèses retenues pour les modèles de composant élémentaire pour RN-A et RN-B

**3.2.2 Calibration des paramètres*****Nappe***

Les paramètres du modèle de nappe de RN-A ont été calibrés à l'aide des résultats d'essais de traction quasi-statique sur des échantillons de 3 x 3 anneaux (Section 2.2.2). Le paramétrage de la courbe de chargement a été ajusté pour reproduire le comportement expérimental (Figure 3.4). Les valeurs des paramètres retenues sont présentées dans le tableau 3.2.

Les 14 paramètres du modèle de nappe de RN-B ont été calibrés à l'aide des essais de traction quasi-statique réalisés sur les anneaux seuls (Section 2.2.2). La méthode de calibration utilisée est détaillée dans Coulibaly et al. (2017). Les valeurs de paramètres retenues sont rappelées dans le tableau 3.3.

***Dissipateurs d'énergie***

Les paramètres des modèles des dissipateurs d'énergie ont été calibrés à l'aide des essais de traction quasi-statiques (Section 2.2.2). Les valeurs de calibration des trois paramètres du modèle sont :  $F_y = 25$  kN,  $K_1 = 250$  kN/m et  $K_2 = 7.143$  kN/m (Figure 3.5).

Ces essais sont moins complexes à mettre en œuvre que les essais dynamiques, et permettent de limiter la variabilité expérimentale des résultats. Cependant, la littérature montre que les comportements

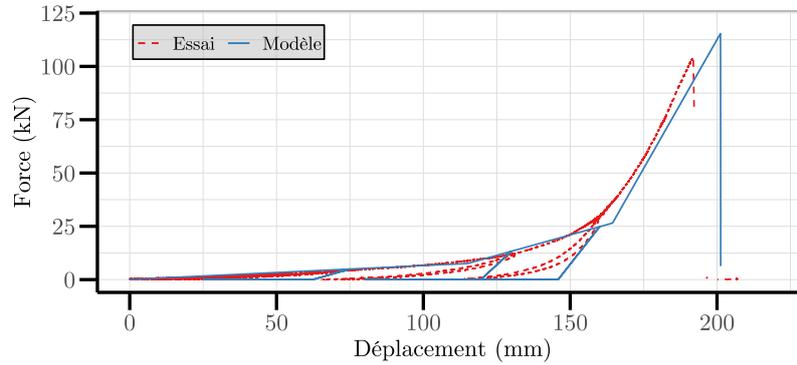


FIGURE 3.4 – Calibration du modèle de nappe de RN-A avec l'essai de traction quasi-statique sur 3 x 3 anneaux

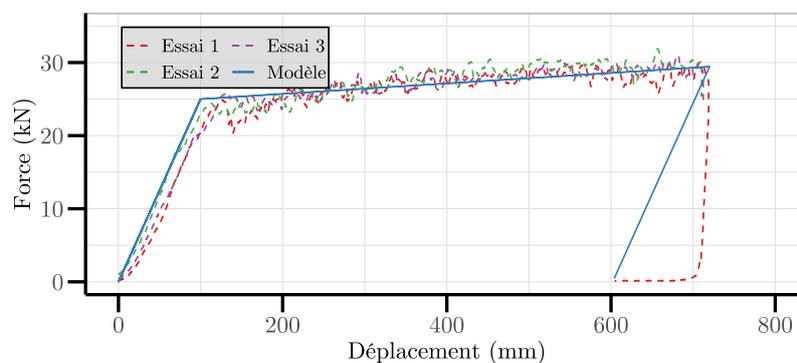
| Paramètre        | Valeur |
|------------------|--------|
| $E_1$ (MPa)      | 270    |
| $E_2$ (MPa)      | 1 590  |
| $E_f$ (MPa)      | 10 000 |
| $\epsilon_1$     | 0.21   |
| $\epsilon_2$     | 0.30   |
| $\epsilon_f$     | 0.367  |
| $E_p^{un}$ (MPa) | 270    |
| $E_f^{un}$ (MPa) | 10 000 |
| $\epsilon_p$     | 0.1    |

TABLEAU 3.2 – Valeurs des paramètres du modèle de nappe de RN-A

| Paramètre    | Valeur (3 nœuds) | Valeur (4 nœuds) |
|--------------|------------------|------------------|
| $k_b$ (N/m)  | 15 533           | 28 106           |
| $k_t$ (N/m)  | 1 450 446        | 1 684 249        |
| $k_d$ (N/m)  | 70 120           | 2 893            |
| $k_s$ (N/m)  | 10 787           | 10 787           |
| $L_r$ (m)    | 0.8524           | 0.8475           |
| $L_{ih}$ (m) | 0.700            | 0.7749           |
| $d_{ih}$ (m) | 0.2531           | 0.314            |
| $s_{ih}$ (m) | 0.1938           | 0.1938           |
| $a_p$        | 1 731            | 30479            |
| $a_d$        | 0                | 4 955 179        |
| $a_s$        | 0                | 0                |
| $b_p$        | 3.163            | 3.588            |
| $b_d$        | 0                | 5.198            |
| $b_s$        | 0                | 0                |

TABLEAU 3.3 – Valeurs des paramètres du modèle de nappe de RN-B (Coulibaly, 2017)

dynamiques et quasi-statiques présentent des différences (Castanon-Jano et al., 2017), avec notamment une variabilité de la réponse sous sollicitation dynamique des dissipateurs d'énergie. Ainsi, une différence de comportement entre la réponse numérique et la réponse expérimentale, ainsi qu'une capacité moindre à traduire la variabilité du comportement des dissipateurs sont attendues.



**FIGURE 3.5** – Comparaison expérimentale et numérique de l'évolution de l'effort de traction en fonction du déplacement pour les essais quasi-statiques réalisés sur les dissipateurs d'énergie

### Câbles

Les valeurs des paramètres des câbles, calibrées à partir des caractéristiques mécaniques issues de la littérature et des documents techniques produits par le fournisseur (Feyrer, 2015), sont détaillées dans le tableau 3.4.

La valeur du coefficient de frottement gouvernant la connexion entre les câbles de rive et la nappe est différente pour les modèles utilisés pour RN-A et RN-B, compte tenu des différentes hypothèses de modélisation. Pour le contact entre les éléments cylindriques des manilles et ceux des câbles de rive de RN-A, un coefficient de 0.18 est retenu (Albaba et al., 2017). Le coefficient de frottement retenu pour le modèle de glissement utilisé dans RN-B est de 0.30 (Coulibaly, 2017).

| Câble                 | Haubans supérieurs | Haubans inférieurs | Haubans latéraux | Rives |
|-----------------------|--------------------|--------------------|------------------|-------|
| Diamètre (mm)         | 16                 | 16                 | 16               | 12    |
| Masse linéaire (kg/m) | 0.98               | 0.98               | 0.98             | 0.55  |
| Effort à rupture (kN) | 168                | 168                | 168              | 94    |
| Module d'Young (GPa)  | 100                | 100                | 100              | 100   |

**TABLEAU 3.4** – Paramètres mécaniques des câbles

## 3.2.3 Modélisation de l'ouvrage

### 3.2.3.1 Campagne de simulation

Les modèles de composant élémentaire présentés dans les sections précédentes ont été assemblés pour construire les deux modèles RN-A et RN-B de l'écran C2ROP complet, suivant la géométrie définie dans la section 2.2.1. Les ajustements effectués lors de l'installation de la barrière et les légères variations de la position du point d'impact lors des essais d'impact ne sont pas pris en compte. Des essais d'impact

unique et d'impacts successifs ont été simulés dans le but de valider les prédictions obtenues avec les modèles de la structure complète (Sections 3.2.3.2 et 3.2.3.3).

La simulation d'impact unique consiste au largage centré d'un bloc d'une masse de 740 kg à une vitesse de 27 m/s, soit une énergie de 270 kJ. L'énergie d'impact pour les simulations d'impacts successifs est plus faible (90 kJ, bloc de 740 kg à 16.5 m/s) mais l'impact est répété trois fois avec enlèvement du bloc sans réparation de l'ouvrage entre les impacts.

Numériquement, avant chaque impact, la barrière est laissée libre sous son poids propre pendant 2 secondes, afin d'assurer l'équilibre gravitaire de l'ouvrage, notamment de la nappe. Pour l'impact unique, la durée d'impact simulée est de 0.75 s dès que le bloc entre en contact avec la nappe. Cette durée garantit l'analyse de l'intégralité du phénomène d'impact. Pour les impacts successifs, la durée de l'impact est de 0.4 s. Lorsque le bloc atteint un équilibre statique dans la barrière, il est retiré. La barrière est ensuite laissée sous gravité jusqu'à atteindre un second état d'équilibre sans le bloc. Les impacts suivants sont simulés suivant la même procédure (Figure 3.6).

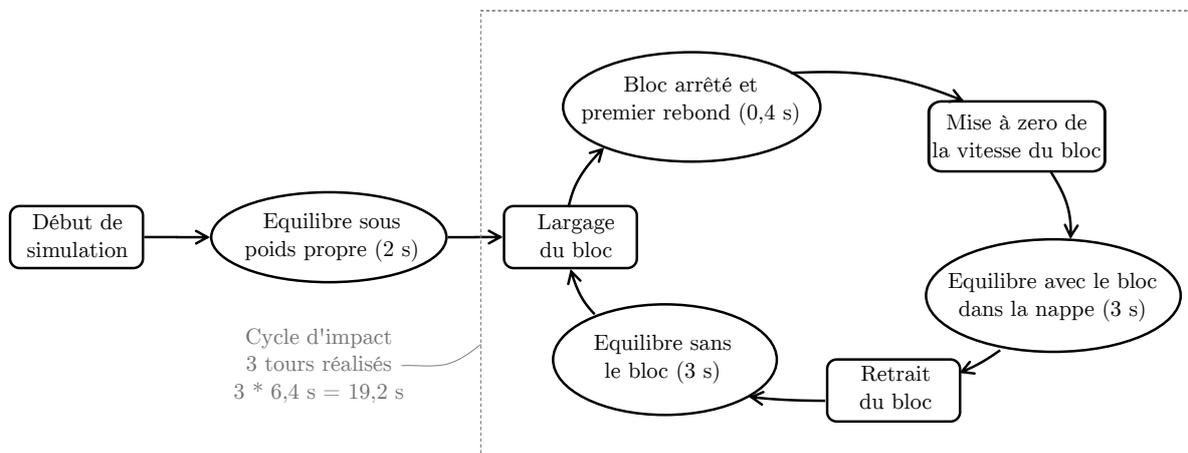


FIGURE 3.6 – Étapes de simulation d'une série d'essais d'impacts successifs

Pour RN-A, la durée de simulation complète de la série d'essais d'impacts successifs (21.2 s) est de 2175 s (36 min) en utilisant un processeur Intel Core i7-6820HQ 2.70 GHz, correspondant à un facteur temporel (temps de simulation / temps simulé) de 102.5. Pour RN-B, la durée est de 2671 s (45 min) en utilisant un processeur Intel Core i3-4100M 2.50 GHz, ce qui correspond à un facteur temporel de 126. Un pas de temps identique de  $\tau = 10^{-5}$  s est utilisé pour les deux modèles de la structure complète. Ainsi, la comparaison des prédictions obtenues avec ces modèles n'est pas biaisée par une différence significative dans la durée des simulations.

Pour chaque essai d'impact, les variables d'intérêt pour la certification européenne EAD (EOTA, 2018) ainsi que celles nécessaires pour la conception des ouvrages sont enregistrées durant l'impact. Ces variables sont : le déplacement vertical du bloc (mesuré parallèlement à la pente de référence), l'évolution des efforts dans trois dissipateurs d'énergie (L2, L7 and U7 - Figure 3.7) et des efforts dans les trois haubans supérieurs ( $P_{31}$ ,  $P_{32}$  and  $P_{42}$  - Figure 3.7). L'allongement maximal des dissipateurs d'énergie est enregistré en fin d'impact et exprimé pour chaque câble comme la somme des allongements des dispositifs connectés à ses extrémités (e.g. l'allongement du câble  $C_{UP}$  est défini par la somme des allongements des dissipateurs U4 et U7). Le début d'un impact ( $t = 0$ ) correspond au premier contact entre le bloc et la

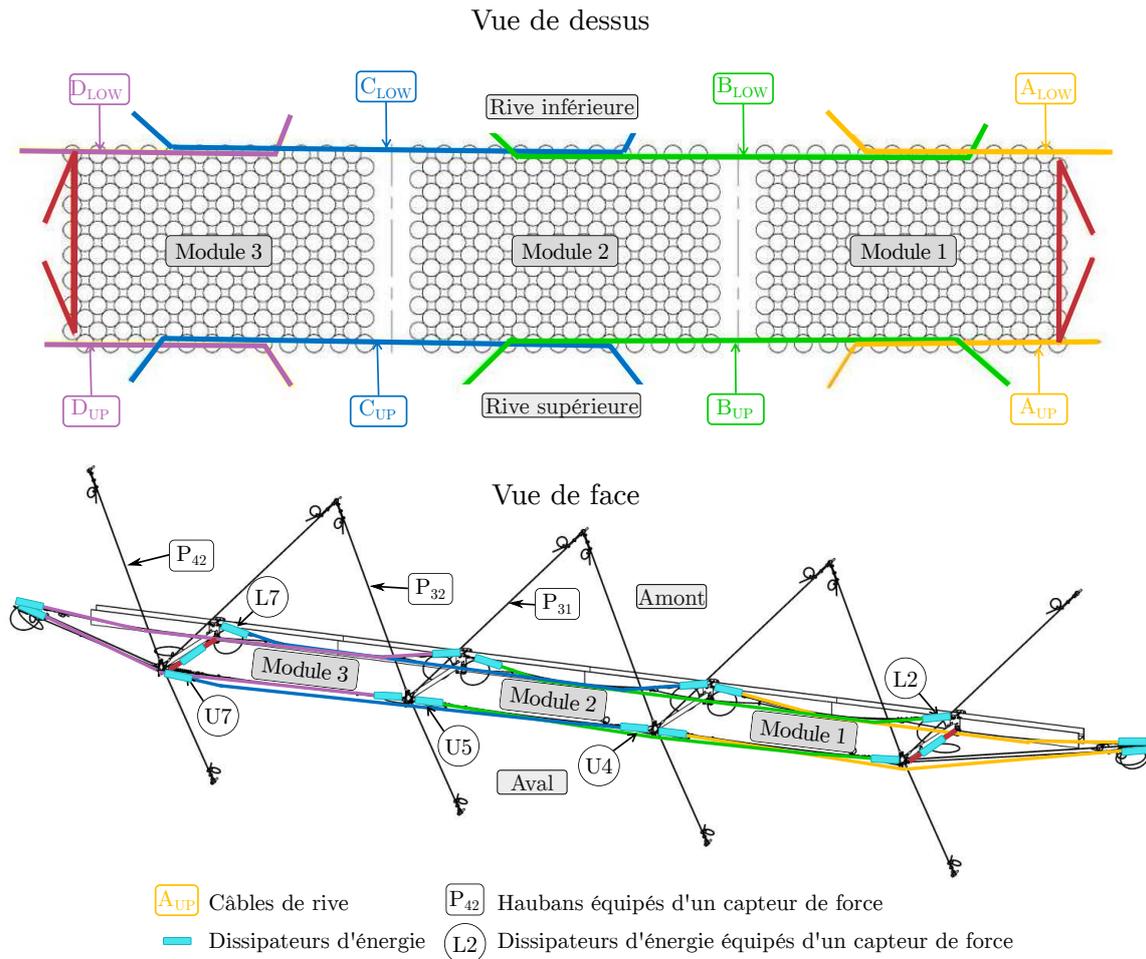


FIGURE 3.7 – Identification des éléments de la barrière C2ROP

nappe.

### 3.2.3.2 Impact unique

L'essai d'impact unique est simulé avec RN-A et RN-B ( $SI_{RN-A}$  et  $SI_{RN-B}$ ). Qualitativement, pour les deux modèles de structure complète, le déplacement vertical du bloc relevé au cours de l'impact correspond aux observations expérimentales (Figure 3.8). En particulier, les parties linéaires et non linéaires de l'évolution du déplacement vertical du bloc, correspondant aux phases de pré-tension et réaction de la barrière, sont prédites.

Les évolutions des efforts dans les dissipateurs d'énergie observées numériquement et expérimentalement présentent des tendances variables (Figure 3.9). La réponse numérique montre une forte augmentation de l'effort jusqu'au déclenchement des dissipateurs (entre 20 kN et 25 kN, à 80 ms). Ensuite, une légère augmentation de l'effort est observée jusqu'à la fin de l'impact. Expérimentalement, une variabilité de l'effort de déclenchement et des valeurs globalement plus faibles sont observées. L'évolution de l'effort après activation présente des oscillations avec une valeur moyenne de fonctionnement inférieure à celles obtenues dans les réponses numériques. Les durées d'activation des dissipateurs sont similaires et des allongements plus grands sont observés expérimentalement (Figure 3.10). Ces différences entre les réponses numériques et expérimentales sont similaires à celles observées entre les essais quasi-statiques et dyna-

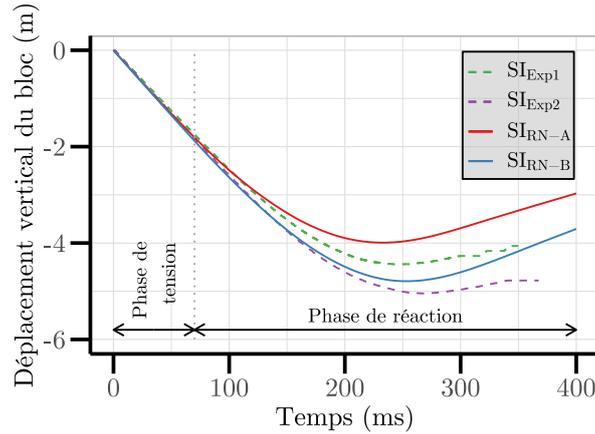


FIGURE 3.8 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'évolution du déplacement vertical du bloc pour un essai d'impact unique sur l'écran C2ROP

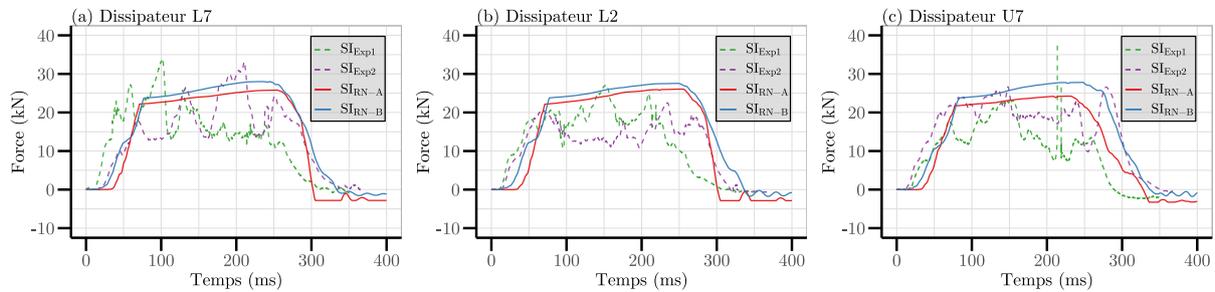


FIGURE 3.9 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'évolution du l'effort dans les dissipateurs d'énergie pour un essai d'impact unique sur l'écran C2ROP : (a) Dissipateur L7, (b) Dissipateur L2, (c) Dissipateur U7

miques sur les dissipateurs d'énergie (Section 2.2.2). La calibration du modèle des dissipateurs d'énergie à partir des essais quasi-statiques explique les différences entre les réponses numériques et expérimentales.

Bien que les réponses expérimentales et numériques des dissipateurs d'énergie diffèrent, l'évolution des efforts dans les haubans supérieurs est prédite numériquement (Figure 3.11). Cela montre la capacité des modèles de structure complète à reproduire la diffusion des efforts dans la structure depuis la zone d'impact jusqu'aux ancrages les plus éloignés du point d'impact (câble  $P_{42}$ ).

Quantitativement, une erreur maximale de 20.8 % ( $SI_{RN-A}$  vs.  $SI_{Exp1}$ ) est mesurée sur le déplacement maximal du bloc (Figure 3.8), ce qui reste acceptable compte tenu de la variabilité observée expérimentalement sur cette valeur (Tableau 3.5).

|                                 | $SI_{Exp1}$ | $SI_{Exp2}$ | $SI_{RN-A}$ | $SI_{RN-B}$ |
|---------------------------------|-------------|-------------|-------------|-------------|
| Déplacement maximal du bloc (m) | -4.44       | -5.05       | -4.00       | -4.79       |
| Erreur vs $SI_{Exp1}$ (%)       | -           | 13.7        | -9.9        | -7.9        |
| Erreur vs $SI_{Exp2}$ (%)       | -12.1       | -           | -20.8       | -5.2        |

TABLEAU 3.5 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant le déplacement maximal du bloc pour un essai d'impact unique sur l'écran C2ROP

Contrairement aux observations expérimentales, les efforts dans les dissipateurs L2 et L7 et les allongements des câbles B et C présentent des comportements symétriques (Figures 3.9 et 3.10). Le chargement des dissipateurs d'énergie s'effectue avec un léger délai (Figure 3.9), potentiellement dû à l'absence de

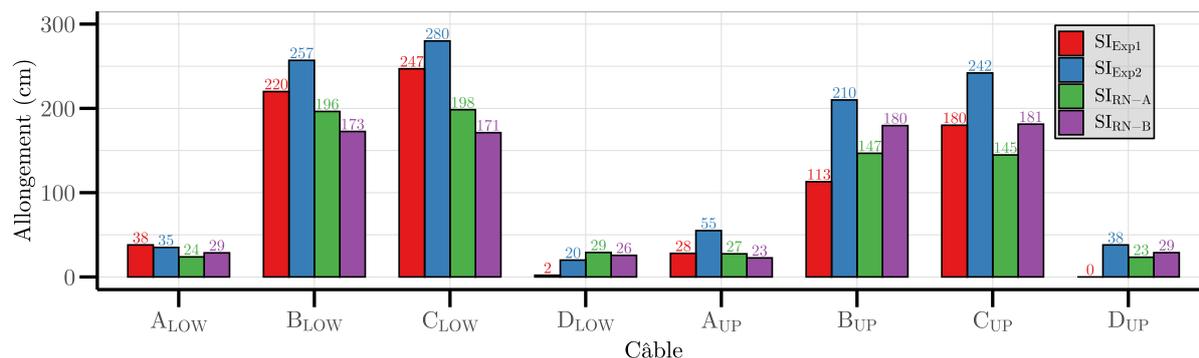


FIGURE 3.10 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l’allongement des câbles mesuré après impact pour un essai d’impact unique sur l’écran C2ROP

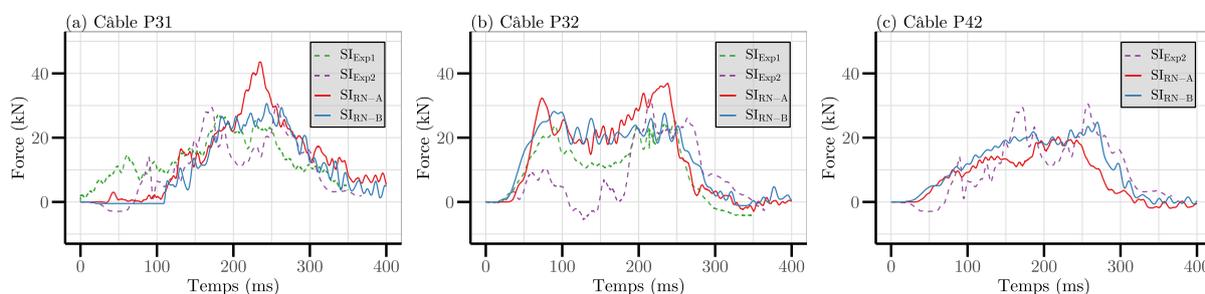


FIGURE 3.11 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l’évolution de l’effort dans les haubans supérieurs pour un essai d’impact unique sur l’écran C2ROP : (a) Câble  $P_{31}$ , (b) Câble  $P_{32}$ , (c) Câble  $P_{42}$

rigidité de flexion dans les modèles de nappe, alors qu’elle est présente en réalité. L’allongement plus important des câbles de rive inférieure par rapport aux câbles de rive supérieure relevé expérimentalement, est uniquement observé avec RN-A (Figure 3.10).

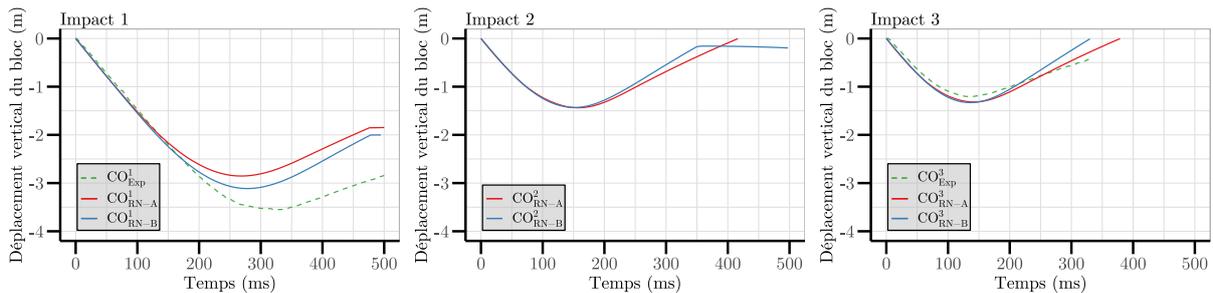
Les résultats de RN-A mettent en évidence des efforts plus importants dans les haubans supérieurs centraux ( $P_{31}$  et  $P_{32}$ ) et plus faibles dans les haubans supérieurs extérieurs ( $P_{42}$ ). Cette différence montre une diffusion des efforts légèrement moins importante qu’expérimentalement (Figure 3.11).

Même si les efforts maximaux ainsi que le déplacement vertical du bloc et les allongements des dissipateurs révèlent des erreurs par rapport aux valeurs expérimentales, les tendances globales des évolutions des efforts dans les dissipateurs et dans les haubans sont correctement prédites. De plus, la diffusion des efforts depuis la zone d’impact jusqu’aux ancrages est respectée.

### 3.2.3.3 Impacts successifs

La simulation de trois impacts successifs est réalisée avec les deux modèles de la structure C2ROP complète :  $CO_{RN-A}^1$ ,  $CO_{RN-A}^2$  et  $CO_{RN-A}^3$  pour RN-A, et  $CO_{RN-B}^1$ ,  $CO_{RN-B}^2$  et  $CO_{RN-B}^3$  pour RN-B.

Qualitativement, les observations expérimentales sont retrouvées avec les deux modèles de structure complète. Les tendances observées lors du premier impact, et similaires à celle de l'impact unique, sont correctement prédites numériquement avec RN-A et RN-B. En effet, les évolutions du déplacement vertical du bloc, des efforts dans les dissipateurs d'énergie et dans les haubans supérieurs, présentent les mêmes allures pour le premier impact de l'essai d'impacts successifs et l'impact unique (Figures 3.12, 3.13 et 3.14). Comme identifiée expérimentalement, la réduction de la durée de la phase de pré-tension pour les impacts suivants est également observée sur les réponses de RN-A et RN-B (Figure 3.12). L'évolution de l'effort dans les dissipateurs d'énergie et dans les haubans supérieurs est également en accord avec les résultats expérimentaux malgré un faible délai de chargement. Enfin, l'augmentation de la rigidité de l'ouvrage avec les impacts est prédite, comme le montrent la diminution de la durée d'impact et l'augmentation des efforts maximaux (Figures 3.13 et 3.14).



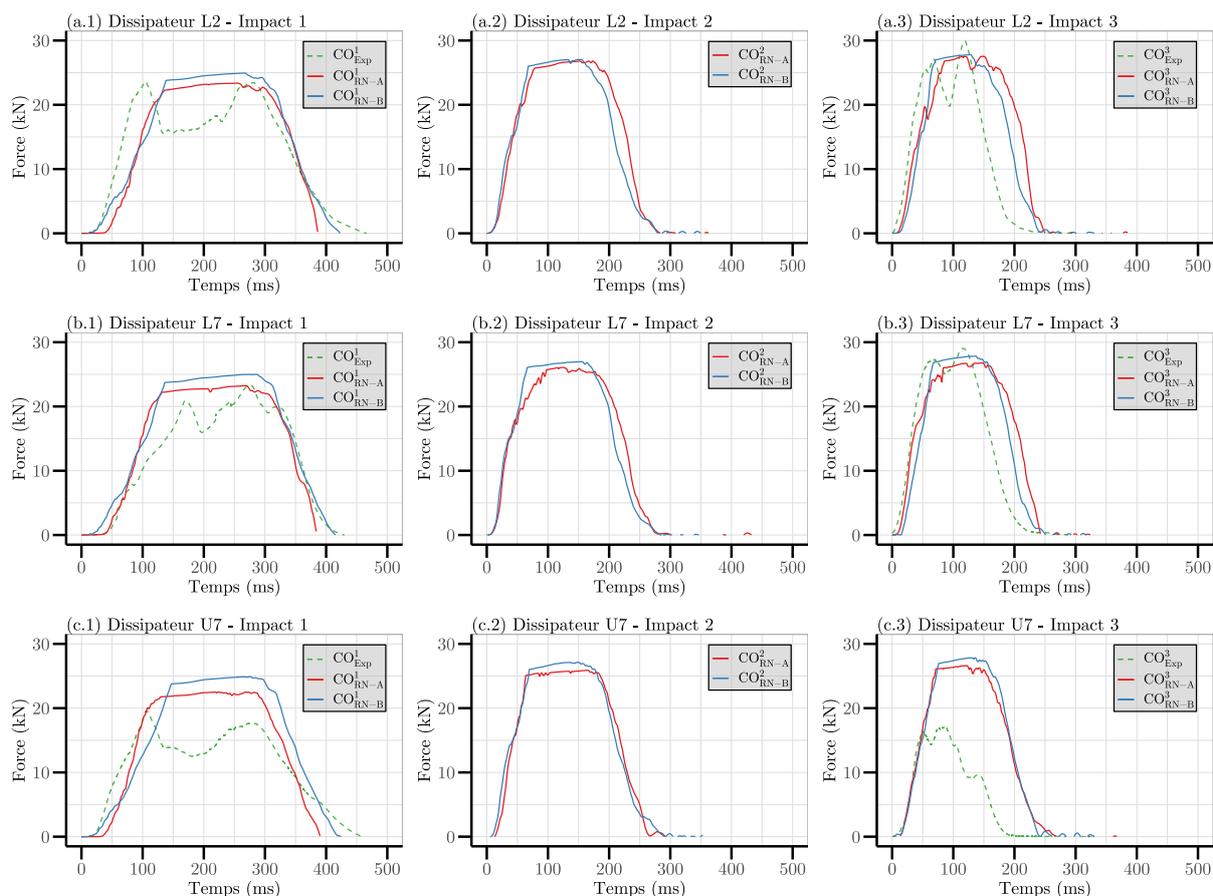
**FIGURE 3.12** – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'évolution du déplacement vertical du bloc pour les trois impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP

Quantitativement, en comparaison avec la mesure expérimentale, un déplacement maximal du bloc plus faible est mesuré pour RN-A et RN-B pour le premier impact (Tableau 3.6). La prédiction pour le troisième impact est cependant très bonne avec les deux modèles complets (Figure 3.12 et Tableau 3.6). La différence significative de durée d'impact observée numériquement entre les impacts  $CO^1$  et  $CO^2$  montre que la réorganisation géométrique de la barrière intervient principalement lors du premier impact.

Comme pour l'essai d'impact unique (Section 3.2.3.2), en raison de l'effort de fonctionnement plus important des dissipateurs d'énergie, un allongement plus faible, par rapport aux mesures expérimentales, est suffisant pour contribuer à la dissipation de l'énergie d'impact (Figure 3.15).

Malgré le faible délai observé pour le chargement des haubans supérieurs, les efforts dans les ancrages sont correctement prédits pour ceux situés proches ou bien au contraire éloignés de la zone d'impact. C'est un point important en termes de dimensionnement (Tableau 3.7 et Figure 3.14).

Enfin, les deux modèles de structure complète reproduisent la diffusion des efforts dans l'ouvrage pour les trois impacts de l'essai d'impacts successifs. Une meilleure prédiction des résultats est observée pour l'impact  $CO^3$ , en raison de la réduction de la phase de pré-tension, plus difficile à prédire en raison des grands déplacements observés.



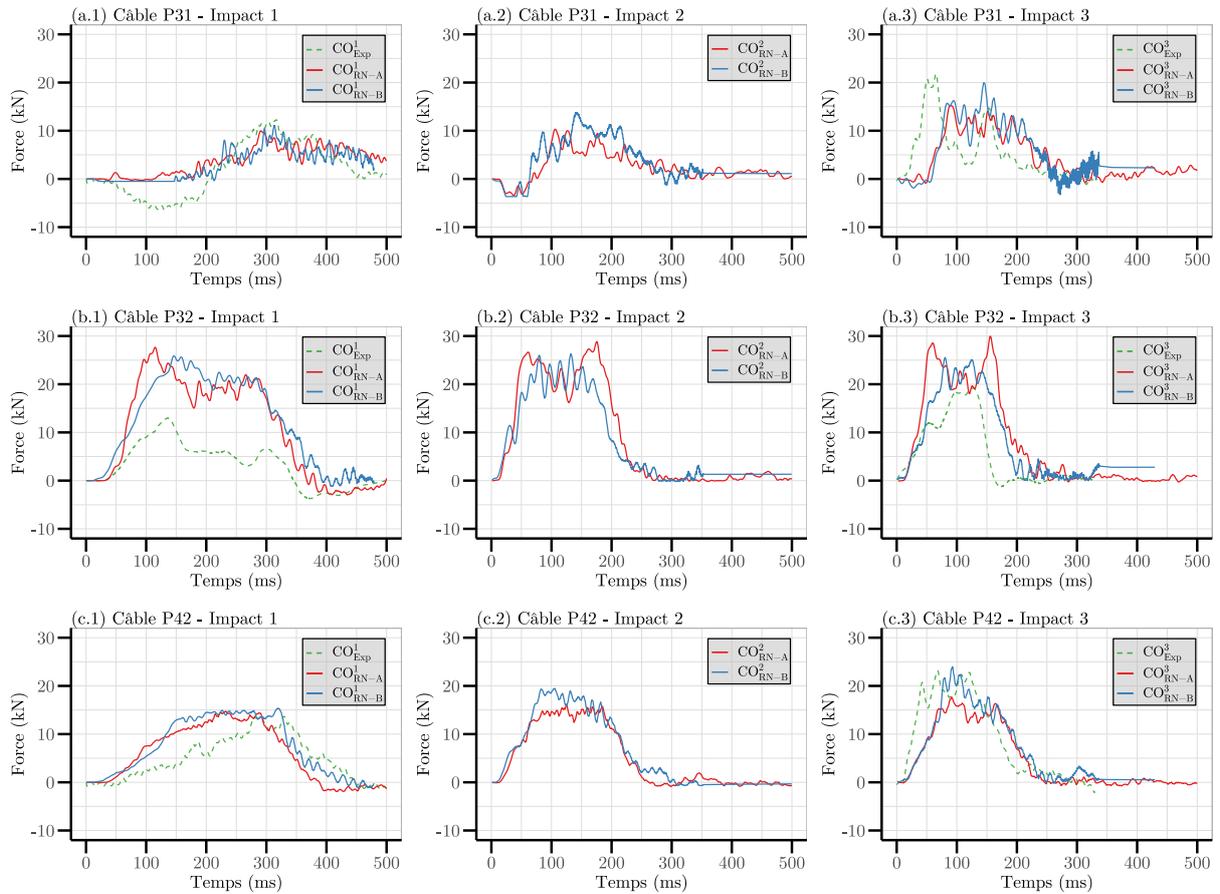
**FIGURE 3.13** – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'évolution de l'effort dans les dissipateurs d'énergie pour les trois impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP : (a) Dissipateur L7, (b) Dissipateur L2, (c) Dissipateur U7

|        | Déplacement maximal (m) |      |      | Temps d'arrêt (ms) |      |      |
|--------|-------------------------|------|------|--------------------|------|------|
|        | Exp                     | RN-A | RN-B | Exp                | RN-A | RN-B |
| $CO^1$ | 3.56                    | 2.85 | 3.11 | 325                | 269  | 278  |
| $CO^2$ | -                       | 1.44 | 1.43 | 166                | 158  | 152  |
| $CO^3$ | 1.20                    | 1.32 | 1.33 | 130                | 141  | 136  |

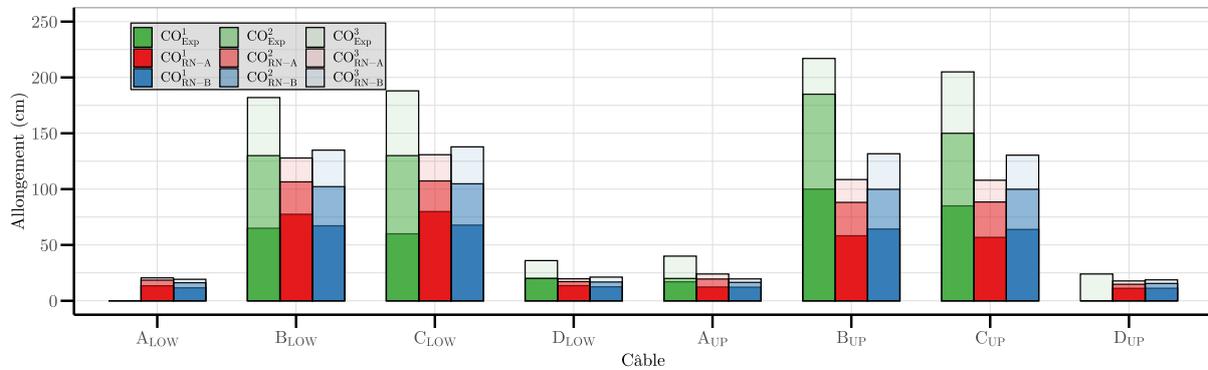
**TABEAU 3.6** – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant le déplacement maximal du bloc et du temps d'arrêt du bloc pour les trois impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP

|        | Effort maximal $P_{31}$ (kN) |      |      | Effort maximal $P_{32}$ (kN) |      |      | Effort maximal $P_{42}$ (kN) |      |      |
|--------|------------------------------|------|------|------------------------------|------|------|------------------------------|------|------|
|        | Exp                          | RN-A | RN-B | Exp                          | RN-A | RN-B | Exp                          | RN-A | RN-B |
| $CO^1$ | 12                           | 10   | 12   | 13                           | 28   | 26   | 13                           | 16   | 15   |
| $CO^2$ | -                            | 11   | 15   | -                            | 30   | 27   | -                            | 17   | 20   |
| $CO^3$ | 22                           | 15   | 20   | 19                           | 31   | 26   | 23                           | 18   | 25   |

**TABEAU 3.7** – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant des efforts maximaux relevés dans les ancrages supérieurs pour les trois impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP



**FIGURE 3.14** – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'évolution de l'effort dans les haubans supérieurs pour les trois impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP : (a) Câble  $P_{31}$ , (b) Câble  $P_{32}$ , (c) Câble  $P_{42}$



**FIGURE 3.15** – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'allongement des câbles mesuré après impact pour les trois impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran C2ROP

### 3.2.4 Capacité prédictive des modèles

L'écran C2ROP a été testé dans deux conditions d'impact différentes. L'impact unique, à forte énergie, permet d'étudier la réponse de la barrière sous une forte sollicitation. Pour les impacts successifs, la structure est impactée successivement trois fois avec une énergie d'impact plus faible. La répétition des impacts permet d'étudier la réponse des composants lorsqu'ils sont sollicités par des chargements et déchargements successifs.

Les résultats expérimentaux ont montré que le comportement de la structure dépend de sa géométrie, et de ses principaux composants : la nappe, les dissipateurs d'énergie, et la connexion entre la nappe et les câbles de rive. Dans les deux modèles de structure complète, une attention particulière a été portée à la modélisation de ces éléments. Pour RN-A, des modèles de composant élémentaire issus de la littérature ont été utilisés. Le modèle de nappe est adapté de Nicot et al. (2001a) et le modèle de connexion entre la nappe et les câbles est réalisé à l'aide de manilles rigides telles qu'utilisées par Albaba et al. (2017). Pour RN-B, le modèle d'anneaux à quatre nœuds de Coulibaly et al. (2017) est utilisé pour la nappe, et le modèle de nœuds glissants de Coulibaly et al. (2018) pour la connexion entre la nappe et les câbles de rive.

Les résultats des simulations d'impact unique et d'impacts successifs permettent de valider les deux modèles de l'écran C2ROP. En effet, l'évolution du déplacement vertical du bloc, des efforts dans les dissipateurs d'énergie, et des efforts dans les haubans sont prédits avec une précision très acceptable, compte tenu de la variabilité observée expérimentalement dans la réponse de la structure (Section 3.2.3).

Dans le cas de l'écran C2ROP, la nappe à anneaux présente un comportement isotrope, moins complexe par rapport à d'autres structures d'interception existantes dans le domaine. Une modélisation simple de cette dernière retranscrivant la diffusion des efforts permet d'obtenir de bonnes prédictions. Afin de déterminer dans quelle mesure ce type de représentation simple de la nappe est applicable pour des nappes ayant un fonctionnement plus complexe, un impact sur l'écran ELITE®, équipé d'une nappe ELITE® au comportement orthotrope et fortement influencé par le glissement des câbles, est modélisé dans la section suivante.

## 3.3 Écran souple ELITE®

Dans cette section, un essai d'impact unique sur l'écran ELITE®, présenté en section 2.3.1, est modélisé. La méthode de modélisation de la structure complète par assemblage des modèles de composant élémentaire ayant précédemment montré son efficacité (Section 3.2; Dugelas et al. (2019); Coulibaly et al. (2019)), est également employée lors de cette étude.

### 3.3.1 Modèles des composants élémentaires

#### *Nappe ELITE®*

La nappe ELITE® est représentée par des particules situées aux points de contact entre les câbles. Cette représentation est similaire à celle utilisée par Bertrand et al. (2012). Cependant, dans le modèle de nappe présenté ici, tous les points de contact sont rigides, contrairement à la représentation de Bertrand

et al. (2012) réalisée pour une nappe ELITE<sup>®</sup> à agrafes fusibles. Deux types d'interaction à distance sont mis en place pour représenter le comportement des portions de câble entre ces particules. Les portions de câble entre deux agrafes rigides, présentant deux courbures, sont associées à une interaction dite à « double courbure ». Toutes les autres portions de câbles de la nappe, présentant une seule courbure, sont associées à une interaction dite à « simple courbure » (Figure 3.16).

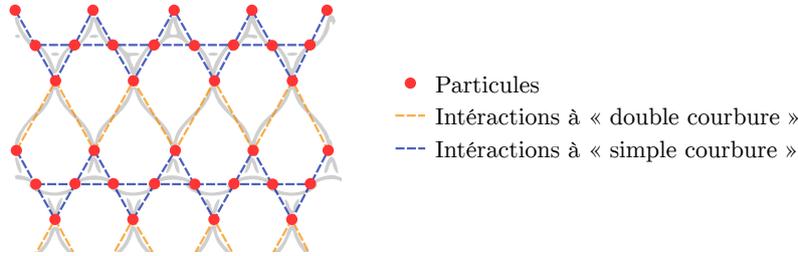


FIGURE 3.16 – Modèle de nappe ELITE<sup>®</sup> à deux types d'interactions

Deux lois de comportement, chacun caractérisé par un modèle bi-linéaire, sont utilisées pour modéliser les interactions à simple courbure et les interactions à double courbure. La phase de mise en tension, pendant laquelle le câble passe d'une géométrie courbée à une géométrie quasi rectiligne, est caractérisée par de forts déplacements et une faible augmentation de l'effort de tension. Cette phase est modélisée avec un module  $E_1$ , jusqu'à atteindre une contrainte limite  $\sigma_1$ , définie par  $\sigma_1 = E_1 * \epsilon_1$ . La seconde phase de chargement est caractérisée par une forte augmentation de l'effort pour de faibles déplacements. Cette phase est modélisée par un module  $E_f$ , entre la contrainte  $\sigma_1$  et contrainte de rupture  $\sigma_f$ . Ainsi, la loi de comportement bi-linéaire modélisant les interactions (Figure 3.17) permet de calculer une contrainte de traction  $\sigma_i$  en fonction d'une déformation  $\epsilon_i$  par :

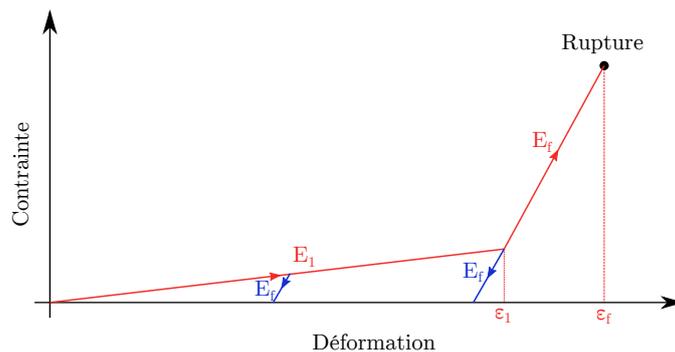
$$\begin{cases} \sigma_i = E_1 * \epsilon_i & \text{si } \epsilon_i \leq \epsilon_1 \\ \sigma_i = E_1 * \epsilon_1 + E_f * (\epsilon_i - \epsilon_1) & \text{si } \epsilon_i > \epsilon_1 \\ \sigma_i = 0 & \text{si } \epsilon_i > \epsilon_f \end{cases} \quad (3.2)$$

Le comportement au déchargement du modèle de nappe est défini par un module unique, égal à  $E_f$  (Figure 3.17). Deux types d'interaction sont définis, chacun décrit par 4 paramètres  $(E_1, \epsilon_1, E_f, \epsilon_f)$ . Ainsi, 8 paramètres sont utilisés pour caractériser le modèle de nappe.

### Câbles

Le modèle des câbles est identique à celui utilisé pour le modèle des câbles de RN-A de l'écran C2ROP (Section 3.2.1). Un câble est représenté par une succession d'éléments cylindriques, de diamètre équivalent à celui du câble, reliés entre eux par des sphères. L'articulation entre les deux éléments cylindriques ne présente pas de rigidité de flexion.

Le nombre d'éléments cylindriques utilisés pour représenter un câble dépend de sa situation dans l'ouvrage et du nombre d'éléments (manille, bloc) susceptibles d'entrer en contact avec lui. En effet, si un câble est en contact avec peu d'éléments, et n'est pas sujet à de forts déplacements, une discrétisation très faible n'apportera pas d'amélioration significative des résultats, mais augmentera le nombre total de



**FIGURE 3.17** – Modèle de comportement bi-linéaire utilisé pour caractériser les interactions du modèle de nappe ELITE®

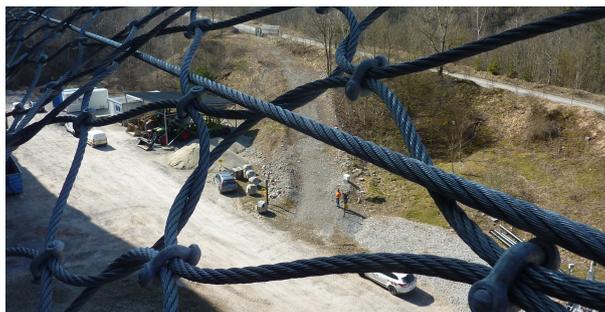
particules dans la simulation, et donc, sa durée d'exécution. Par exemple, un câble de rive inférieure, lié à la nappe par l'intermédiaire de manilles, et fortement sollicité en flexion, présentera une discrétisation plus dense qu'un hauban supérieur uniquement sollicité en traction à ses extrémités (Tableau 3.8). La résolution de discrétisation utilisée pour chaque câble de la structure est indiquée dans le tableau 3.8.

| Câble                | Diamètre (mm) | Discrétisation (cylindres/m) |
|----------------------|---------------|------------------------------|
| Hauban supérieur     | 24            | 0.5                          |
| Hauban inférieur     | 16            | 0.5                          |
| Hauban latéral       | 24            | 0.5                          |
| Rive supérieure      | 32            | 2                            |
| Rive inférieure      | 24            | 10                           |
| Rive latérale        | 24            | 10                           |
| Pied de poteau amont | 26            | 2.5                          |
| Pied de poteau aval  | 20            | 1                            |
| Lisse horizontale    | 20            | 10                           |

**TABLEAU 3.8** – Niveau de discrétisation pour les modèles des câbles

### *Connexion câble-nappe*

La liaison réelle entre les câbles porteurs (câbles de rive ou câbles de lisse) et la nappe est faite par tressage des câbles dans les mailles du filet (Figure 3.18). Comme pour RN-A de l'écran C2ROP (Figure 3.3), des manilles entourant le câble porteur et modélisées par 4 cylindres indéformables rigidement liés aux particules extérieures à la nappe sont utilisées (Albaba et al., 2017).



**FIGURE 3.18** – Tressage des câbles de lisse

### *Poteaux*

Les poteaux sont modélisés par une succession de 8 poutres cylindriques déformables, auxquels une loi de comportement élastique linéaire de modèle d'Young  $E_{post}$ . Les cylindres ont une section pleine d'un diamètre de 273 mm.

### *Dissipateurs d'énergie*

Deux particules liées par une interaction à distance sont utilisées pour représenter les dissipateurs d'énergie. Comme pour le modèle de l'écran C2ROP (Section 3.2.1), le comportement de cette interaction est caractérisé par une loi élastoplastique bi-linéaire à trois paramètres : l'effort de déclenchement  $F_y$ , et les deux modules  $K_1$  et  $K_2$ . Le comportement est décrit de manière élastique jusqu'à l'atteinte de l'effort de déclenchement  $F_y$ . Au-delà, les déformations sont plastiques avec un module de déchargement égal à  $K_1$ .

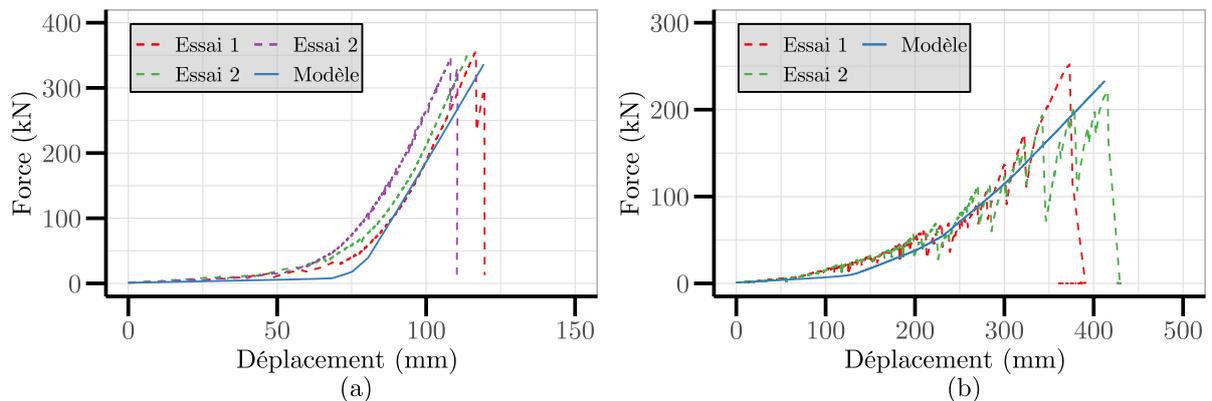
### *Ancrages et bloc*

La représentation numérique des ancrages et du bloc est identique à celle utilisée pour le modèle de l'écran C2ROP avec des points fixes pour les ancrages et un corps rigide pour le bloc (Section 3.2.1).

## 3.3.2 Calibration des paramètres

### *Nappe ELITE®*

Le modèle de nappe a été calibré à partir des résultats des essais de traction quasi-statiques réalisés sur la nappe (Section 2.3.2.1). Plus particulièrement, l'essai sur une rangée de mailles a été utilisé pour déterminer les valeurs des 4 paramètres de l'interaction à double courbure. L'essai sur deux rangées de mailles a été utilisé pour déterminer les valeurs des 4 paramètres de l'interaction à simple courbure.



**FIGURE 3.19** – Comparaison expérimentale et numérique de l'évolution de l'effort de traction en fonction du déplacement : (a) Essai sur une maille, (b) Essai de traction sur deux rangées de mailles

L'essai de traction sur une rangée a été simulé et les paramètres de l'interaction à double courbure ( $E_1^2$ ,  $E_f^2$ ,  $\epsilon_1^2$  et  $\epsilon_f^2$ ) ont été calibrés (Tableau 3.9) pour minimiser l'erreur entre la réponse expérimentale et la réponse numérique de l'évolution de l'effort de traction en fonction du déplacement (Figure 3.19.a).

| Paramètre    | Simple Courbe | Double Courbe |
|--------------|---------------|---------------|
| $E_1$ (Pa)   | 200e6         | 150e6         |
| $\epsilon_1$ | 0.3           | 0.08          |
| $E_f$ (Pa)   | 400e6         | 500e7         |
| $\epsilon_f$ | 0.7           | 0.18          |

TABLEAU 3.9 – Paramétrage du modèle de la nappe ELITE®

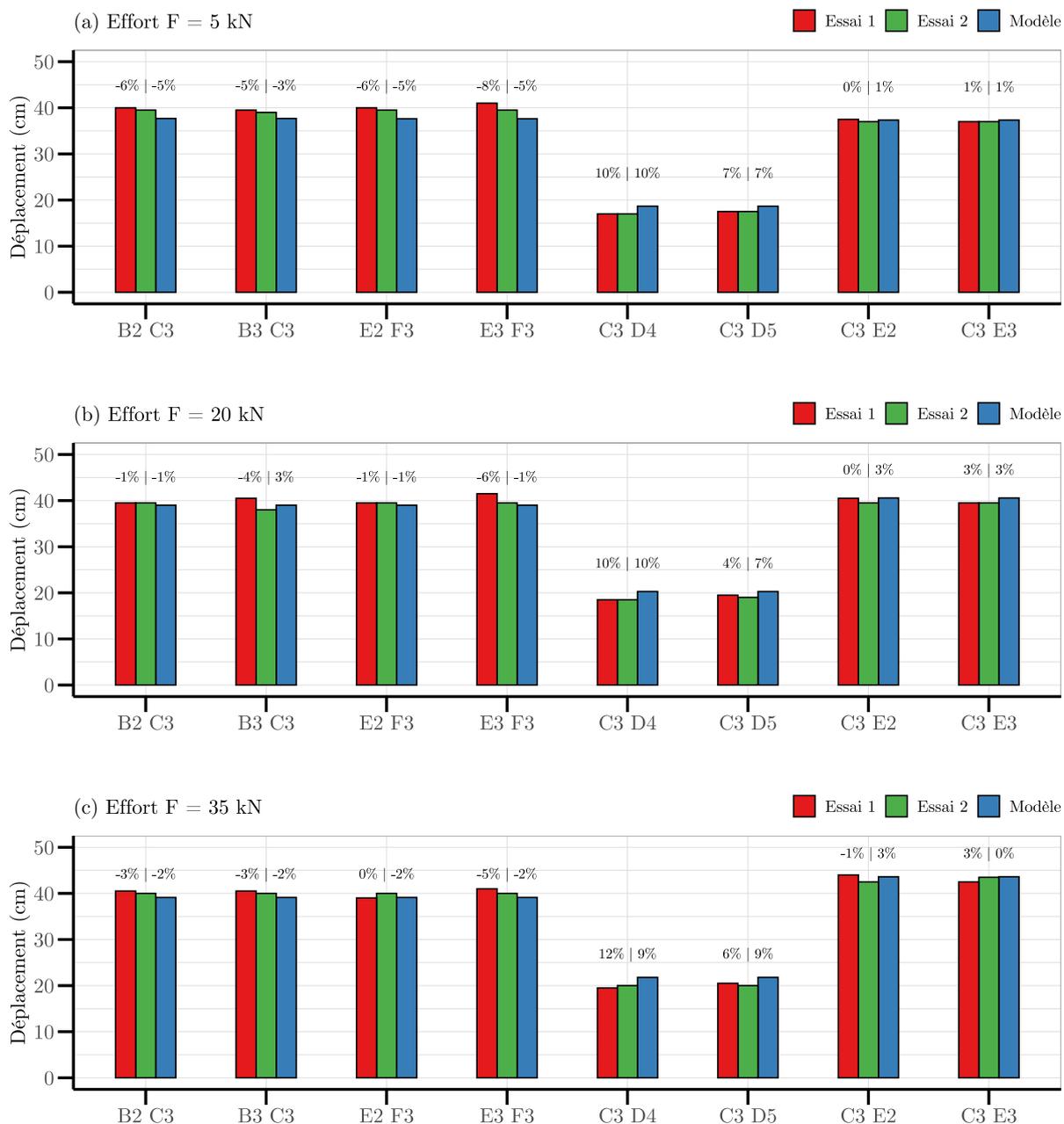


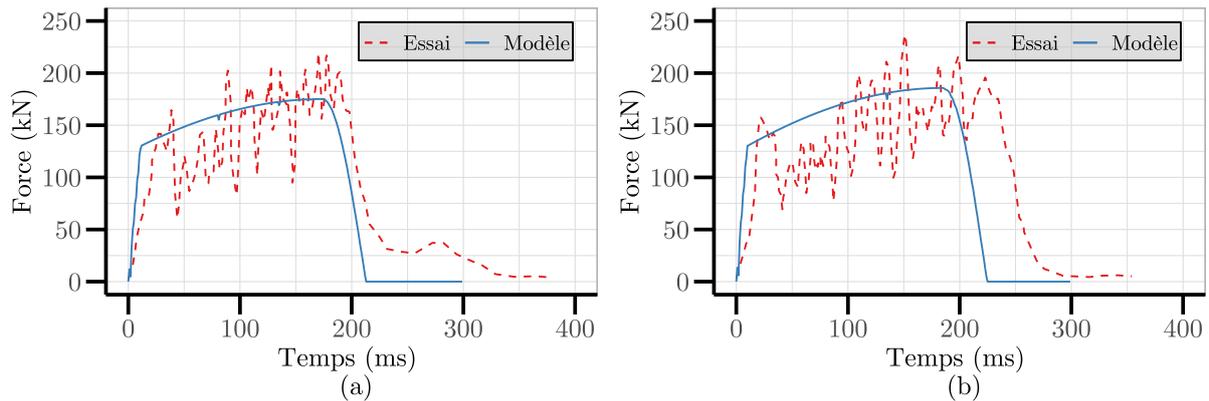
FIGURE 3.20 – Comparaison expérimentale et numérique du déplacement des noeuds sur l’essai de traction sur deux rangées pour différents efforts : (a) F = 5 kN, (b) F = 20 kN et (c) F = 35 kN. Les valeurs indiquées en pourcentages indiquent l’erreur entre la valeur numérique et les essais expérimentaux 1 (valeur de gauche) et 2 (valeur de droite)

Le paramétrage du modèle de nappe est complété par la caractérisation des paramètres de l'interaction à simple courbure ( $E_1^1$ ,  $E_f^1$ ,  $\epsilon_1^1$  et  $\epsilon_f^1$ ) à l'aide de l'essai de traction quasi-statique sur deux rangées. Les paramètres ont été calibrés (Tableau 3.9) pour minimiser l'erreur entre la réponse expérimentale et la réponse numérique de l'effort de traction en fonction du déplacement (Figure 3.19.b).

En outre, lors de l'essai de traction sur deux rangées, les déplacements des nœuds centraux ont été mesurés pour des valeurs d'effort de  $F = 5$  kN,  $F = 20$  kN et  $F = 35$  kN. La comparaison entre les valeurs numériques et expérimentales de ces déplacements (Figure 3.20) montre une bonne prédiction obtenue à l'aide du modèle de nappe avec une erreur moyenne de 5 % pour l'ensemble des déplacements.

### Dissipateur d'énergie

Le modèle des dissipateurs d'énergie a été calibré à partir des essais expérimentaux dynamiques présentés en section 2.3.2.2. Deux énergies d'impact ont été testées et les valeurs des paramètres du modèle ont été ajustées pour minimiser l'erreur entre la réponse expérimentale et la réponse numérique de l'évolution de l'effort relevé dans le dissipateur pendant l'impact. Les valeurs  $F_{th} = 130$  kN,  $K_1 = 60$  MPa et  $K_2 = 2$  MPa ont été retenues, correspondant aux résultats présentés dans la figure 3.21.



**FIGURE 3.21** – Comparaison expérimentale et numérique de l'évolution de l'effort relevé dans le dissipateur d'énergie en cours des essais dynamiques : (a) Énergie d'impact 173 kJ, (b) Énergie d'impact 220 kJ

### Poteaux

Les poteaux sont modélisés par des cylindres pleins d'un diamètre de 273 mm, malgré une section réelle tubulaire creuse de diamètre extérieur 273 mm, et de diamètre intérieur 257 mm. Un ajustement des propriétés mécaniques est réalisé pour conserver un comportement en flexion identique entre le poteau réel et son modèle. Pour cela, la valeur du module d'Young  $E_{Post}^{Mod}$ , utilisée pour le modèle du poteau, a été ajustée afin de conserver le produit entre le module d'Young ( $E$ ) et le moment quadratique de la section ( $I$ ) identique entre le poteau réel et le modèle numérique, soit :

$$E_{Post}^{Mod} = E_{Post} * \frac{I_{Post}}{I_{Post}^{Mod}} \quad (3.3)$$

Dans cette équation,  $E_{Post} = 210$  GPa est le module d'Young de l'acier,  $I_{Post} = 5.85 * 10^3$  cm<sup>4</sup> est le moment quadratique de la section réelle du poteau (tube creux), et  $I_{Post}^{Mod} = 27.27 * 10^3$  cm<sup>4</sup> le moment

quadratique de la section modélisée du poteau (cylindre plein). Avec ces valeurs, un module d'Young  $E_{Post}^{Mod} = 45 \text{ GPa}$  est obtenu pour le modèle du poteau. Enfin, le poids total d'un poteau est de 459 kg, soit une masse linéique de 55.3 kg/ml.

### Câbles

Les valeurs des paramètres des câbles, calibrées à partir des caractéristiques mécaniques issues de la littérature et des documents techniques transmis par le fournisseur (Feyrer, 2015), sont détaillées dans le tableau 3.10. Un module d'Young  $E_{cable} = 100 \text{ GPa}$  est utilisé pour tous les câbles et un coefficient de frottement de 0.18 (Albaba et al., 2017) est utilisé décrire pour le contact glissant entre les manilles et les câbles.

| Diamètre (mm)         | 16    | 18    | 20    | 22    | 24    | 26    | 28    | 32    |
|-----------------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| Effort à rupture (kN) | 168   | 207   | 265   | 307   | 363   | 426   | 494   | 645   |
| Masse linéique (kg/m) | 0.974 | 1.233 | 1.522 | 2.024 | 2.409 | 2.827 | 3.279 | 4.140 |

TABLEAU 3.10 – Propriétés mécaniques des câbles

### 3.3.3 Modélisation de l'ouvrage

Les modèles de composant élémentaire présentés dans les sections précédentes ont été assemblés pour construire le modèle complet de l'écran ELITE<sup>®</sup>, suivant la géométrie définie dans la section 2.3.1. Les ajustements effectués lors de l'installation de la barrière et les légères variations dans la position du point d'impact lors de l'essai d'impact ne sont pas pris en compte.

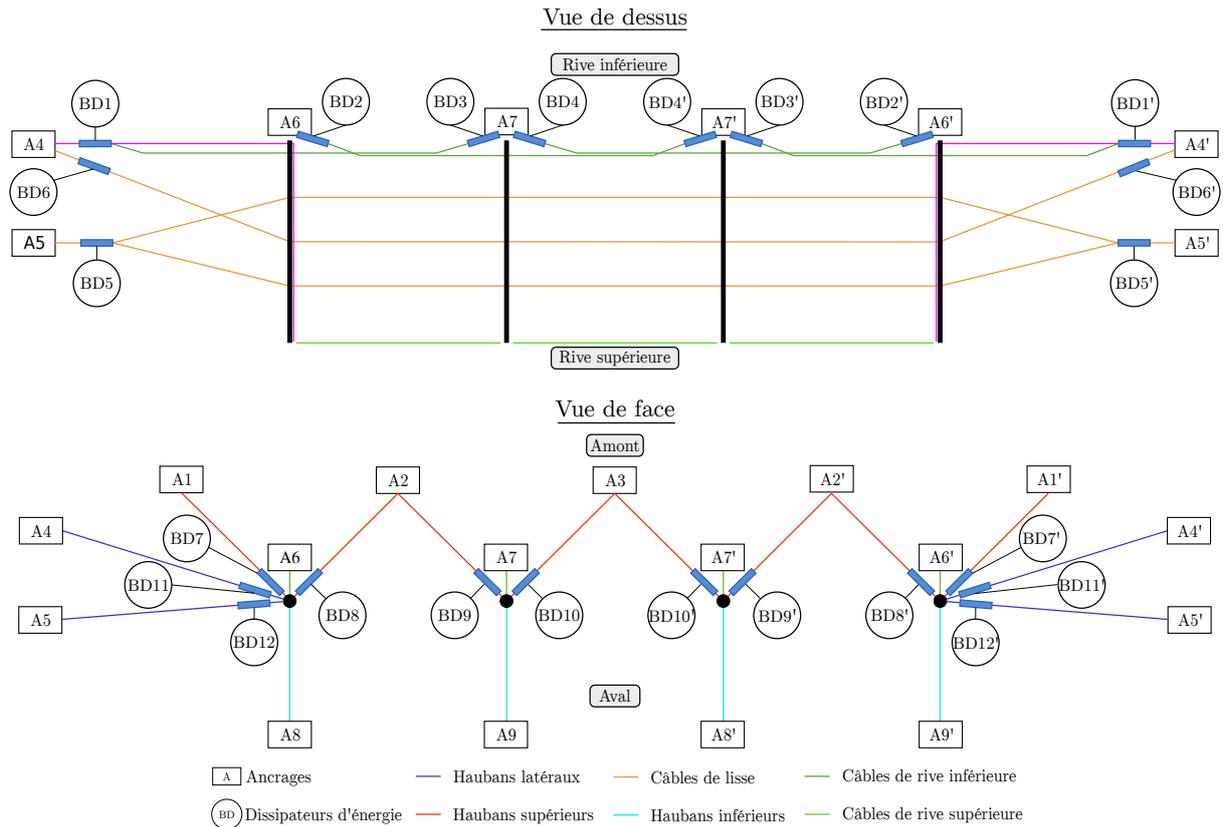
#### 3.3.3.1 Impact unique

Un essai d'impact unique a été simulé dans le but de valider la prédiction du modèle complet de l'écran ELITE<sup>®</sup>. La simulation de l'essai d'impact unique consiste à réaliser un impact centré avec une énergie de 5 000 kJ, correspondant à un bloc de 12 390 kg, impactant à une vitesse de 28.41 m/s. Avant l'impact, la barrière est libre, sans autre sollicitation que son poids propre, afin d'assurer l'équilibre gravitaire de l'ouvrage, notamment de la nappe. Le temps de simulation de l'impact unique est d'une seconde dès que le bloc entre en contact avec la nappe.

Les 3 secondes simulées nécessitent un temps de calcul de 2682 s (44 min) avec un processeur Intel Core i7-6820HQ 2.70 GHz, correspondant à un facteur temporel (temps de simulation / temps simulé) de 894. Le pas de temps utilisé est  $\tau = 10^{-5} \text{ s}$ .

Les variables d'intérêt pour la certification européenne (EOTA, 2018), ainsi que celles nécessaires pour la conception des ouvrages sont enregistrées durant l'impact. Ces variables sont le déplacement du bloc et les efforts dans les ancrages A2' et A5' (Figure 3.22). L'allongement maximal des dissipateurs d'énergie est enregistré en fin d'essai.

Les résultats obtenus avec le modèle complet de l'écran ELITE<sup>®</sup> ne sont pas en accord avec les observations expérimentales. En effet, le bloc n'est pas arrêté par la barrière, comme le montre l'évolution linéaire de son déplacement en fonction du temps, pour toute la durée de l'essai (Figure 3.23).

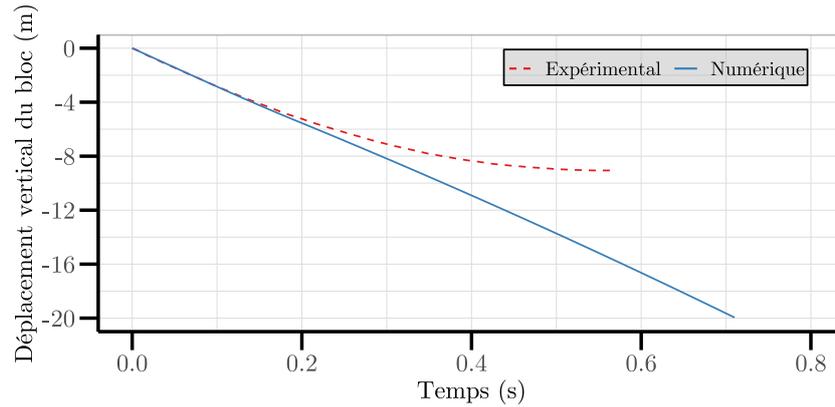


**FIGURE 3.22** – Identification des composants de l'écran ELITE<sup>®</sup>

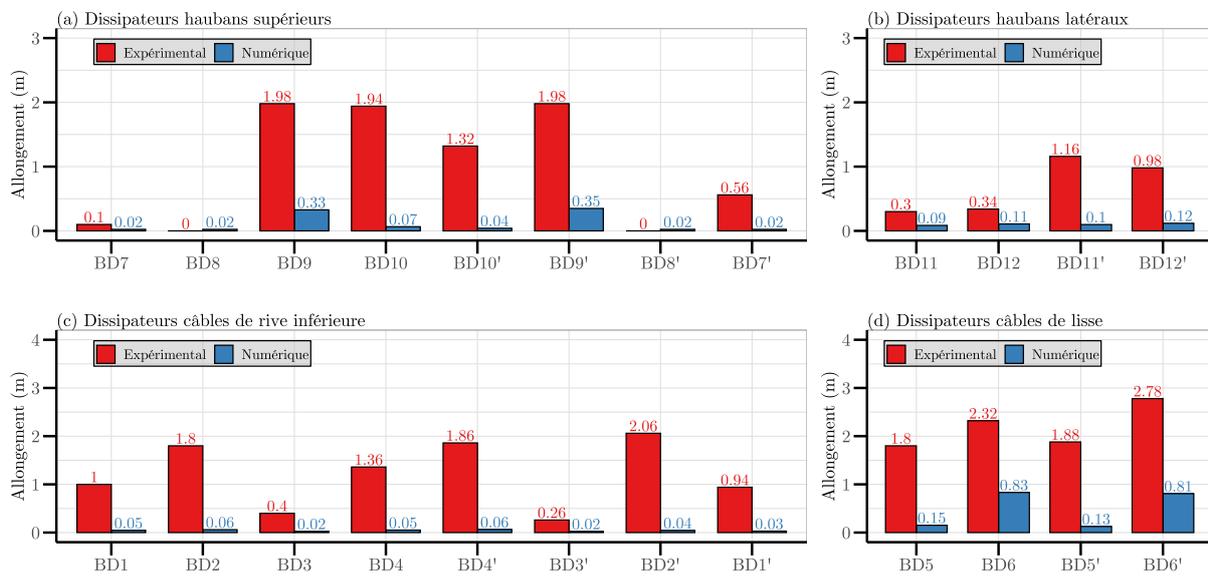
L'allongement des dissipateurs d'énergie en fin d'essai (Figure 3.24) montre que seulement ceux proches du point d'impact (BD9 et BD9') et ceux connectés aux câbles de lisse directement impactés (BD5, BD5', BD6 et BD6') ont des allongements notables. Les valeurs des allongements des dissipateurs très faibles, majoritairement inférieures à 10 cm, indiquent que la rupture intervient en début d'impact, alors que peu de dissipateurs sont entrés en fonctionnement. Ces observations conduisent à l'hypothèse que la rupture résulte d'une mauvaise diffusion des efforts dans la nappe. En effet, la faible propagation des efforts dans la nappe conduit à une forte sollicitation de la nappe au niveau des liaisons entre les particules situées entre la rive inférieure et la rive supérieure. Cela provoque leur rupture avant que les dissipateurs n'entrent en fonctionnement.

La mauvaise diffusion des efforts dans la nappe est une conséquence directe de la représentation simple de la nappe, sans intégration du glissement entre les câbles la constituant. En effet, sans glissement des câbles, les efforts transversaux (dans le sens de la hauteur de la barrière), résultant du contact entre le bloc et la nappe, ne sont pas redirigés latéralement, et se concentrent sur les interactions à distance du modèle de nappe représentatives des segments de câble à simple courbure, provoquant leur rupture dès le début de l'impact, proche du point d'impact. Ce phénomène est observé dans la figure 3.25, montrant la répartition qualitative des efforts dans la nappe autour du bloc avant la rupture. Les interactions à distance transversales sont les plus sollicitées (en rouge foncé) alors que la nappe n'est pas sollicitée latéralement.

La simulation de l'impact unique sur l'écran ELITE<sup>®</sup>, intégrant un modèle de nappe simple, à deux types d'interactions, et sans glissement, ne permet donc pas de reproduire le comportement réel de la



**FIGURE 3.23** – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'évolution du déplacement vertical du bloc pour un essai d'impact unique sur l'écran ELITE<sup>®</sup>



**FIGURE 3.24** – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'allongement des dissipateurs d'énergie mesuré après impact pour un essai d'impact unique sur l'écran ELITE<sup>®</sup>

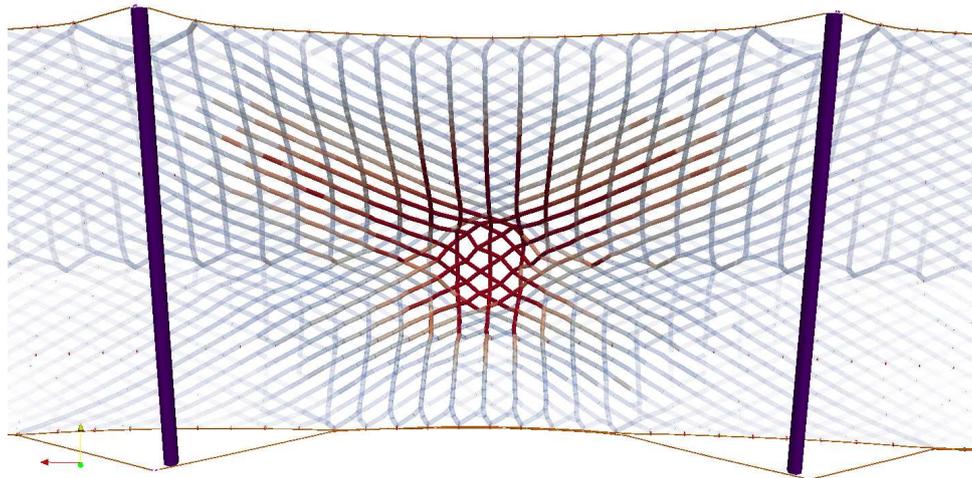
structure. En effet, une rupture de la nappe intervient au début de l'essai d'impact, due à l'hypothèse d'une représentation simplifiée et sans glissement retenue pour la conception du modèle de nappe.

Une amélioration de ce modèle de nappe est nécessaire pour intégrer les glissements, afin de retranscrire de manière plus satisfaisante son comportement. De tels développements sont l'objet du chapitre 4.

### 3.4 Conclusions

Les écrans souples de protection sont des structures difficiles à modéliser en raison de l'arrangement complexe des câbles et des grandes déformations pouvant se développer. De plus, la modélisation de la nappe, des dissipateurs d'énergie, et de la connexion entre la nappe et les câbles porteurs nécessite une attention particulière. En effet, ces éléments ont des comportements spécifiques influençant directement la réponse sous impact de la barrière.

La nappe à anneaux présente, par exemple, un comportement complexe, dû à ses régimes de flexion



**FIGURE 3.25** – Représentation qualitative des efforts dans les interactions à distance du modèle de nappe les plus sollicitées (en rouge foncé) avant la rupture pour un essai d'impact unique sur la barrière ELITE®

et de traction (Nicot et al., 2001b; Escallón et al., 2014), et la nappe ELITE® présente un comportement orthotrope associé au glissement de câbles entre les mailles de la nappe (Section 2.3.2.1). Les dissipateurs d'énergie ont une réponse dépendante des conditions d'impact (Castanon-Jano et al., 2017). Enfin, le tressage entre la nappe et les câbles de rive, à l'origine de « l'effet rideau » de la nappe, influe sur la rigidité de la réponse de l'ouvrage (Coulibaly et al., 2019). Ces éléments mènent à des modèles de structure complète complexes à concevoir, et à une réponse de l'ouvrage difficile à prédire.

Les prédictions obtenues avec les deux modèles de la structure complète réalisés pour l'écran C2ROP sont en accord avec les résultats expérimentaux (Section 3.2). Cela montre que la DEM est une approche adaptée pour ce type de modélisation, et permet d'intégrer des lois de comportement complexes pour les composants élémentaires de la structure. Les résultats quantitatifs montrent quelques divergences par rapport aux résultats expérimentaux, mais restent acceptables étant donnée de la variabilité de la réponse sous impact des ouvrages souples (Dugelas et al., 2019).

Les résultats des simulations d'impacts réalisées avec le modèle complet de l'écran ELITE® permettent d'identifier les limites d'utilisation de la DEM, et de l'utilisation d'hypothèses simplifiées pour le modèle de nappe (Section 3.3.3). Dans le cas spécifique de la nappe ELITE®, la non représentation des glissements entre les câbles et de l'orthotropie de la nappe, provoque une rupture dès le début de l'impact, et une mauvaise prédiction du comportement de la barrière.

Les différentes qualités de prédiction obtenues pour les simulations d'essais d'impacts sur l'écran C2ROP et sur l'écran ELITE®, montrent l'importance des hypothèses retenues pour la conception de la modélisation de la nappe. Même si cette modélisation peut être simplifiée par rapport à la géométrie réelle de la nappe, elles doivent reproduire le schéma de propagation des efforts observé expérimentalement. C'est le cas pour la nappe à anneaux, pour laquelle les modèles utilisés dans RN-A et RN-B reproduisent la diffusion isotrope des efforts (Section 3.2.1). Par contre, le modèle de la nappe ELITE® (Section 3.3.1) n'intègre pas les glissements observés expérimentalement, cela conduit à une mauvaise prédiction de la diffusion orthotrope des efforts dans la nappe, et à sa rupture. L'amélioration de ce modèle de nappe sera

l'objet du chapitre 4.

Les modèles complets de l'écran C2ROP et de l'écran ELITE<sup>®</sup>, présentés dans ce chapitre, ont été réalisés par assemblage des modèles de composant élémentaire calibrés à l'aide d'essais expérimentaux simples à mettre en œuvre. Les résultats des prédictions sont acceptables, et obtenus avec des temps d'exécution adaptés pour une utilisation en ingénierie. L'utilisation de ces modèles d'ouvrage, tels que présentés dans ce chapitre, peut alors être envisagée dans le cadre de la conception de nouveaux ouvrages pour obtenir un premier aperçu de la réponse de structures prototypes, ou améliorer les ouvrages existants. Cependant, la précision des prédictions obtenues avec ces modèles, et la variabilité de la réponse expérimentale des écrans souples doivent être prises en compte lors de l'exploitation des résultats.

Pour créer un nouvel ouvrage, la réalisation d'études paramétriques poussées avec les modèles de la structure complète est nécessaire afin de tester de nombreuses configurations de la structure. Cependant, même si le temps d'exécution de ces modèles est acceptable pour une seule simulation d'impact, la durée nécessaire pour la réalisation d'études paramétriques nécessitant plusieurs centaines de simulations n'est pas envisageable dans un contexte industriel. En effet, la DEM implique l'utilisation de pas de temps suffisamment faibles, menant à des temps de calcul élevés, particulièrement pour les modèles de structure comportant un nombre important d'éléments, comme que celui de l'écran ELITE<sup>®</sup>. L'utilisation de modèles de substitution, à la durée d'exécution très faible, présente alors une solution viable pour pallier à ce problème. La présentation de ces modèles de substitution et d'un exemple de leur application dans le cadre de conception d'ouvrages de protection sera l'objet du chapitre 5.



## Chapitre 4

# Modèle de nappe ELITE<sup>®</sup> : Prise en compte du glissement

### 4.1 Introduction

Les résultats de la simulation de l'essai d'impact unique sur l'écran ELITE<sup>®</sup>, obtenus dans la section 3.3.3, montrent que l'utilisation d'un modèle de nappe simple dans le cas d'une nappe au comportement complexe, telle que la nappe ELITE<sup>®</sup> (Figure 4.1), n'est pas adaptée pour prédire la réponse d'une barrière soumise à un essai d'impact. Pour le cas de la nappe ELITE<sup>®</sup>, le mécanisme de glissement à l'interface entre deux rangées de mailles, observé expérimentalement lors des essais de traction (Section 2.3.2.1), joue un rôle majeur dans son comportement, notamment pour la propagation des efforts dans la nappe. Le fait que ces phénomènes de glissement ne soient pas pris en compte est à l'origine de la rupture de la nappe observée lors de l'essai d'impact unique sur l'écran ELITE<sup>®</sup>, modélisé dans la section 3.3.3.

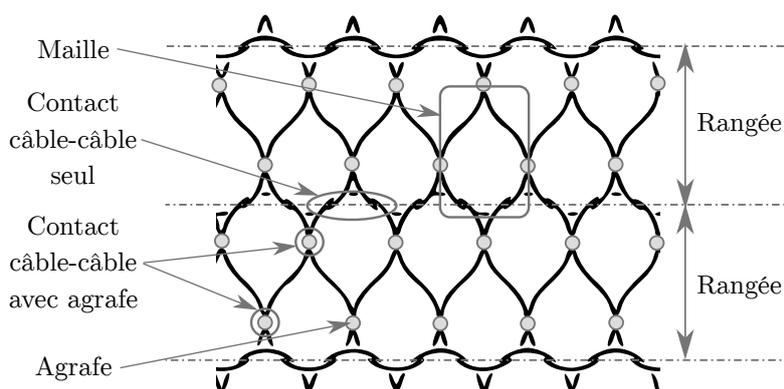
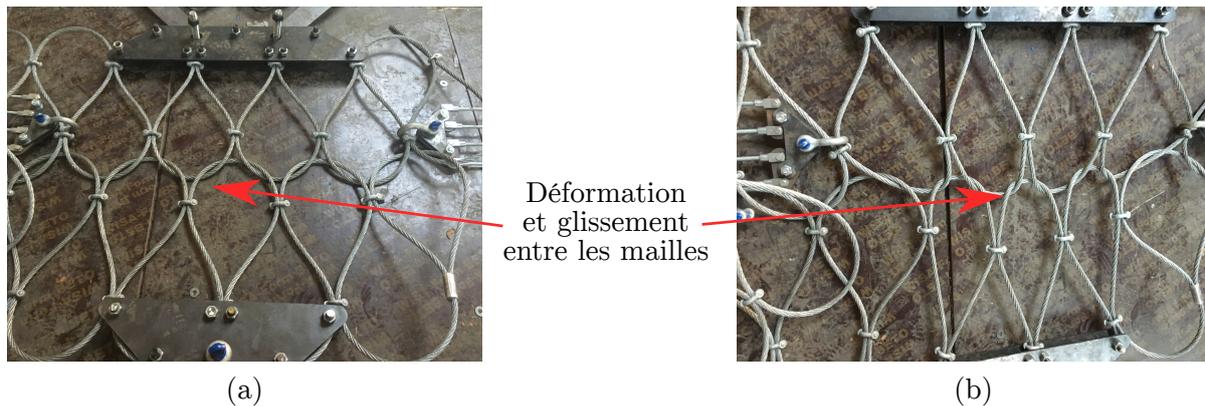


FIGURE 4.1 – Définition de la nappe ELITE<sup>®</sup>

Les essais de traction quasi-statiques sur deux rangées de mailles (Section 2.3.2.1) ont mis en évidence des glissements au niveau des points de contact entre les mailles de la nappe ELITE<sup>®</sup> (Figure 4.2). Deux types de contacts sont identifiés : les contacts « câble-câble avec agrafe » (CCAg) situés entre les mailles d'une même rangée, et les contacts « câble-câble seuls » (CC) entre les mailles de rangées différentes

(Figure 4.1). Dans les deux cas, le glissement est observé lorsque la force de contact entre les câbles en contact dépasse une valeur seuil. Les observations sur l'essai de traction quasi-statique pour deux rangées de mailles montrent que cette valeur seuil est plus importante pour les contacts CCAg, le glissement n'intervenant qu'en fin d'essai, lorsque les efforts relevés sont de forte intensité. Pour les contacts CC, le glissement est observé dès le début de l'essai. L'enjeu du travail de modélisation présenté dans ce chapitre est de définir un modèle mécanique de la nappe ELITE<sup>®</sup> permettant de prendre en compte le glissement au niveau des contacts CC et CCAg, tout en conservant une durée d'exécution satisfaisante.



**FIGURE 4.2** – Identification du glissement au niveau des points de contact entre les mailles de la nappe ELITE<sup>®</sup> lors d'un essai de traction : (a) État initial, (b) État déformé

Deux modèles de prise en compte du glissement entre les câbles de la nappe sont développés : sans intégration du frottement entre les câbles (appelé « modèle SF », section 4.2.2) et avec intégration du frottement entre les câbles (appelé « modèle AF », section 4.2.3). Ces deux types de prise en compte du glissement sont intégrés au modèle de la nappe ELITE<sup>®</sup> (Section 4.2.5). Les performances numériques des deux modèles de nappe associés aux deux types de prise en compte du glissement (SF et AF) sont comparées (Section 4.3). Enfin, le modèle de prise en compte du glissement sans intégration frottement est utilisé pour réaliser des simulations d'impact unique et d'impacts successifs sur l'écran ELITE<sup>®</sup> (Section 4.4).

## 4.2 Description des modèles de prise en compte du glissement

### 4.2.1 Hypothèses

Les deux types de contact CCAg et CC sont traités de manière différente dans le modèle de nappe développé dans ce chapitre. Le glissement au niveau des contacts CCAg n'est pas pris en compte dans le modèle de nappe. En effet, le contact entre les câbles au niveau de l'agrafe est considéré infiniment rigide, et aucun glissement de câble n'est autorisé. Cette hypothèse est justifiée par le fait que le glissement au niveau des contacts CCAg n'apparaît que dans des zones de la nappe soumises à des efforts importants, ne concernant ainsi que quelques mailles de la nappe à l'échelle d'un ouvrage complet. Cette simplification permet de réduire la complexité du modèle de nappe, et sa durée d'exécution. Pour le contact CC, un modèle de prise en compte du glissement entre les câbles est développé, et présenté dans cette section.

Dans le modèle de la nappe ELITE<sup>®</sup>, les câbles sont représentés par des interactions à distance

reliant des particules situées au niveau des points de contact entre les câbles. Deux types de particules sont considérés (Figure 4.3) : les particules « fixes », situées aux points de contact CCAg, et les particules « glissantes », situées aux points de contact CC. Les lois de comportement associées aux interactions à distance liant deux particules fixes (appelées « interactions F ») sont différentes de celles associées aux interactions liées à une particule glissante (appelées « interactions G ») (Figure 4.3).

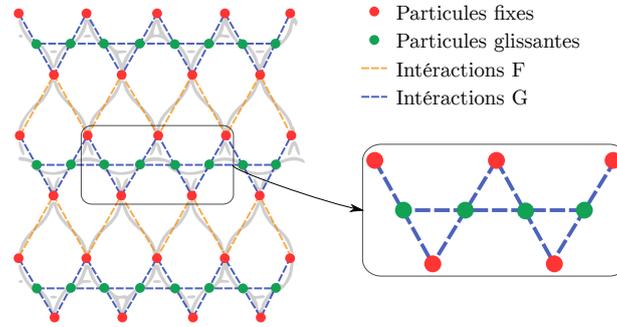


FIGURE 4.3 – Schéma représentatif du modèle de la nappe ELITE<sup>©</sup>

La prise en compte du glissement se fait à l'aide d'une redistribution des efforts dans les interactions liées aux particules glissantes (interaction G). Pour cela, l'équilibre mécanique d'une portion de câble comprise entre deux particules fixes est réalisé. Cette portion représente un câble continu entre deux agrafes, et est modélisée par deux particules glissantes, situées entre deux particules fixes, et reliées par trois interactions G. Cette portion de câble est sollicitée par les câbles des mailles adjacentes en contact au niveau des particules glissantes (Figure 4.4).

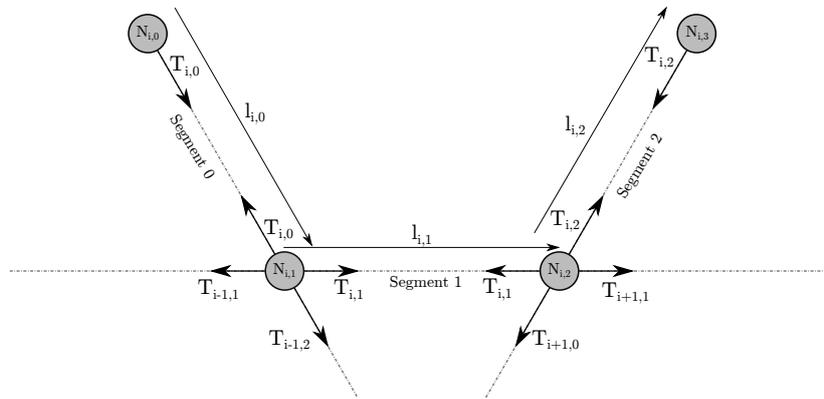


FIGURE 4.4 – Schéma mécanique du câble étudié

Soit l'étude d'un câble  $i$  composé de quatre nœuds  $N_{i,k}$ , avec  $k \in \{0, \dots, 3\}$ .  $N_{i,0}$  et  $N_{i,3}$  sont des nœuds fixes.  $N_{i,1}$  et  $N_{i,2}$  sont des nœuds glissants. Trois états du système seront considérés tout au long de l'étude : son état initial avant tout chargement ( $t_0$ ), son état à un instant de calcul ( $t$ ) et son état à l'instant précédent le temps de calcul ( $t - \tau$ , avec  $\tau$  le pas de temps).

Trois vecteurs correspondant aux segments  $k$  du câble  $i$  sont définis par  $\vec{l}_{i,k}^t = \overrightarrow{N_{i,k}N_{i,k+1}}$  à l'instant  $t$ , avec  $k \in \{0, \dots, 2\}$ . Pour chaque segment, l'effort de tension  $\vec{T}_{i,k}^t$ , dû à la déformation du câble, est calculé.  $\vec{T}_{i,k}^t$  est appliqué au nœud  $N_{i,k}$  et  $-\vec{T}_{i,k}^t$  au nœud  $N_{i,k+1}$ , avec  $\vec{T}_{i,k}^t$  l'effort de tension orienté dans le sens de  $\vec{l}_{i,k}^t$ .

Des efforts extérieurs  $\overrightarrow{T_{i-1,k}^t}$  et  $\overrightarrow{T_{i+1,k}^t}$ , provenant des efforts du câble précédant et du câble suivant celui étudié, sont également appliqués au nœud  $N_{i,k}$ . Le câble  $i-1$  est en contact avec le câble  $i$  au nœud  $N_{i,1}$  et exerce sur  $i$  les efforts extérieurs  $\overrightarrow{T_{i-1,1}^t}$  et  $\overrightarrow{T_{i-1,2}^t}$ . Au nœud  $N_{i,2}$ , les efforts extérieurs  $\overrightarrow{T_{i+1,0}^t}$  et  $\overrightarrow{T_{i+1,1}^t}$  sont appliqués au câble  $i$  par le câble  $i+1$ .

La longueur totale du câble étudié est  $L_i^t = \sum_{k=0}^2 \|\overrightarrow{l_{i,k}^t}\| = \sum_{k=0}^2 l_{i,k}^t$ . Pour le calcul des tensions, la longueur neutre  $l_{0i,k}^t$  d'un segment est définie comme sa longueur à l'instant  $t$  avant sollicitation. Elle peut varier à chaque pas de temps en raison du glissement des câbles autour des nœuds glissants, mais la longueur neutre totale du câble est constante  $L_{0i}^t = \sum_{k=0}^2 l_{0i,k}^t = L_i^{t_0} = L_{0i}$ .

Dans la suite, un comportement élastique linéaire est considéré pour le câble, de module d'Young  $E_c$  et de section  $S_c$ , et la masse d'un segment de câble  $k$  est uniformément répartie entre les nœuds  $N_{i,k}$  et  $N_{i,k+1}$ . Cette masse est actualisée à chaque pas de temps en fonction des glissements des câbles.

Deux modèles de prise en compte de glissement entre les câbles sont mis en place. Le premier, basé sur les travaux de Volkwein (Volkwein, 2005), ne considère pas le frottement entre les câbles. Dans ce modèle, les tensions sont identiques à chaque pas de temps de part et d'autre de chaque nœud glissant (modèle SF, section 4.2.2). Le second modèle de prise en compte du glissement entre les câbles, basé sur le modèle de câble glissant de Coulibaly (Coulibaly et al., 2018), permet d'intégrer le frottement entre les câbles (modèle AF, section 4.2.3). Il intègre un seuil de différence de tension, dépendant du coefficient de frottement  $\mu$ , à atteindre entre les câbles pour que le glissement s'effectue.

Chacun de ces modèles de prise en compte du glissement permet de déterminer à chaque pas de temps les efforts de tension au niveau des segments du câble ( $\overrightarrow{T_{i,k}^t}$ ), et ainsi, de calculer le déplacement de chaque nœud  $N_{i,k}$ . En résumé, les efforts appliqués au nœud à chaque pas de temps sont (Figure 4.4) :

- Au nœud  $N_{i,0}$  :  $+\overrightarrow{T_{i,0}^t}$
- Au nœud  $N_{i,1}$  :  $-\overrightarrow{T_{i,0}^t} + \overrightarrow{T_{i,1}^t} - \overrightarrow{T_{i+1,1}^t} + \overrightarrow{T_{i+1,2}^t}$
- Au nœud  $N_{i,2}$  :  $-\overrightarrow{T_{i,1}^t} + \overrightarrow{T_{i,2}^t} - \overrightarrow{T_{i+1,0}^t} + \overrightarrow{T_{i+1,1}^t}$
- Au nœud  $N_{i,3}$  :  $-\overrightarrow{T_{i,2}^t}$

#### 4.2.2 Modèle de prise en compte du glissement sans intégration du frottement (Modèle SF)

En l'absence de frottement entre les câbles, l'effort est considéré constant dans le câble, quelle que soit la position des deux nœuds glissants. Dans le cas d'un comportement élastique linéaire, la tension  $T_i^t$  dans le câble est calculée à l'aide de la loi de Hooke. De plus, les câbles ne reprenant aucun effort de compression, les valeurs de tension sont nécessairement positives ou nulles. La tension  $T_{i,k}^t$  pour chaque segment est donnée par :

$$T_{i,k}^t = \max \left( E_c * S_c * \frac{L_i^t - L_i^{t_0}}{L_i^{t_0}}, 0 \right) * \frac{\overrightarrow{l_{i,k}^t}}{\|\overrightarrow{l_{i,k}^t}\|} \quad (4.1)$$

### 4.2.3 Modèle de prise en compte du glissement avec intégration du frottement (Modèle AF)

Ce modèle de glissement permet de prendre en compte le frottement entre les câbles. Les tensions dans chaque segment  $k$  du câble  $i$  sont tout d'abord estimées sans considérer de glissement et sous l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire :

$$T_{i,k}^{ini,t} = \max \left( E_c * S_c * \frac{l_{i,k}^t - l_{i,k}^{t_0}}{l_{i,k}^{t_0}}, 0 \right) \quad (4.2)$$

Ces tensions  $T_{i,k}^{ini,t}$  permettent de formuler, pour les nœuds  $N_{i,1}$  et  $N_{i,2}$ , une condition de glissement ( $S(T_{i,k}^{ini,t}, T_{i,k+1}^{ini,t}) > 0$ ), basée sur l'équilibre d'un câble autour d'une poulie (Coulibaly et al., 2018) (Section 1.3.5). La variable  $S(T_{i,k}^{ini,t}, T_{i,k+1}^{ini,t})$  est définie de la façon suivante :

$$S(T_{i,k}^{ini,t}, T_{i,k+1}^{ini,t}) = T_{i,k+1}^{ini,t} - T_{i,k}^{ini,t} * e^{\mu\alpha_{i,k}} \text{ avec } T_{i,k+1}^{ini,t} > T_{i,k}^{ini,t} \quad (4.3)$$

où  $\mu$  est le coefficient de frottement entre les deux câbles (le câble étudié et celui en contact). L'angle de contact  $\alpha_{i,k}$  est exprimé par :

$$\alpha_{i,k} = \pi - \arccos \left( \frac{-\overrightarrow{l_{i,k-1}^t} \cdot \overrightarrow{l_{i,k}^t}}{\|\overrightarrow{l_{i,k-1}^t}\| \times \|\overrightarrow{l_{i,k}^t}\|} \right) \quad (4.4)$$

Si la condition de glissement n'est pas vérifiée ( $S(T_{i,k}^{ini,t}, T_{i,k+1}^{ini,t}) \leq 0$ ), les tensions calculées par l'équation 4.2 sont conservées. Si la condition est vérifiée ( $S(T_{i,k}^{ini,t}, T_{i,k+1}^{ini,t}) > 0$ ), alors le nœud est identifié comme « glissant » et une correction de la tension doit être appliquée de manière à respecter la condition de glissement. Trois configurations peuvent être rencontrées :

1. Aucun nœud ne glisse :  $S(T_{i,0}^{ini,t}, T_{i,1}^{ini,t}) \leq 0$  et  $S(T_{i,1}^{ini,t}, T_{i,2}^{ini,t}) \leq 0$
2. Un nœud glisse :
  - (a) Le nœud  $N_{i,1}$  glisse :  $S(T_{i,0}^{ini,t}, T_{i,1}^{ini,t}) > 0$  et  $S(T_{i,1}^{ini,t}, T_{i,2}^{ini,t}) \leq 0$
  - (b) Le nœud  $N_{i,2}$  glisse :  $S(T_{i,0}^{ini,t}, T_{i,1}^{ini,t}) \leq 0$  et  $S(T_{i,1}^{ini,t}, T_{i,2}^{ini,t}) > 0$
3. Deux nœuds glissent :  $S(T_{i,0}^{ini,t}, T_{i,1}^{ini,t}) > 0$  et  $S(T_{i,1}^{ini,t}, T_{i,2}^{ini,t}) > 0$

#### 4.2.3.1 Configuration 1

Cette configuration apparaît si aucun des deux nœuds  $N_{i,1}$  et  $N_{i,2}$  ne vérifie la condition de glissement. Aucune modification n'est à appliquer aux valeurs de tension  $T_i^{ini,t}$  estimées à l'aide de l'équation 4.2. Les tensions  $\overrightarrow{T_{i,k}^{ini,t}}$  appliquées aux nœuds sont calculées par :

$$\overrightarrow{T_{i,k}^t} = T_{i,k}^{ini,t} * \frac{\overrightarrow{l_{i,k}^t}}{\|\overrightarrow{l_{i,k}^t}\|} \quad (4.5)$$

### 4.2.3.2 Configuration 2

Cette configuration apparaît s'il y a glissement des câbles au niveau du nœud  $N_{i,1}$  ou  $N_{i,2}$ . Les tensions dans les segments adjacents à ce nœud, appelé « nœud glissant » par la suite, sont corrigées afin d'obtenir un équilibre sans glissement, soit  $S(T_{i,k}^{ini,t}, T_{i,k+1}^{ini,t}) \leq 0$ . La présence de glissement entre les pas de temps  $t - \tau$  et  $t$  se traduit par une redistribution de matière entre les deux segments adjacents au nœud glissant, c'est-à-dire un transfert de longueur neutre entre ces segments (Figure 4.5). La variation de longueur neutre entre les temps  $t - \tau$  et  $t$  est définie par  $\Delta l_{0i,k}^t = l_{0i,k}^t - l_{0i,k}^{t-\tau}$  et l'incrément de déformation longitudinale correspondant est :

$$\Delta \varepsilon_{i,k}^t = \frac{l_{i,k}^t}{l_{0i,k}^{t-\tau} + \Delta l_{0i,k}^t} - \frac{l_{i,k}^{t-\tau}}{l_{0i,k}^{t-\tau}} \quad (4.6)$$

Sous l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire du câble, la tension de chaque côté du nœud glissant  $N_{i,k}$  au temps  $t$  s'écrit :

$$\begin{cases} T_{i,k}^t &= T_{i,k}^{t-\tau} + E_{cable} * S_{cable} * \Delta \varepsilon_{i,k}^t \\ T_{i,k+1}^t &= T_{i,k+1}^{t-\tau} + E_{cable} * S_{cable} * \Delta \varepsilon_{i,k+1}^t \end{cases} \quad (4.7)$$

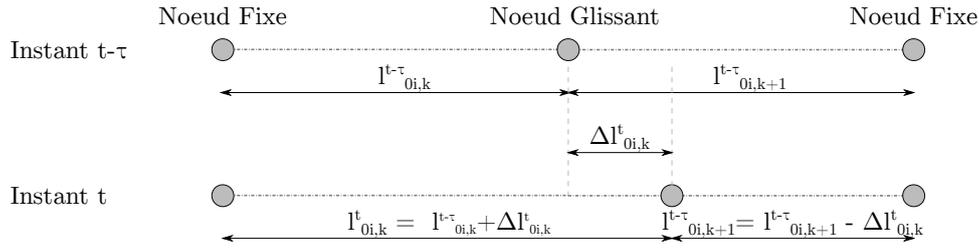


FIGURE 4.5 – Redistribution de la longueur neutre lors du glissement d'un nœud

L'introduction de la condition de glissement  $S(T_{i,k}^{ini,t}, T_{i,k+1}^{ini,t}) = 0$  au système 4.7 permet d'obtenir la première relation entre  $\Delta l_{0i,k}^t$  et  $\Delta l_{0i,k+1}^t$  du système 4.8, en posant  $\lambda_{i,k} = e^{\beta \mu \alpha_{i,k}}$ . Pour obtenir cette formulation,  $\Delta \varepsilon_{i,k}^t$  est remplacé par son expression donnée en équation 4.6. La seconde relation du système 4.8 est associée à la condition de conservation de la longueur neutre totale du câble. Le système à résoudre pour obtenir une valeur de  $\Delta l_{0i,k}^t$  est donc :

$$\begin{cases} \Delta l_{0i,k+1}^t &= \frac{l_{i,k+1}^t}{\frac{-T_{i,k+1}^{t-\tau}}{ES} + \frac{l_{i,k+1}^{t-\tau}}{l_{0i,k+1}^{t-\tau}} + \lambda_{i,k} \left( \frac{T_{i,k}^{t-\tau}}{ES} + \frac{l_{i,k}^t}{l_{0i,k}^{t-\tau} + \Delta l_{0i,k}^t} - \frac{l_{i,k}^{t-\tau}}{l_{0i,k}^{t-\tau}} \right)} - l_{0i,k+1}^{t-\tau} \\ \Delta l_{0i,k+1}^t &= -\Delta l_{0i,k}^t \end{cases} \quad (4.8)$$

La résolution de ce système revient à résoudre l'équation du second degré suivante :

$$\mathbf{A} * (\Delta l_{0i,k+1}^t)^2 + \mathbf{B} * \Delta l_{0i,k+1}^t + \mathbf{C} = 0 \quad (4.9)$$

avec :

$$\begin{aligned} \mathbf{A} &= -1 \\ \mathbf{B} &= l_{i,k}^{t-\tau} - l_{0i,k+1}^{t-\tau} + (l_{i,k+1}^t + \lambda_{i,k} l_{i,k}^t) * \frac{1}{\mathbf{D}} \\ \mathbf{C} &= -(l_{i,k+1}^t l_{0i,k}^{t-\tau} - \lambda_{i,k} l_{i,k}^t l_{0i,k+1}^{t-\tau}) * \frac{1}{\mathbf{D}} + l_{0i,k+1}^{t-\tau} l_{0i,k}^{t-\tau} \end{aligned} \quad (4.10)$$

où :

$$\mathbf{D} = \frac{-T_{i,k+1}^{t-\tau}}{ES} + \frac{l_{i,k+1}^{t-\tau}}{l_{0i,k+1}^{t-\tau}} + \lambda_{i,k} \left( \frac{T_{i,k}^{t-\tau}}{ES} - \frac{l_{i,k}^{t-\tau}}{l_{0i,k}^{t-\tau}} \right) \quad (4.11)$$

La résolution de cette équation permet d'identifier deux valeurs pour  $\Delta l_{0i,k+1}^t$ , dont une est aberrante. En effet, sur les deux solutions obtenues, une est proche de zéro, correspondant à l'ordre de grandeur attendu pour une déformation pour les pas de temps considérés, alors que la seconde solution est d'un ordre de grandeur unitaire. Cette valeur est aberrante, car elle est trop importante pour une déformation. La valeur conservée est ainsi celle dont la valeur absolue est la plus proche de zéro.

L'obtention de  $\Delta l_{0i,k}^t$  permet de calculer les tensions  $T_{i,k}^t$  et  $T_{i,k+1}^t$  dans les câbles à l'aide des équations 4.6 et 4.7.

Si le nœud 1 glisse, les tensions  $T_{i,0}^t$  et  $T_{i,1}^t$  sont recalculées à l'aide de la procédure décrite ci-dessus. La tension  $T_{i,2}^t$  n'est pas modifiée et conserve sa valeur calculée initialement. Si le nœud 2 glisse,  $T_{i,1}^t$  et  $T_{i,2}^t$  sont recalculées et  $T_{i,0}^t$  est inchangée.

#### 4.2.3.3 Configuration 3

Cette configuration apparaît si les deux nœuds  $N_{i,1}$  ou  $N_{i,2}$  sont des nœuds glissants. La redistribution de matière se fait entre les trois segments du câble. La procédure suivie est similaire à celle décrite dans la section 4.2.3.2, et le système d'équations suivant est établi.

$$\begin{cases} T_{i,1}^{t-\tau} + E_{cable} * S_{cable} * \Delta \varepsilon_{i,1}^t &= \lambda_{i,0} (T_{i,0}^{t-\tau} + E_{cable} * S_{cable} * \Delta \varepsilon_{i,0}^t) \\ T_{i,2}^{t-\tau} + E_{cable} * S_{cable} * \Delta \varepsilon_{i,2}^t &= \lambda_{i,1} (T_{i,1}^{t-\tau} + E_{cable} * S_{cable} * \Delta \varepsilon_{i,1}^t) \\ \Delta l_{0i,0}^t + \Delta l_{0i,1}^t + \Delta l_{0i,2}^t &= 0 \end{cases} \quad (4.12)$$

Le réarrangement de ce système permet de définir :

$$\begin{cases} f_1(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t) &= 0 \\ f_2(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t) &= 0 \\ f_3(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t) &= 0 \end{cases} \quad (4.13)$$

avec

$$\begin{cases} f_1(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t) &= \frac{l_{i,1}^t}{\frac{-T_{i,1}^{t-\tau}}{E_c * S_c} + \frac{l_{i,1}^{t-\tau}}{l_{0i,1}^{t-\tau}} + \lambda_{i,0} \left( \frac{T_{i,0}^{t-\tau}}{E_c * S_c} + \frac{l_{i,0}^t}{l_{0i,0}^{t-\tau} + \Delta l_{0i,0}^t} - \frac{l_{i,0}^{t-\tau}}{l_{0i,0}^{t-\tau}} \right)} - l_{0i,1}^{t-\tau} - \Delta l_{0i,1}^t \\ f_2(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t) &= \frac{l_{i,2}^t}{\frac{-T_{i,2}^{t-\tau}}{E_c * S_c} + \frac{l_{i,2}^{t-\tau}}{l_{0i,2}^{t-\tau}} + \lambda_{i,1} \left( \frac{T_{i,1}^{t-\tau}}{E_c * S_c} + \frac{l_{i,1}^t}{l_{0i,1}^{t-\tau} + \Delta l_{0i,1}^t} - \frac{l_{i,1}^{t-\tau}}{l_{0i,1}^{t-\tau}} \right)} - l_{0i,2}^{t-\tau} - \Delta l_{0i,2}^t \\ f_3(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t) &= \Delta l_{0i,0}^t + \Delta l_{0i,1}^t + \Delta l_{0i,2}^t \end{cases}$$

La résolution de ce système doit permettre de caractériser les inconnues suivantes :  $\Delta l_{0i,0}^t$ ,  $\Delta l_{0i,1}^t$ , et  $\Delta l_{0i,2}^t$ . Cependant, l'obtention d'une solution analytique pour ce système nécessitant d'importants développements, la méthode numérique itérative de Newton-Raphson est privilégiée. Cette méthode permet de trouver une approximation de la solution de ce système pour un nombre d'itérations réduit. Elle nécessite toutefois l'inversion d'une matrice coûteuse en ressources numériques, à chaque itération. La méthode de

Newton-Raphson permet de déterminer à partir d'une solution à l'itération  $p$ , une solution du système à l'itération suivante  $p + 1$  par :

$$X_{p+1} = X_p - J(X_p)^{-1}F(X_p) \quad (4.14)$$

Dans cette équation,  $X$  représente une estimation de la solution recherchée, ici  $X = (\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t)$ . Pour la première itération du système ( $p = 0$ ), une valeur initiale du vecteur des inconnues  $X_0$  est nécessaire. Cette valeur doit être choisie suffisamment proche de la solution pour assurer une convergence rapide du système. Les valeurs de  $\Delta l_{0i,k}^t$  étant très faibles, la valeur initiale  $X_0$  est fixée à  $X_0 = [0, 0, 0]$ .  $F(X_p)$  est la solution du système 4.13 calculée avec les variables  $X_p$ .  $J(X_p)$  est la matrice Jacobienne (aussi appelée matrice des dérivées) du système 4.13, exprimée par :

$$J(X_p) = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1(X_p)}{\partial \Delta l_{0i,0}^t} & \frac{\partial f_1(X_p)}{\partial \Delta l_{0i,1}^t} & \frac{\partial f_1(X_p)}{\partial \Delta l_{0i,2}^t} \\ \frac{\partial f_2(X_p)}{\partial \Delta l_{0i,0}^t} & \frac{\partial f_2(X_p)}{\partial \Delta l_{0i,1}^t} & \frac{\partial f_2(X_p)}{\partial \Delta l_{0i,2}^t} \\ \frac{\partial f_3(X_p)}{\partial \Delta l_{0i,0}^t} & \frac{\partial f_3(X_p)}{\partial \Delta l_{0i,1}^t} & \frac{\partial f_3(X_p)}{\partial \Delta l_{0i,2}^t} \end{bmatrix} \quad (4.15)$$

La résolution du système 4.13 nécessite l'expression analytique de chaque dérivée partielle :

$$\begin{cases} \frac{\partial f_1(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t)}{\partial \Delta l_{0i,0}^t} = \frac{l_{i,1}^t * \frac{\lambda_{i,0} l_{i,0}^t}{(l_{i,0}^t + \Delta l_{0i,0}^t)^2}}{\left[ \frac{-T_{i,1}^{t-\tau}}{E_c * S_c} + \frac{l_{i,1}^{t-\tau}}{l_{i,1}^t} + \lambda_{i,0} \left( \frac{T_{i,0}^{t-\tau}}{E_c * S_c} + \frac{l_{i,0}^t}{l_{i,0}^t + \Delta l_{0i,0}^t} - \frac{l_{i,0}^{t-\tau}}{l_{i,0}^t} \right) \right]^2} \\ \frac{\partial f_1(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t)}{\partial \Delta l_{0i,1}^t} = -1 \\ \frac{\partial f_1(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t)}{\partial \Delta l_{0i,2}^t} = 0 \end{cases} \quad (4.16)$$

$$\begin{cases} \frac{\partial f_2(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t)}{\partial \Delta l_{0i,0}^t} = 0 \\ \frac{\partial f_2(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t)}{\partial \Delta l_{0i,1}^t} = \frac{l_{i,2}^t * \frac{\lambda_{i,1} l_{i,1}^t}{(l_{i,1}^t + \Delta l_{0i,1}^t)^2}}{\left[ \frac{-T_{i,2}^{t-\tau}}{E_c * S_c} + \frac{l_{i,2}^{t-\tau}}{l_{i,2}^t} + \lambda_{i,1} \left( \frac{T_{i,1}^{t-\tau}}{E_c * S_c} + \frac{l_{i,1}^t}{l_{i,1}^t + \Delta l_{0i,1}^t} - \frac{l_{i,1}^{t-\tau}}{l_{i,1}^t} \right) \right]^2} \\ \frac{\partial f_2(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t)}{\partial \Delta l_{0i,2}^t} = -1 \end{cases} \quad (4.17)$$

$$\begin{cases} \frac{\partial f_3(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t)}{\partial \Delta l_{0i,0}^t} = 1 \\ \frac{\partial f_3(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t)}{\partial \Delta l_{0i,1}^t} = 1 \\ \frac{\partial f_3(\Delta l_{0i,0}^t, \Delta l_{0i,1}^t, \Delta l_{0i,2}^t)}{\partial \Delta l_{0i,2}^t} = 1 \end{cases} \quad (4.18)$$

À chaque itération  $p$ , la condition de glissement est calculée à partir des nouvelles tensions obtenues à l'aide des  $\Delta l_{0i,k}^t$ . La condition de glissement est considérée satisfaite avec une précision de  $1 * 10^{-8}$  :

$$\begin{cases} T_{i,1}^{p,t} - T_{i,0}^{p,t} * e^{\beta \mu \alpha_{i,0}} < 1 * 10^{-8} \\ T_{i,2}^{p,t} - T_{i,1}^{p,t} * e^{\beta \mu \alpha_{i,1}} < 1 * 10^{-8} \end{cases} \quad (4.19)$$

Cette condition validée, les valeurs de  $\Delta l_{0i,0}^t$ ,  $\Delta l_{0i,1}^t$ ,  $\Delta l_{0i,2}^t$  obtenues sont utilisées pour déterminer les valeurs des tensions  $T_{i,0}^t$ ,  $T_{i,1}^t$  et  $T_{i,2}^t$  dans chaque segment du câble.

#### 4.2.4 Vérification du modèle de prise en compte du glissement

Cette section est dédiée à la validation des deux modèles de prise en compte du glissement développés dans la section précédente.

Un système mécanique ayant une géométrie proche de celle d'une maille est utilisé. Il est constitué d'un câble composé de 4 nœuds. Les deux nœuds extérieurs sont fixes (F1 et F2) alors que les deux nœuds centraux sont glissants (G1 et G2) (Figure 4.6).

Le module d'Young du câble est de 100 GPa. Les deux nœuds glissants ont une masse  $m = 0,5$  kg et sont soumis à une force  $F = 5$  N. Des simulations sont réalisées pour quatre valeurs de coefficient de frottement allant de  $\mu = 0$  à  $\mu = 0,6$ . La configuration initiale du système correspond à celle d'une maille de la nappe ELITE<sup>©</sup> :  $d = 0.35$  m et  $h = 0.1575$  m.

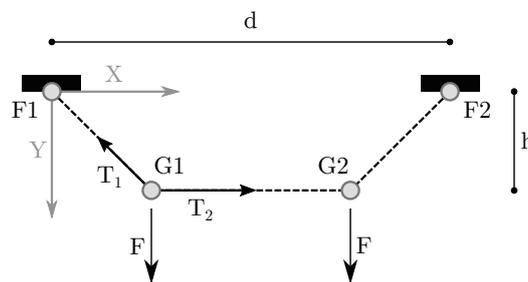


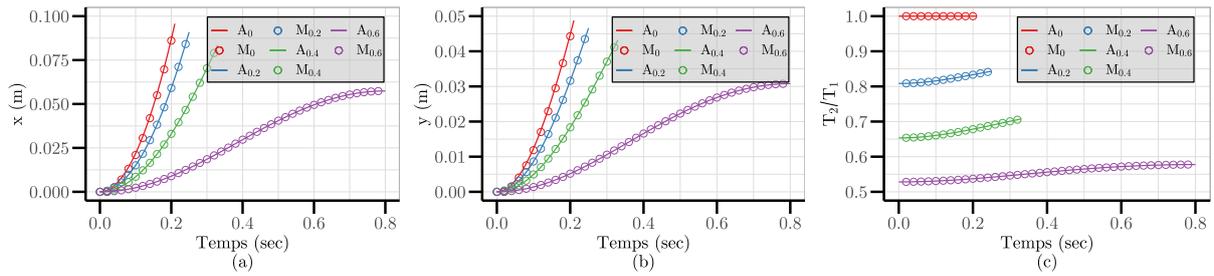
FIGURE 4.6 – Schéma du système étudié pour la vérification du modèle de prise en compte du glissement

Les déplacements du nœud G1 sont suivis, ainsi que le rapport entre les forces  $T_2$  et  $T_1$  correspondant à l'évolution de la condition de glissement durant l'essai ( $\frac{T_2}{T_1} = e^{-\mu\alpha}$  avec  $T_1 > T_2$ ). Cette valeur permet également de vérifier l'intensité des efforts dans le câble. La fin de l'essai a lieu lorsque les deux particules centrales atteignent la position centrale  $x = d/2$ , ou lorsque les positions des particules se stabilisent (le frottement empêchant le glissement). Le système est résolu analytiquement (Coulibaly et al., 2018) et les résultats des simulations (notés M, pour « Modèle ») sont comparés aux résultats analytiques (notés A, pour « Analytique »). Les valeurs numériques pour un coefficient de frottement nul (notées  $M_0$ ) sont obtenues avec le modèle SF (Section 4.2.2), et celles avec un coefficient de frottement non nul (notées  $M_{>0}$ ) sont obtenues avec le modèle AF (Section 4.2.3).

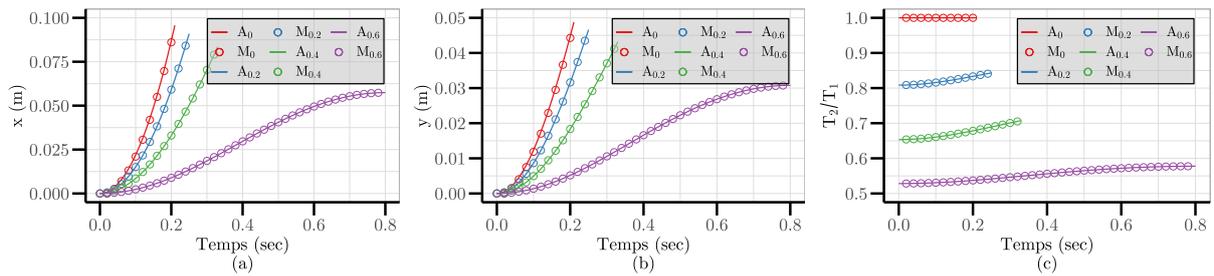
Les résultats (Figure 4.7) montrent une bonne concordance entre les résultats analytiques et numériques. Les déplacements sont prédits, quel que soit le coefficient de frottement appliqué. Le rapport entre les efforts montre que ceux-ci sont bien reproduits, ce qui valide ainsi l'utilisation de la méthode de Newton-Raphson pour la résolution numérique du système. Pour  $\mu = 0.6$ , le système se stabilise avant que les nœuds n'atteignent la position  $x = d/2$ .

Par ailleurs, une configuration avec un seul nœud glissant est étudiée. Pour obtenir numériquement cette situation, seuls les nœuds F1 et G1 du système décrit précédemment sont modélisés (Figure 4.6), et un nœud central fixe situé au milieu du segment [G1 G2] est ajouté pour satisfaire la symétrie du système.

Les résultats présentés dans la figure 4.8 montrent également une bonne concordance entre les valeurs analytiques et numériques en termes de déplacements et d'efforts, ce qui permet de valider les modèles



**FIGURE 4.7** – Comparaison entre les résultats analytiques (notés A) et numériques (noté M) pour la configuration à deux nœuds glissants : Déplacement suivant x (a), Déplacement suivant y (b), rapport entre les forces  $T_2$  et  $T_1$  (c)



**FIGURE 4.8** – Comparaison entre les résultats analytiques (notés A) et numériques (noté M) pour la configuration à un nœud glissant : Déplacement suivant x (a), Déplacement suivant y (b), rapport entre les forces  $T_2$  et  $T_1$  (c)

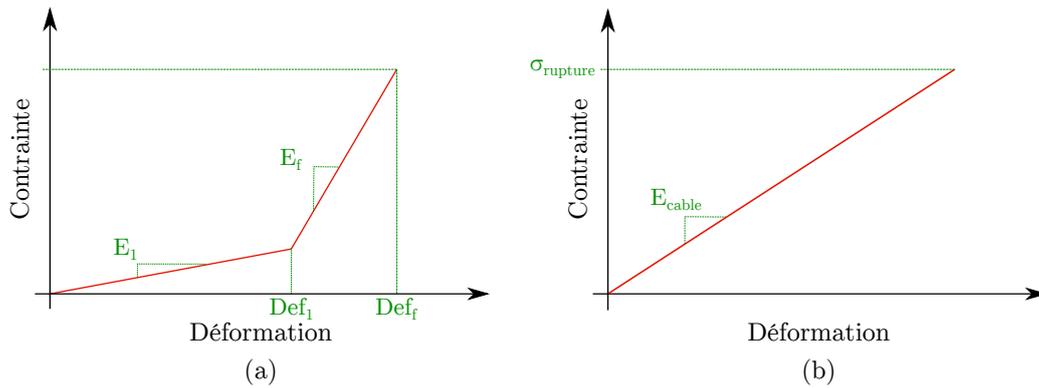
SF et AF dans la configuration où un seul nœud glisse. Avec l'augmentation du coefficient de frottement, le déplacement des nœuds se fait plus lentement et, pour une valeur de  $\mu = 0.6$ , le système se stabilise avant que la particule G1 n'atteigne la position  $x = d/2$ . Le rapport  $T_2/T_1$  est, lui aussi, correctement prédit par les modèles, ce qui confirme la bonne traduction de la distribution des efforts dans le câble.

Les deux modèles de prise en compte du glissement entre les câbles étant validés, ils sont intégrés au modèle de nappe pour les portions de câbles entre les mailles constituées de particules glissantes et associées aux interactions G (Figure 4.3). Les autres interactions F sont situées entre deux particules fixes de la représentation de la nappe. Le paramétrage et la calibration de ces deux interactions sont présentés dans la section suivante.

## 4.2.5 Modélisation de la nappe

### 4.2.5.1 Paramétrage

Deux lois de comportement différentes sont associées aux interactions F et G. (Figure 4.4). Les interactions F, situées entre deux particules fixes, sont caractérisées par une loi de comportement bilinéaire (Figure 4.9.a) avec un premier module plus faible que le second. Ce type de loi traduit l'effet de la courbure initiale du câble lorsque la nappe n'est pas chargée. Lors du chargement, une première phase de mise en tension, où des efforts de faible intensité et de grands déplacements sont observés, est suivie par une phase de chargement caractérisée par un comportement élastique linéaire correspondant au second module. Le comportement des interactions G, associées aux câbles composés de nœuds glissants, est caractérisé par une loi élastique linéaire telle qu'utilisée pour les développements présentés dans la section 4.2. La calibration du modèle complet nécessite la caractérisation de 7 paramètres : 3 pour les interactions



**FIGURE 4.9** – Lois de comportement utilisées pour les deux types d’interactions à distance : (a) Interaction F, (b) Interaction G

G ( $E_{Cable}$ ,  $\sigma_{Rupt}$  et  $\mu$ ) et 4 pour les interactions F ( $E_1$ ,  $Def_1$ ,  $E_f$  et  $Def_f$ ).

#### 4.2.5.2 Calibration

Les résultats de deux essais expérimentaux de traction (Section 2.3.2.1) sont utilisés pour calibrer les valeurs des 7 paramètres du modèle de nappe. L’essai de traction sur deux rangées de mailles étant le seul à faire intervenir le glissement des câbles entre les mailles de la nappe, ces résultats sont utilisés pour déterminer les valeurs des paramètres du modèle. Seuls les paramètres caractérisant la rupture sont calibrés à l’aide de l’essai de traction sur une rangée de mailles. Dans ce cas spécifique et en l’absence de données sur le coefficient de frottement effectif entre deux câbles dans ce cas spécifique d’utilisation, un coefficient  $\mu = 0$  est sélectionné pour la calibration, et l’influence du frottement pour différentes valeurs de  $\mu$ , à partir de cette valeur de référence, est ensuite étudiée.

L’évolution de la force de traction en fonction du déplacement, relevée sur l’essai de traction sur deux rangées (Figure 4.10), montre une première phase de grands déplacements associés à une faible augmentation de l’effort. Cette phase de mise en tension est gouvernée par les deux paramètres de la première phase de la loi de comportement de l’interaction F :  $E_1$  et  $Def_1$ . Les valeurs de ces paramètres sont ajustées pour reproduire le comportement observé entre le début de l’essai et l’atteinte d’un déplacement de 250 mm. Les valeurs  $E_1 = 300$  MPa et  $Def_1 = 0,18$  sont retenues.

Les modules  $E_{Cable}$  et  $E_f$  sont ajustés pour reproduire la phase de tension de la nappe, observée expérimentalement pour des déplacements supérieurs à 250 mm. Les valeurs des deux modules  $E_{Cable}$  et  $E_f$  sont choisies identiques, afin d’obtenir un comportement homogène de la nappe. La valeur retenue est  $E_{Cable} = E_f = 2000$  MPa. Sur l’essai de traction sur deux rangées de mailles, la rupture est observée expérimentalement sur une interaction G. Pour obtenir ce comportement,  $\sigma_{Rupt}$  est fixé à la valeur de 250 MPa, ce qui conduit à la réponse présentée dans la figure 4.10. Pour l’interaction F, l’essai de traction sur une seule maille permet de fixer la déformation à la rupture à la valeur  $Def_f = 0.37$ , correspondant à une contrainte de rupture de 450 MPa.

L’essai de traction sur deux rangées sollicite très fortement les câbles, et la rupture est observée au niveau d’un point de contact où le câble est fortement sollicité en flexion (Figure 4.11). Lors d’une forte sollicitation en flexion du câble, avec la forte courbure, le nombre de brins résistants en traction

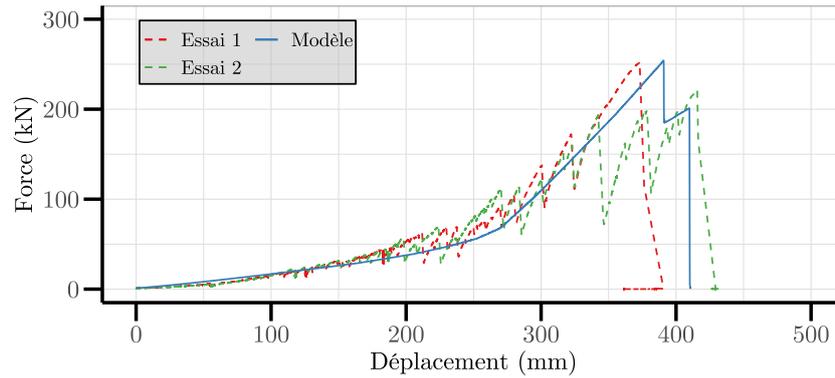


FIGURE 4.10 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques de l'évolution de l'effort de traction en fonction du déplacement pour un essai de traction sur deux rangées de mailles

est réduit par rapport à une sollicitation en traction classique, ce qui réduit la section apparente et la résistance en traction du câble. Cette situation, peu observée dans le comportement classique d'une nappe, provoque une rupture prématurée, soulignée par la différence entre les valeurs de contrainte à la rupture des interactions F et G, calibrées avec les résultats des essais de traction sur une rangée de mailles ou sur deux rangées de mailles. Afin d'éviter des ruptures prématurées lors d'une sollicitation classique de la nappe, la contrainte à la rupture pour l'interaction G est finalement choisie identique à celle calibrée pour l'interaction F, ce qui mène à une valeur  $\sigma_{Rupt} = 450$  MPa. Le paramétrage final complet retenu pour le modèle de la nappe ELITE<sup>®</sup> est donné dans le tableau 4.1.



FIGURE 4.11 – Vue du câble central après rupture lors d'un essai de traction dans le plan sur deux rangées de mailles

| Câble glissant |                      |                          | Modèle bi-linéaire |         |                |         |
|----------------|----------------------|--------------------------|--------------------|---------|----------------|---------|
| $\mu$          | $E_{Cable}$<br>(MPa) | $\sigma_{Rupt}$<br>(MPa) | $E_1$<br>(MPa)     | $Def_1$ | $E_f$<br>(MPa) | $Def_f$ |
| 0.0            | 2000                 | 450                      | 300                | 0.18    | 2000           | 0.37    |

TABLEAU 4.1 – Valeurs des paramètres du modèle de la nappe ELITE<sup>®</sup>

La comparaison des déplacements des nœuds situés sur l'axe central de l'échantillon lors de l'essai de traction sur deux rangées de mailles permet de valider le paramétrage du modèle de nappe. La dénomination des nœuds étudiés est présentée dans la figure 4.12 où un nœud est défini par sa ligne (lettre de A à G) et sa position sur cette ligne (numéro). Les déplacements sont relevés à trois instants pendant le chargement, correspondant à des efforts de traction de 5 kN, 20 kN et 35 kN. Le déroulement de l'essai ne permet pas d'observer en détail le déplacement des nœuds pour des efforts plus importants.

La comparaison des déplacements relevés expérimentalement et numériquement (Figure 4.13) montre une prédiction acceptable (erreur maximale de 11%), l'erreur diminuant avec l'augmentation de l'effort. La rupture de l'échantillon est observée dans le câble central lors des simulations, en accord avec les résultats expérimentaux, ce qui tend à confirmer la pertinence de la modélisation de la nappe et de la redistribution des efforts pour ce paramétrage.

### 4.3 Convergence et pertinence des modèles de la nappe ELITE<sup>®</sup>

L'objectif de cette section est d'évaluer dans quelle mesure les modèles de prise en compte du glissement développés précédemment, avec et sans intégration du frottement (Section 4.2), sont utilisables pour des systèmes de tailles plus importantes. Pour cela, deux échelles d'étude de la nappe sont considérées avec la mise en place de deux essais de traction : chargement dans le plan de la nappe et chargement hors-plan de la nappe.

L'essai de traction « dans le plan » correspond à l'essai de traction quasi-statique sur deux rangées de mailles, décrit en section 2.3.2.1. L'échantillon est bloqué sur un côté et un déplacement est imposé sur le côté opposé. Latéralement, le déplacement des nœuds n'est autorisé que dans la direction de la sollicitation (Figure 4.12). La simulation de cet essai permet d'étudier le comportement de la nappe ELITE<sup>®</sup> sollicitée dans l'axe longitudinal de la nappe. L'effort maximal est mesuré sur la rive bloquée à l'instant de la première rupture observée dans la nappe.

Un essai de traction quasi-statique « hors plan » est également simulé. Une nappe de 4 rangées et 17 mailles est modélisée, et tous ses nœuds latéraux sont bloqués (Figure 4.14). La nappe est sollicitée par une sphère à une vitesse de 0.05 m/s. L'effort sur la sphère ainsi que son déplacement sont relevés à l'instant de la rupture de la nappe.

En raison de la formulation explicite de la DEM, le pas de temps  $\tau$  est un élément important à considérer pour assurer la convergence du schéma numérique (Section 1.3.2). Une valeur élevée de  $\tau$  augmente la rapidité d'exécution du modèle, mais peut mener à la non-convergence du modèle, et notamment à des ruptures instantanées dans la simulation, ou à une variation des résultats en fonction de la valeur du pas de temps. La diminution du pas de temps augmente la précision des résultats, mais augmente également le temps d'exécution de la simulation. L'objectif de l'étude de convergence des modèles est de déterminer le pas de temps optimal utilisable afin d'obtenir des résultats de simulations fiables.

La plus grande valeur du pas de temps  $\tau$  assurant la convergence des résultats est recherchée pour les deux essais, et pour trois configurations du modèle de nappe : modèle SF, modèle AF avec  $\mu = 10^{-4}$ , et modèle AF avec  $\mu = 0.30$ . Pour la configuration 2, le coefficient de frottement n'est pas pris strictement égal à 0, cette valeur provoquant des erreurs dans la formulation du modèle de prise en compte du glissement (division par 0), le choix d'une valeur très faible ( $\mu = 10^{-4}$ ) permet de comparer les résultats du modèle SF avec ceux du modèle AF. Pour la configuration 3, la valeur de  $\mu = 0.30$  est retenue, celle-ci correspondant à la limite supérieure des valeurs de  $\mu$  retrouvées pour un contact entre câbles dans le contexte des écrans souples (Coulibaly et al., 2019). Le paramétrage du modèle de nappe est celui obtenu après calibration (Tableau 4.1). L'influence du pas de temps est étudiée pour  $\tau \in [1 * 10^{-7}; 1 * 10^{-4}]$  pour l'essai de traction dans le plan et  $\tau \in [1 * 10^{-6}; 1 * 10^{-4}]$  pour l'essai de traction hors plan.

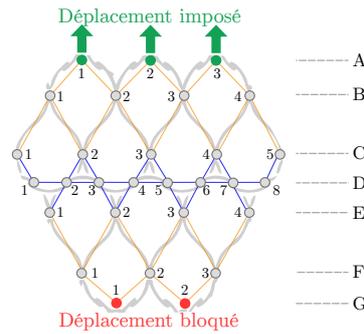


FIGURE 4.12 – Configuration de l’essai de traction sur deux rangées

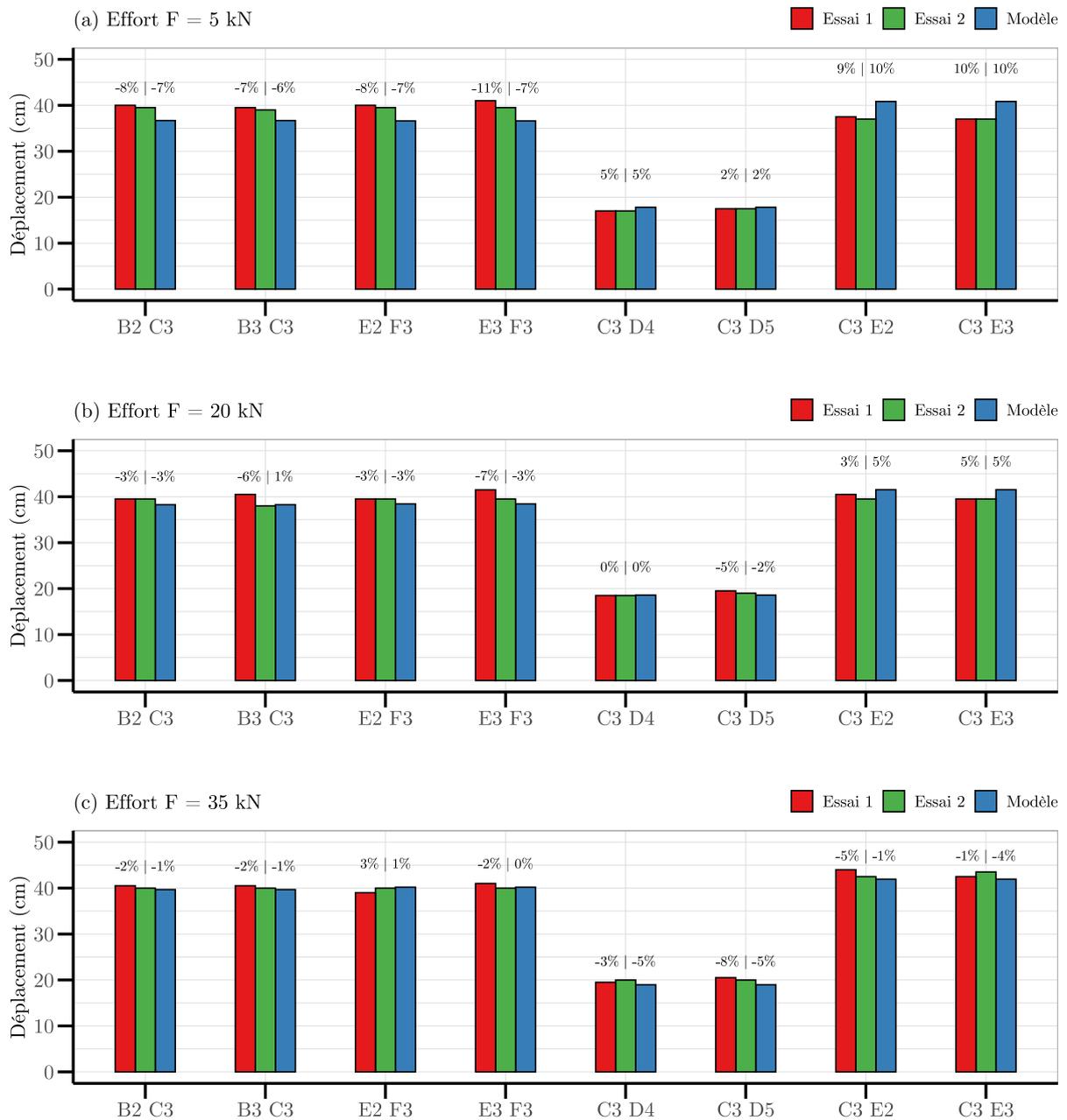


FIGURE 4.13 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques du déplacement des noeuds sur l’essai de traction sur deux rangées pour différents efforts : (a)  $F = 5$  kN, (b)  $F = 20$  kN et (c)  $F = 35$  kN. Les valeurs indiquées en pourcentages indiquent l’erreur entre les valeurs numériques et celles obtenues lors de l’essai 1 (valeur de gauche) et lors de l’essai 2 (valeur de droite)

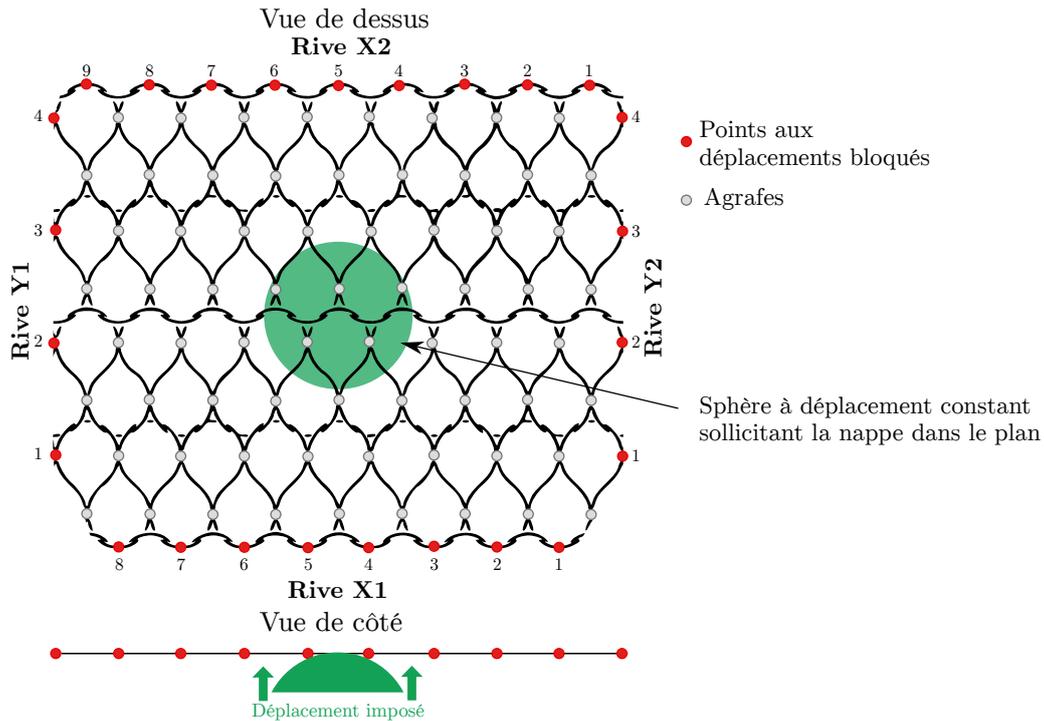
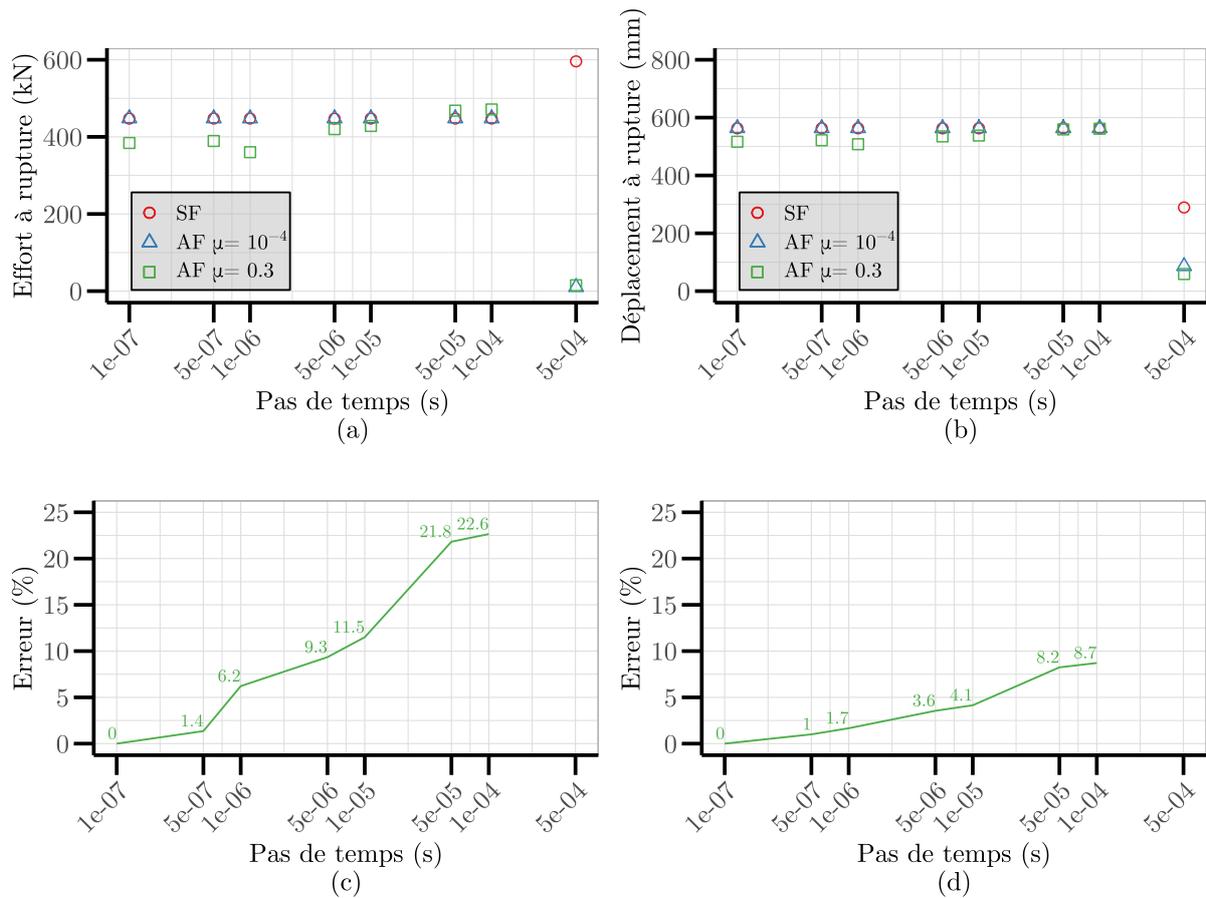


FIGURE 4.14 – Configuration de l'essai de traction hors plan

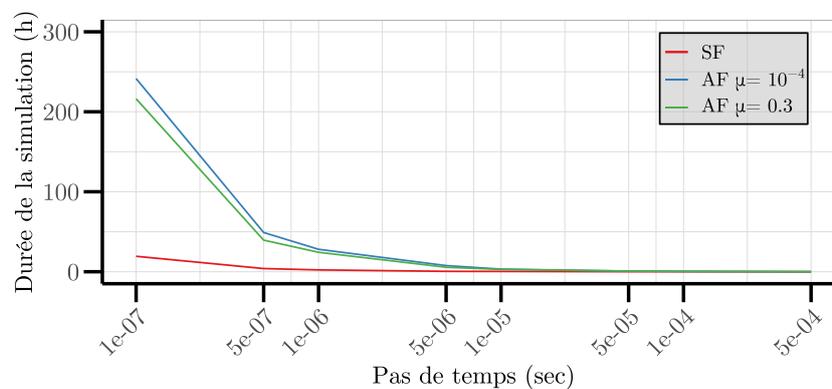
Pour les modèles SF et AF avec  $\mu = 10^{-4}$ , les résultats de l'essai de traction dans le plan (Figure 4.15) montrent des valeurs d'efforts et de déplacements à la rupture constantes pour des pas de temps inférieurs à  $\tau = 1 * 10^{-4}$  s. Les valeurs de déplacement à la rupture et d'effort à la rupture sont identiques pour ces deux configurations, confirmant ainsi le bon fonctionnement des modèles SF et AF. Cependant, pour le modèle AF avec  $\mu = 0.3$ , la convergence des résultats n'est observée que pour des pas de temps inférieurs à  $5 * 10^{-7}$  s. En effet, à partir de cette valeur, la comparaison de l'effort et du déplacement à la rupture pour chaque pas de temps avec leur valeur mesurée pour le pas de temps le plus faible ( $\tau = 1 * 10^{-7}$  s) révèle une erreur inférieure à 5 % (Figures 4.15.c et 4.15.d).

Des durées de simulation plus importantes sont obtenues pour les configurations du modèle de nappe utilisant le modèle AF (Figure 4.16), avec des valeurs en moyenne 13 fois supérieures à celles correspondantes aux configurations utilisant le modèle SF. Cela montre la faible efficacité des configurations de modèle de nappe utilisant le modèle AF, où plus de 28 h sont nécessaires pour une simulation avec un pas de temps de  $\tau = 1 * 10^{-6}$  s et  $\mu = 10^{-4}$ , alors que 2.3 h sont suffisantes pour simuler la configuration équivalente, sur la même machine de calcul, en utilisant le modèle SF. Obtenir des résultats pertinents avec le modèle de nappe utilisant le modèle AF et  $\mu = 0.30$  nécessite 50 h, pour une simulation présentant seulement 29 particules.

Pour l'essai de traction hors plan (Figure 4.17), les modèles de nappe utilisant les modèles SF et AF avec  $\mu = 10^{-4}$  garantissent, comme pour l'essai de traction dans le plan, une convergence des résultats pour un pas de temps inférieur à  $\tau = 1 * 10^{-4}$  s. Cependant, le modèle de nappe avec le modèle de prise en compte du glissement avec intégration du frottement et  $\mu = 0.30$  ne permet pas d'obtenir une



**FIGURE 4.15** – Influence du pas de temps sur les caractéristiques à la rupture mesurées pour l’essai de traction dans le plan : (a) Effort à la rupture, (b) Déplacement à la rupture, (c) Erreur résultant de la comparaison de l’effort à la rupture pour chaque pas de temps avec l’effort à la rupture mesuré pour le pas de temps le plus faible  $\tau = 1 * 10^{-7}$  s, pour le modèle AF avec  $\mu = 0.3$  (valeurs supérieures à 25 % non indiquées), (d) Erreur résultant de la comparaison du déplacement à la rupture pour chaque pas de temps avec le déplacement à la rupture mesuré pour le pas de temps le plus faible  $\tau = 1 * 10^{-7}$  s, pour le modèle AF avec  $\mu = 0.3$  (valeurs supérieures à 25 % non indiquées)



**FIGURE 4.16** – Évolution de la durée de la simulation avec le pas de temps pour l’essai de traction dans le plan

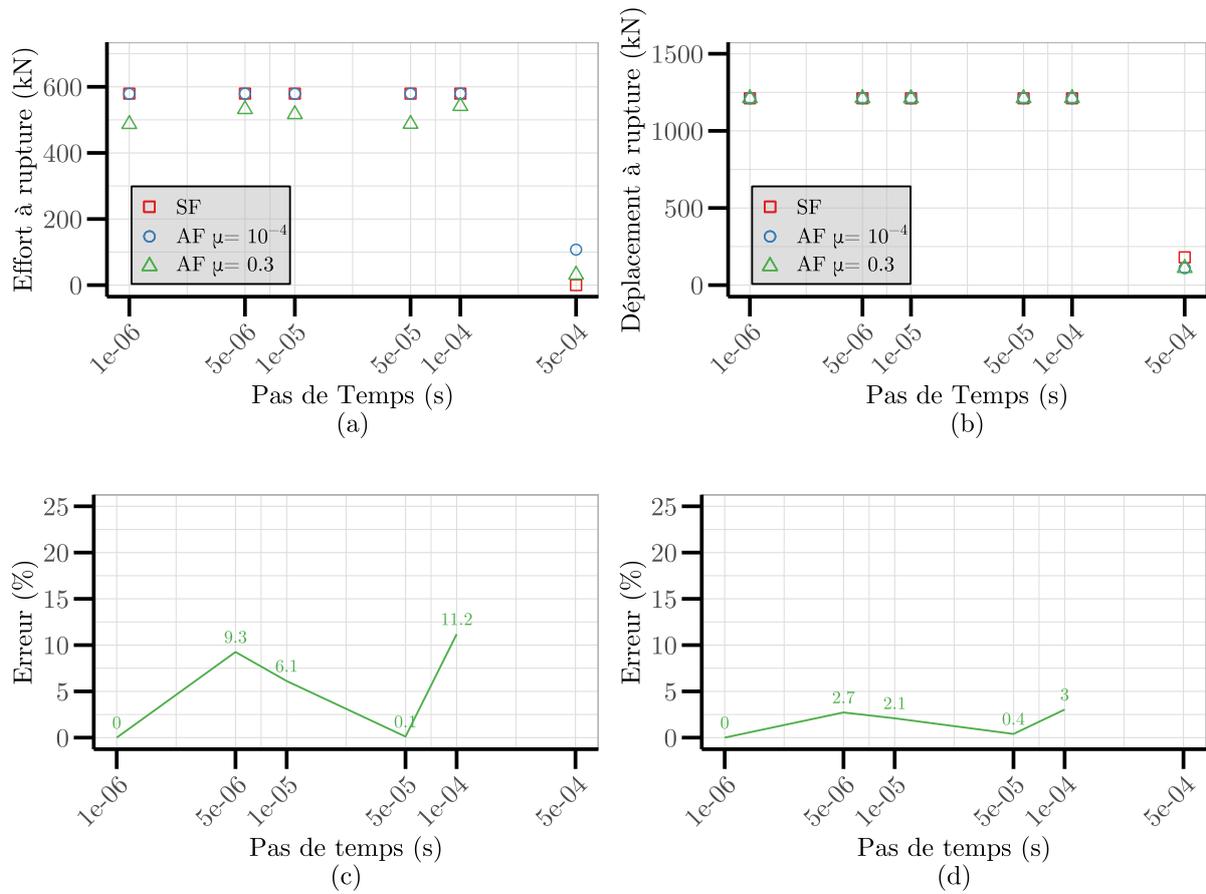
convergence nette des résultats pour tous les pas de temps testés. En effet, la comparaison de l'effort à la rupture pour chaque pas de temps avec l'effort à la rupture mesuré pour le pas de temps le plus faible ( $\tau = 1 * 10^{-6}$  s) ne montre pas de stabilisation et de diminution de l'erreur acceptable (Figure 4.17.c).

Les durées de simulation mesurées pour l'essai de traction hors plan confirment également la faible efficacité du modèle de nappe utilisant le modèle de prise en compte du glissement avec intégration du frottement par rapport à celui utilisant le modèle de prise en compte du glissement sans intégration du frottement. En effet, des valeurs en moyenne 12 fois plus importantes sont mesurées pour les simulations utilisant le modèle de nappe avec le modèle AF et  $\mu = 10^{-4}$ , en comparaison avec les simulations utilisant le modèle de nappe avec le modèle SF (Figure 4.18).

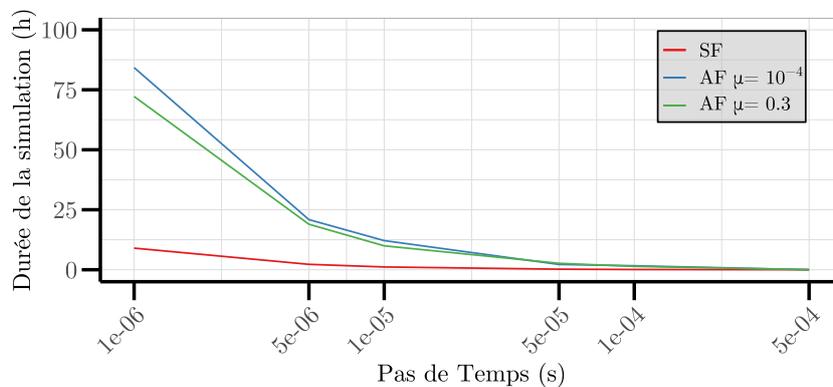
Les pas de temps optimaux obtenus pour les essais de traction simulés avec les modèles de nappe prenant en compte le glissement (SF ou AF) ont des valeurs significativement différentes. Le modèle de nappe avec le modèle SF peut être utilisé avec un pas de temps maximal  $\tau_{max} = 1 * 10^{-4}$  s. Pour le modèle de nappe avec le modèle AF, la convergence des résultats dépend du coefficient de frottement utilisé. Pour un coefficient de frottement très faible, les résultats obtenus sont identiques à ceux obtenus avec le modèle de nappe avec le modèle SF : un pas de temps maximal  $\tau_{max} = 1 * 10^{-4}$  s est utilisable. Cependant, une durée de simulation plus importante est mesurée avec le modèle de nappe intégrant le modèle AF, due à l'utilisation de la méthode de Newton-Raphson (Section 4.2.3). Pour un coefficient de frottement de  $\mu = 0.3$ , le modèle de nappe intégrant le modèle AF donne une convergence acceptable des résultats (différence inférieure à 5 %) à partir de  $\tau = 5 * 10^{-7}$  s pour l'essai dans le plan. La convergence n'est pas observée pour l'essai hors plan (pas de stabilité de la différence - Figure 4.17).

Le modèle de nappe intégrant le modèle AF nécessite l'utilisation de pas de temps très faibles, ce qui induit des durées de simulation très importantes. Par exemple, près de 50 h sont nécessaires pour garantir une bonne précision des résultats des simulations de l'essai de traction dans le plan avec  $\tau = 5 * 10^{-7}$  s et  $\mu = 0$ . La simulation de l'essai de traction dans le plan ne comporte que 29 particules, et seulement 7 câbles avec des particules glissantes à traiter. Considérant la taille bien supérieure d'un ouvrage complet, et le nombre de particules glissantes à calculer, l'intégration du modèle de nappe utilisant le modèle de prise en compte du glissement avec intégration du frottement n'est pas applicable pour un ouvrage complet.

Les écarts des résultats des efforts et des déplacements à la rupture, mesurés pour  $\mu = 0$  et  $\mu = 0,30$ , pour l'essai de traction dans le plan, sont de 13 % et 8 %. Bien que ces écarts soient non négligeables, ils restent acceptables en vue de l'utilisation du modèle de nappe intégrant le modèle SF pour la simulation de la réponse d'un ouvrage complet. En effet, ces écarts sont mesurés pour un fonctionnement très défavorable de la nappe : à la rupture et avec une valeur extrême pour le coefficient de frottement entre deux câbles ( $\mu = 0.30$ ). Dans la suite de l'étude, seul le modèle de nappe utilisant le modèle de prise en compte du glissement sans intégration du frottement sera considéré pour la simulation d'un ouvrage complet (Section 4.4).



**FIGURE 4.17** – Influence du pas de temps sur les caractéristiques à la rupture mesurées pour l’essai de traction hors plan : (a) Effort à la rupture, (b) Déplacement à la rupture, (c) Erreur résultant de la comparaison de l’effort à la rupture pour chaque pas de temps avec l’effort à la rupture mesuré pour le pas de temps le plus faible  $\tau = 1 * 10^{-6}$  s, pour le modèle AF avec  $\mu = 0.3$  (valeurs supérieures à 25 % non indiquées), (d) Erreur résultant de la comparaison du déplacement à la rupture pour chaque pas de temps avec le déplacement à la rupture mesuré pour le pas de temps le plus faible  $\tau = 1 * 10^{-6}$  s, pour le modèle AF avec  $\mu = 0.3$  (valeurs supérieures à 25 % non indiquées)



**FIGURE 4.18** – Évolution de la durée de la simulation avec le pas de temps pour l’essai de traction hors plan

## 4.4 Modèle complet de l'écran ELITE®

Le modèle de nappe avec prise en compte du glissement est utilisé pour étudier le comportement sous impact de l'écran ELITE®, décrit en détail dans la section 2.3.1. La position de ces éléments constitutifs est rappelée dans la figure 4.19. À l'exception de la nappe, tous les composants sont modélisés et calibrés tel que décrit dans les sections 3.3.1 et 3.3.2.

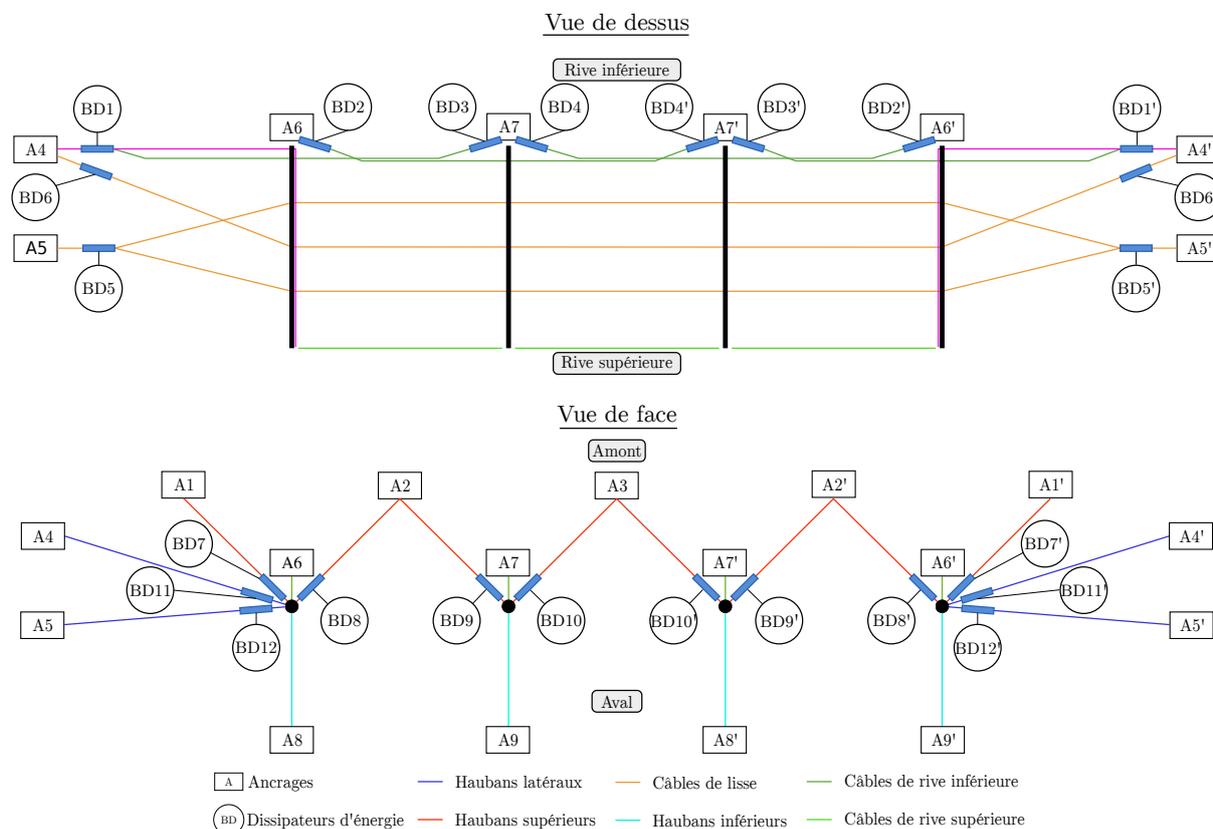


FIGURE 4.19 – Identification des composants de l'écran ELITE®

Les résultats obtenus dans la section précédente (Section 4.3) ont montré que le modèle de nappe avec la prise en compte du glissement avec intégration du frottement n'est pas utilisable dans le cadre d'une simulation à l'échelle d'un ouvrage complet. Le modèle de nappe ELITE® avec prise en compte du glissement sans intégration du frottement (Section 4.2.2) est donc utilisé, associé au paramétrage issu de la calibration présentée dans la section 4.2.5.

Afin de valider les prédictions du modèle complet de l'écran ELITE®, des essais d'impact unique et d'impacts successifs sont simulés (Section 4.4.2). L'essai d'impact unique consiste en un impact centré à une énergie d'impact de 5 000 kJ. La procédure de simulation consiste à appliquer tout d'abord le poids propre de la structure durant deux secondes, puis à simuler un impact d'une seconde. Pour l'essai d'impacts successifs, la barrière est sollicitée par deux impacts successifs sans maintenance de l'ouvrage entre les impacts. La procédure de simulation consiste à appliquer tout d'abord le poids propre de la structure durant deux secondes, puis à simuler un impact d'une seconde. Le bloc est ensuite arrêté, et la barrière est laissée libre durant trois secondes avec le bloc, afin d'obtenir un nouvel équilibre statique. À la suite de cet équilibre, le bloc est retiré, et la barrière est de nouveau laissée libre pendant 3 secondes en préparation du second impact. La même procédure est respectée pour le second impact.

Le déplacement vertical du bloc, ainsi que l'évolution des efforts dans les ancrages A1', A2', A3, A4' et A5' sont enregistrés pendant les phases d'impact.

#### 4.4.1 Convergence du modèle complet de l'écran ELITE<sup>®</sup>

Une étude préliminaire consistant à déterminer le pas de temps optimal, assurant la convergence des résultats de simulation, a été réalisée. Pour cette étude, une simulation d'essai d'impact unique telle que décrite précédemment est réalisée pour plusieurs valeurs de pas de temps  $\tau = [5 * 10^{-5}; 2 * 10^{-5}; 1.5 * 10^{-5}; 1 * 10^{-5}; 5 * 10^{-6}; 2.5 * 10^{-6}; 1 * 10^{-6}]$ . Ces valeurs permettent d'observer une large gamme de variation, avec des valeurs à proximité du pas de temps optimal.

Des durées de simulation nulles sont obtenues pour des pas de temps supérieurs à  $\tau = 1.5 * 10^{-5}$  s (Figure 4.20). Cela signifie que les simulations n'ont pas donné de résultat en raison d'une rupture instantanée d'un ou plusieurs éléments du modèle de l'écran. Pour  $\tau < 1.5 * 10^{-5}$  s, la comparaison de l'évolution du déplacement vertical du bloc, de l'évolution des efforts relevés dans les ancrages, et des allongements des dissipateurs d'énergie pour différents pas de temps, permet de définir une valeur optimale de  $\tau$ . Elle est définie comme la plus grande valeur du pas de temps ne donnant pas de variation significative des résultats.

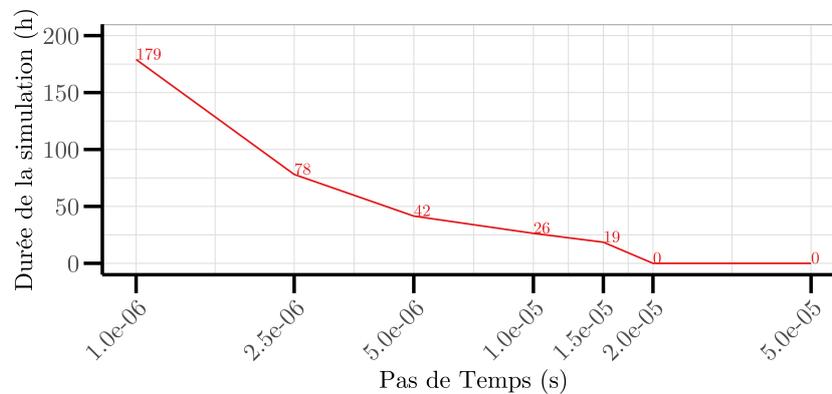


FIGURE 4.20 – Durée de la simulation de l'essai d'impact unique sur un ouvrage complet pour différents pas de temps

L'évolution du déplacement vertical du bloc et l'évolution des efforts dans les ancrages, sont quasiment identiques pour  $\tau \in [1.5 * 10^{-5}; 1 * 10^{-6}]$  (Figure 4.21). En effet, la comparaison du déplacement maximal du bloc et de l'effort dans l'ancrage A4, pour chaque pas de temps avec leur valeur mesurée avec le pas de temps le plus faible de  $\tau = 1 * 10^{-6}$  s donne une erreur inférieure à 1 % (Figure 4.23). De plus, la variation de l'allongement des dissipateurs d'énergie mesuré en fin d'essai est également très faible. En effet, la comparaison des allongements pour chaque pas de temps, avec l'allongement mesuré pour le pas de temps le plus faible de  $\tau = 1 * 10^{-6}$  s, donne une erreur maximale de 10 %, et reste inférieure à 5 % pour les dissipateurs les plus allongés (Figure 4.22). Ces résultats permettent de retenir  $\tau = 1.5 * 10^{-5}$  s, pour les simulations d'impact sur la barrière ELITE<sup>®</sup>, des valeurs plus faibles n'apportant pas une amélioration significative des résultats.

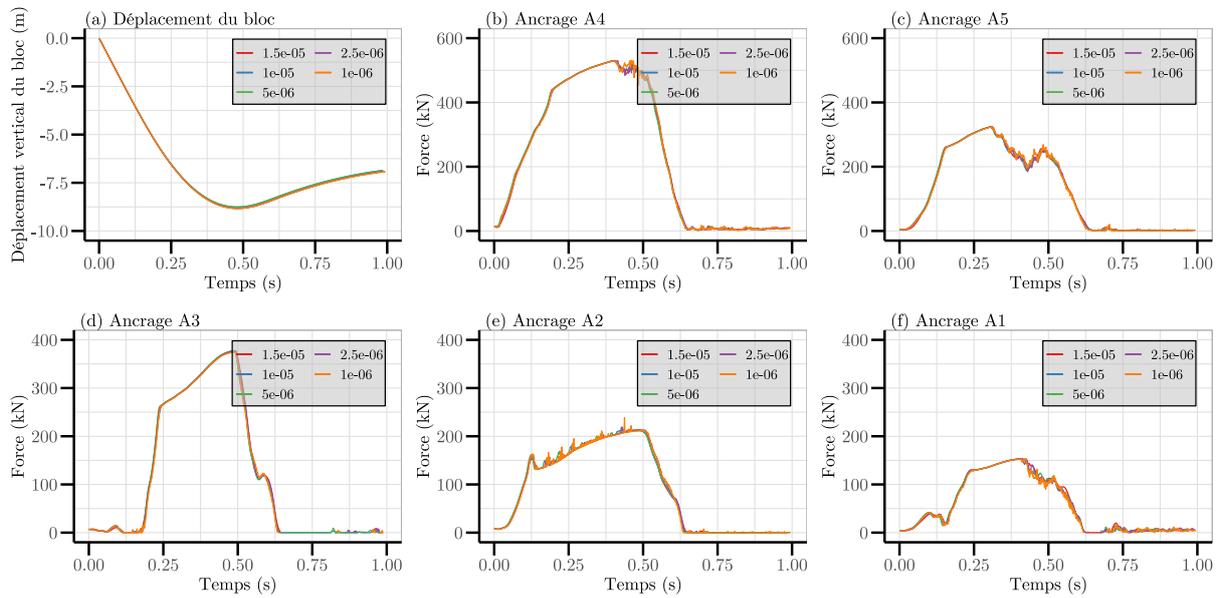


FIGURE 4.21 – Évolution du déplacement vertical du bloc et des efforts dans les ancrages relevés pour un essai d'impact unique réalisé avec différents pas de temps

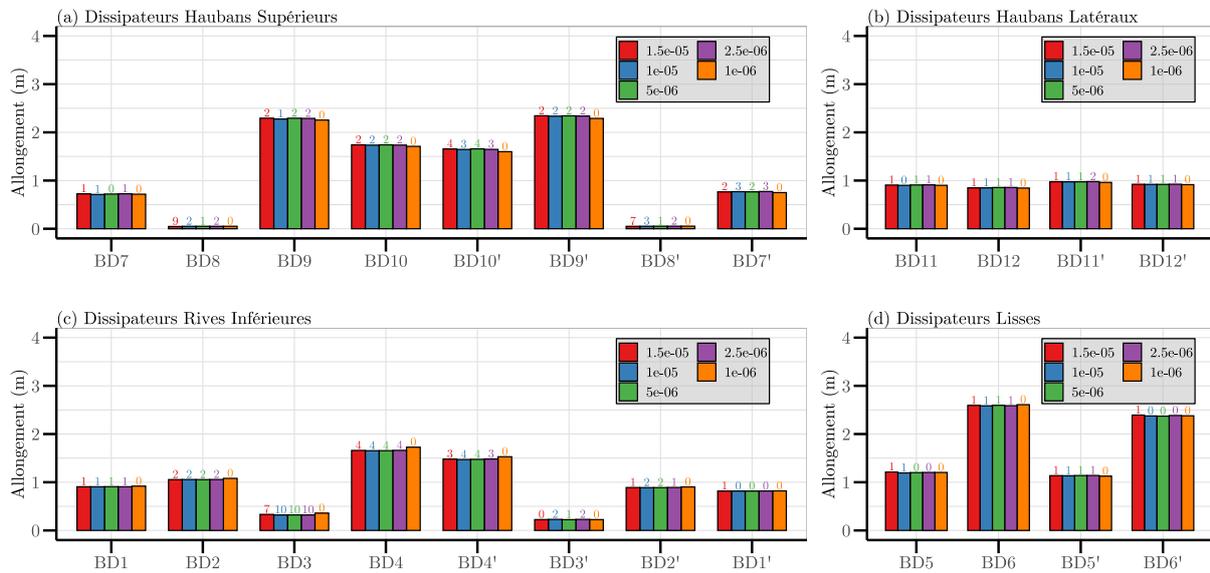


FIGURE 4.22 – Allongement des dissipateurs d'énergie mesuré en fin d'impact pour un essai d'impact unique réalisé avec différents pas de temps, les valeurs indiquent le pourcentage d'erreur résultant de la comparaison de l'allongement pour chaque pas de temps avec l'allongement mesuré avec le pas de temps le plus faible ( $\tau = 1 \times 10^{-6}$  s)

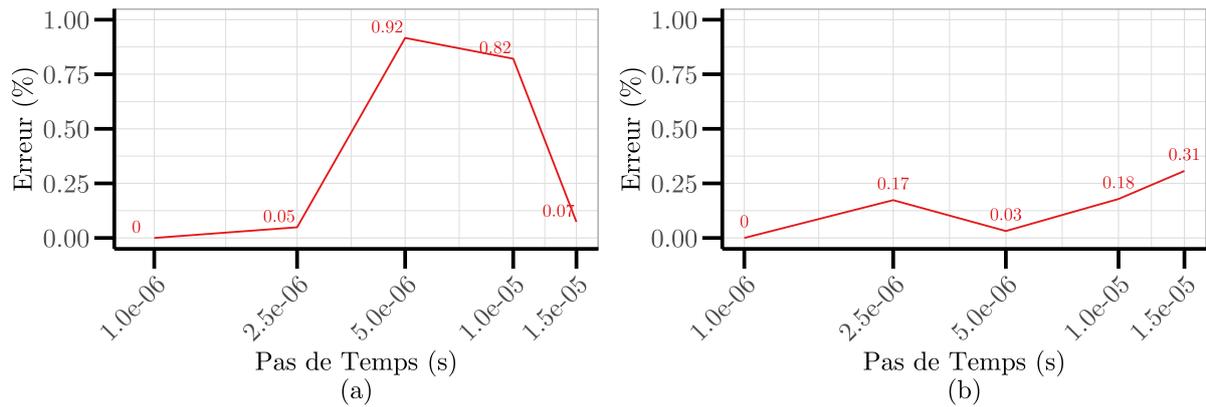


FIGURE 4.23 – Erreur résultante de la comparaison de la valeur pour chaque pas de temps avec la valeur mesurée pour le pas de temps le plus faible de  $\tau = 1 * 10^{-6}$  s : (a) Déplacement vertical maximal du bloc, (b) Effort maximal dans l'ancrage A4

## 4.4.2 Validation du modèle complet de l'écran ELITE<sup>®</sup>

### 4.4.2.1 Impact unique

#### *Déplacement vertical du bloc*

Les phases de pré-tension (partie linéaire) et de réaction (partie non linéaire) de la réponse de l'ouvrage (Section 2.3.3) sont observées dans les simulations (Figure 4.24). Le déplacement maximal du bloc prédit est de 8.78 m alors que le déplacement expérimental est de 9.06 m, soit une erreur de 3.1 %. Le temps d'arrêt est plus faible numériquement (modèle : 478 ms, expérimental : 548 ms).

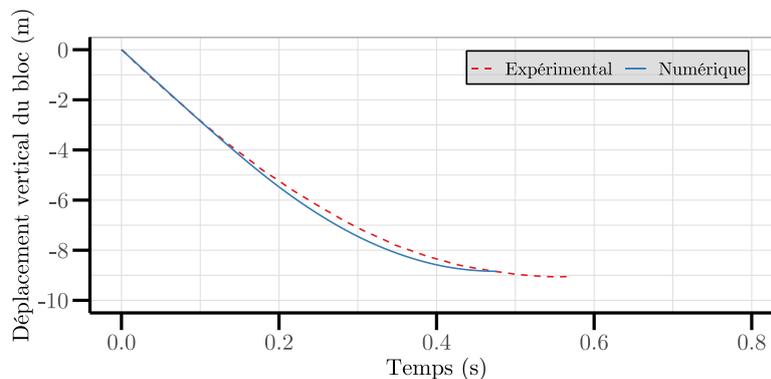


FIGURE 4.24 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant le déplacement vertical du bloc pour un essai d'impact unique sur l'écran ELITE<sup>®</sup>

#### *Efforts dans les ancrages*

Seuls les efforts dans les ancrages A2' et A5' ont été relevés expérimentalement. Ces mesures permettent d'évaluer la diffusion des efforts dans la structure : l'ancrage A2' est situé plus proche du point d'impact que l'ancrage A5'. Qualitativement, les allures des efforts sont correctement prédites par le modèle complet de l'écran. Cependant, après le déclenchement des dissipateurs d'énergie (aux alentours de 100 ms), une augmentation des efforts plus régulière et légèrement plus importante est observée dans les simulations (Figure 4.25).

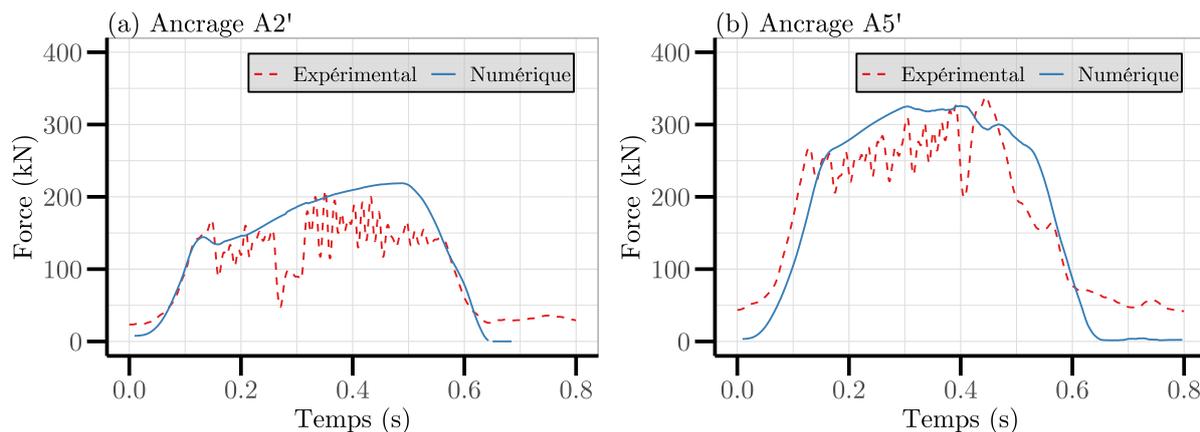


FIGURE 4.25 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant les efforts dans les ancrages pour un essai d'impact unique sur l'écran ELITE® : (a) Ancre A2', (b) Ancre A5'

Les efforts maximaux dans les ancrages sont tout de même correctement prédits, avec des erreurs relevées inférieures à 10 % (Tableau 4.2). La durée d'activation des dissipateurs d'énergie (durée entre l'instant de déclenchement et le début du déchargement final du dissipateur) est plus faible dans les simulations, avec des écarts légèrement plus importants pour l'ancre A2' (14.4 % - Tableau 4.2).

L'ouvrage numérique présente une rigidité légèrement plus importante que celle observée expérimentalement. Cette différence est vraisemblablement due au comportement des dissipateurs d'énergie. En effet, les câbles étant liés aux ancrages par l'intermédiaire d'un dissipateur d'énergie, l'effort relevé dans les ancrages est contrôlé par le comportement du dissipateur. Des essais dynamiques ont été utilisés pour la calibration du modèle des dissipateurs d'énergie. Cependant, leur comportement est sensible à la vitesse de chargement (Castanon-Jano et al., 2017), et leur positionnement dans un ouvrage complet induit une sollicitation différente de celle d'un essai dynamique sur un seul dissipateur. Cette différence provoque un écart entre la réponse numérique, calibrée sur un essai d'impact seul, et la réponse expérimentale dans un ouvrage complet.

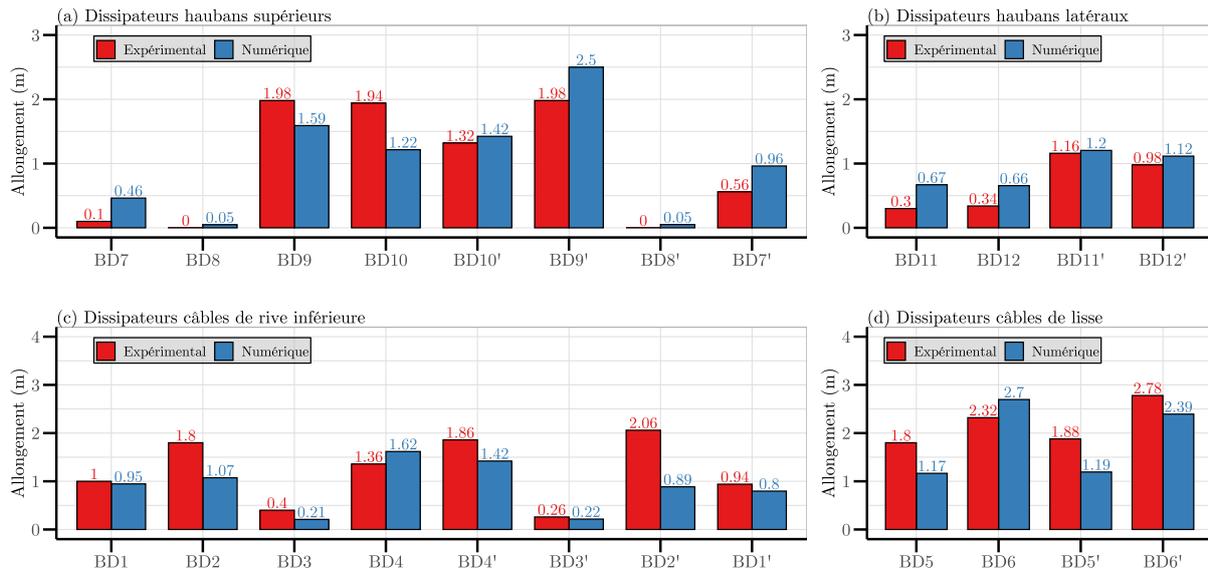
|                | Ancre A2' |     |         | Ancre A5' |     |        |
|----------------|-----------|-----|---------|-----------|-----|--------|
|                | Exp       | Num | Erreur  | Exp       | Num | Erreur |
| Force (kN)     | 209       | 221 | 5.7 %   | 339       | 332 | -2.1 % |
| $t_{act}$ (ms) | 450       | 385 | -14.4 % | 355       | 360 | 1.4 %  |

TABLEAU 4.2 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant les efforts maximaux dans les ancrages A2' et A5', et de la durée d'activation des dissipateurs  $t_{act}$ , pour un essai d'impact unique sur l'écran ELITE®

#### *Allongement des dissipateurs d'énergie*

Les allongements des dissipateurs d'énergie mesurés après impact (Figure 4.26) montrent que les zones de dissipation d'énergie sont correctement prédites. En effet, les dissipateurs présentant de forts allongements expérimentaux sont identiques à ceux mis en évidence lors des simulations. Cependant, les valeurs mesurées pour les allongements présentent des différences notables.

Pour les dissipateurs connectés aux têtes des poteaux (haubans supérieurs et latéraux), les allongements obtenus numériquement sont dissymétriques, le côté droit de l'ouvrage étant plus chargé (dissipateurs noté BD'). Cette dissymétrie est due à la rupture d'une connexion entre la nappe et les câbles de



**FIGURE 4.26** – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l’allongement des dissipateurs d’énergie mesuré après impact pour un essai d’impact unique sur l’écran ELITE<sup>®</sup> : (a) Dissipateurs des haubans latéraux, (b) Dissipateurs des lisses, (c) Dissipateurs des haubans supérieurs, (d) Dissipateurs des rives inférieures

rive, provoquée par un point dur dans le modèle complet de l’écran. Cette rupture entraîne un report des efforts sur le côté droit de l’ouvrage (côté BD’).

Les différences quantitatives observées peuvent également être expliquées par la difficulté de prédiction des allongements des dissipateurs en raison de la réponse variable de ces dispositifs (Dugelas et al., 2019), dépendante de la vitesse de sollicitation en traction (Castanon-Jano et al., 2017).

### *Hauteur résiduelle*

La hauteur résiduelle mesurée numériquement est de 4.77 m, et expérimentalement de 4.64 m (erreur de 3 %). Cette faible différence est obtenue malgré la différence notable de hauteur nominale (modèle : 5.33 m, expérimental : 6.94 m). Cette variation est due à la difficulté de décrire fidèlement le montage expérimental dans le modèle complet de l’écran ELITE<sup>®</sup>. En particulier, les câbles de rives sont légèrement plus longs qu’expérimentalement et non prétendus, ce qui conduit à une hauteur nominale plus faible. L’absence de pré-tension dans le modèle de l’écran induit également des différences de tension initiale dans les câbles reliés aux ancrages (Figure 4.25).

#### 4.4.2.2 Impacts successifs

##### *Déplacement vertical du bloc*

Les phases de pré-tension (partie linéaire) et de réaction (partie non linéaire) de la réponse de l’ouvrage sont prédites avec le modèle complet de l’écran ELITE<sup>®</sup>, pour les deux impacts successifs (Figure 4.27), ainsi que la réduction de la durée de la phase de pré-tension au second impact.

Pour le premier impact, le déplacement maximal du bloc est correctement prédit avec une erreur de 2.3 % (modèle : 5.68 m, expérimental : 5.55 m). Le temps nécessaire pour arrêter le bloc est également cor-

rectement prédit avec une erreur de 9,6 %. Pour le second impact, l'erreur de prédiction du déplacement maximal vertical du bloc est plus importante (15.2 % - modèle : 3.44 m, expérimental : 2.98 m). Cette augmentation de l'erreur lors du second impact est due à une mauvaise reproduction du comportement de la nappe lors des phases de déchargement. Le temps d'arrêt du bloc est cependant correctement prédit numériquement lors du second impact, avec une erreur de 2 %.

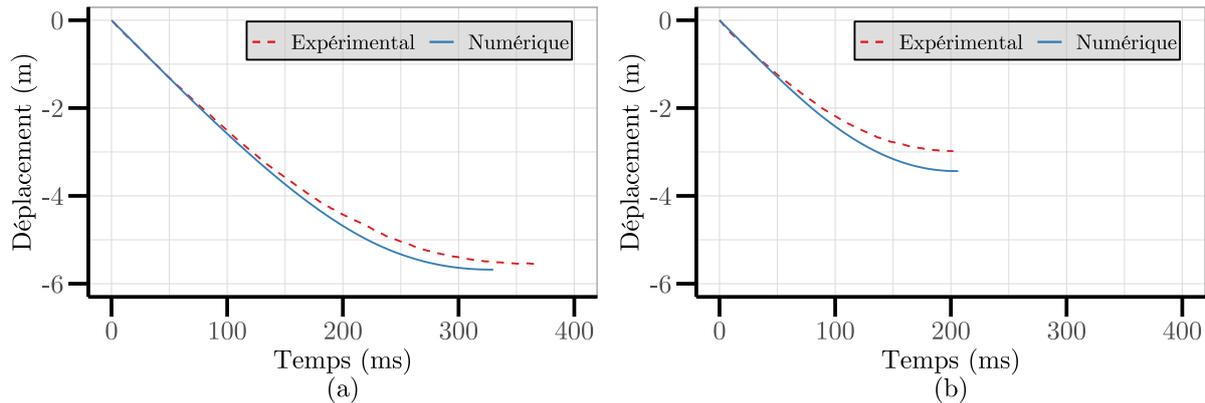


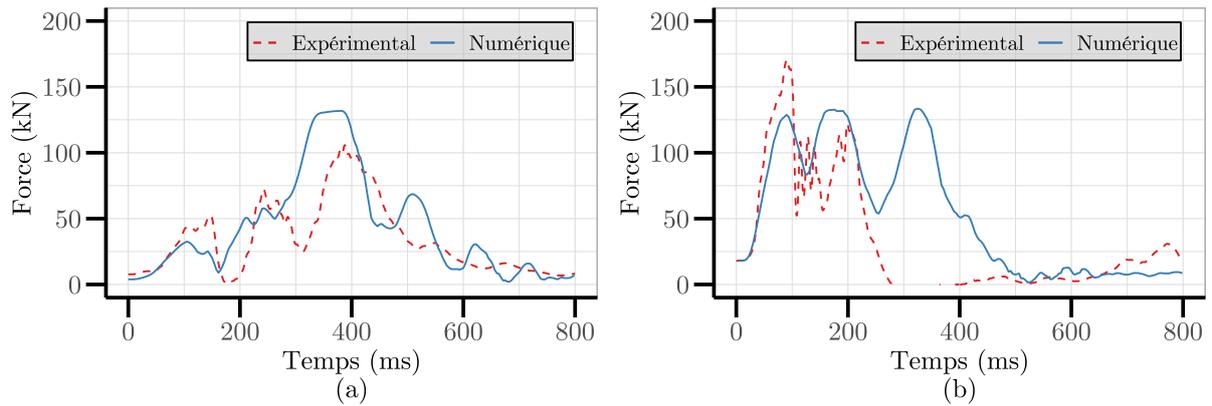
FIGURE 4.27 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant le déplacement vertical du bloc pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE® : (a) Impact 1, (b) Impact 2

### *Efforts dans les ancrages*

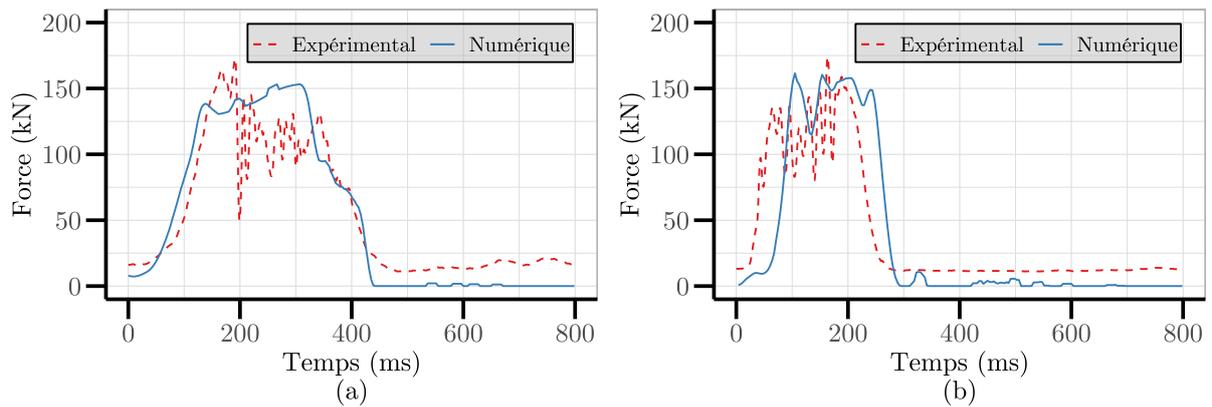
Les évolutions des efforts relevés dans les ancrages A1', A2', A3, A4' et A5', pour les deux impacts, sont présentées dans les figures 4.28, 4.29, 4.30, 4.31 et 4.32.

Pour le premier impact, les évolutions des efforts dans tous les ancrages sont prédites par le modèle complet de l'écran. Pour le second impact, l'évolution de l'effort est également prédite pour tous les ancrages, excepté pour les ancrages A1' et A3 (Figures 4.28 et 4.30). En effet, numériquement, un pic d'effort est identifié à  $t = 250$  ms pour l'ancrage A1' et à  $t = 300$  ms pour l'ancrage A3. Globalement, l'augmentation de la rigidité de l'ouvrage avec les impacts est retrouvée, comme le montre la réduction de la durée d'impact.

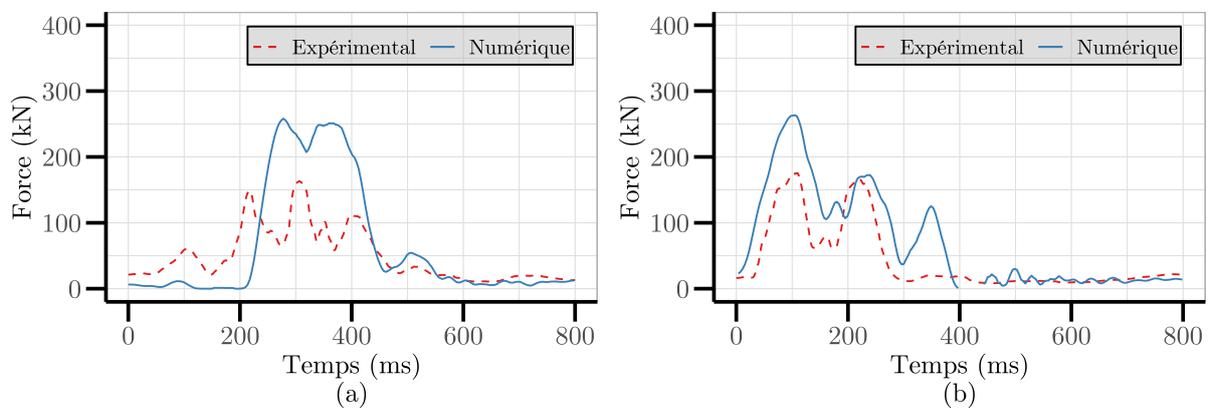
Les efforts maximaux relevés dans les ancrages supérieurs et latéraux sont correctement prédits, excepté pour l'ancrage A3 pour lequel un écart significatif est observé (Tableau 4.3). Cet écart est une conséquence de l'absence de rigidité de flexion dans le modèle de nappe. Lors d'un impact, les mailles autour du bloc se déforment en flexion, donnant à la nappe une courbure expérimentale plus forte que celle représentée par le modèle complet d'écran (Figure 4.33). Ainsi, dans le modèle complet de l'écran ELITE®, la hauteur de la nappe au niveau des poteaux centraux est inférieure à celle mesurée expérimentalement, et elle entre en contact avec les haubans inférieurs, ce qui provoque une augmentation de l'effort dans l'ancrage A3.



**FIGURE 4.28** – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'effort dans l'ancrage A1' pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE<sup>®</sup> : (a) Impact 1, (b) Impact 2



**FIGURE 4.29** – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'effort dans l'ancrage A2' pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE<sup>®</sup> : (a) Impact 1, (b) Impact 2



**FIGURE 4.30** – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'effort dans l'ancrage A3 pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE<sup>®</sup> : (a) Impact 1, (b) Impact 2

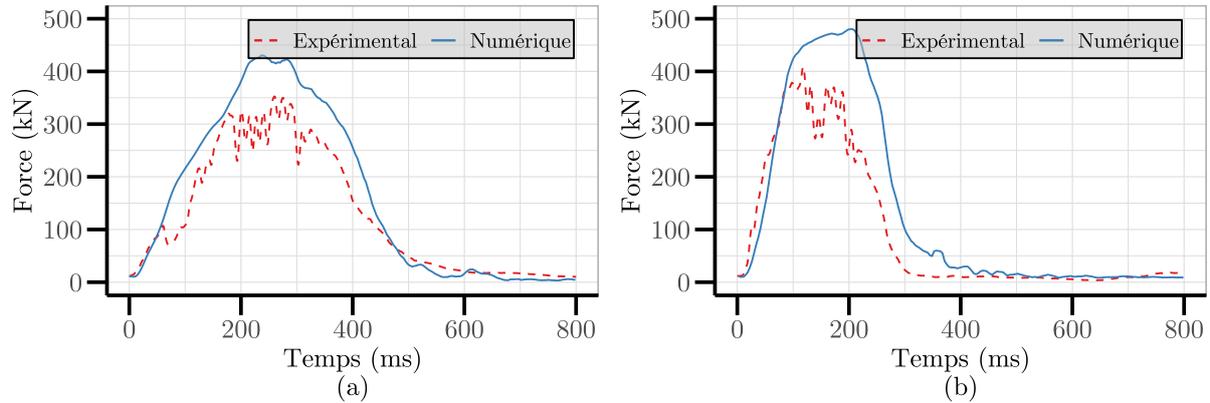


FIGURE 4.31 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'effort dans l'ancrage A4' pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE® : (a) Impact 1, (b) Impact 2

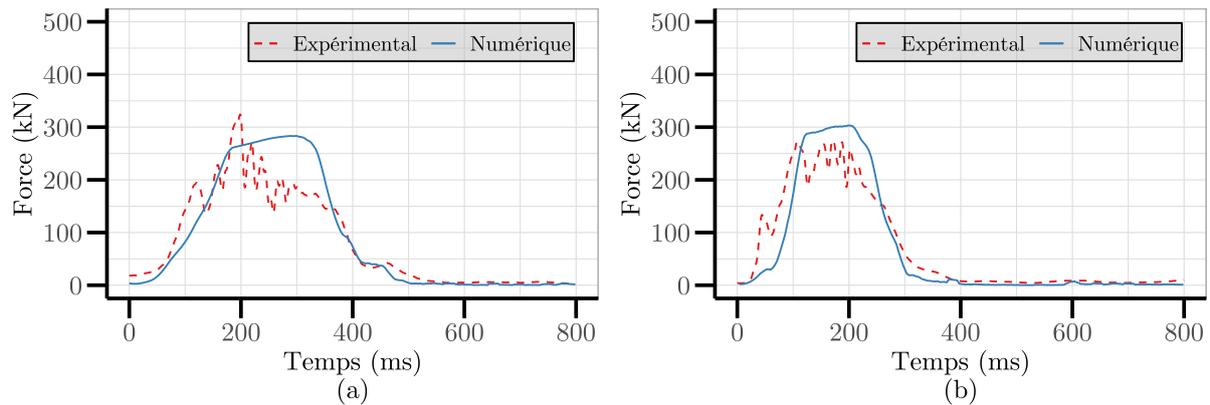


FIGURE 4.32 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'effort dans l'ancrage A5' pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE® : (a) Impact 1, (b) Impact 2

|          |                          | A1'   | A2'   | A3   | A4'  | A5'   |
|----------|--------------------------|-------|-------|------|------|-------|
| Impact 1 | Effort expérimental (kN) | 106   | 173   | 163  | 353  | 324   |
|          | Effort numérique (kN)    | 131   | 153   | 258  | 430  | 283   |
|          | Erreur (%)               | 24.6  | -11.3 | 58.0 | 22.1 | -12.6 |
| Impact 2 | Effort expérimental (kN) | 170   | 174   | 175  | 408  | 275   |
|          | Effort numérique (kN)    | 133   | 161   | 263  | 480  | 303   |
|          | Erreur (%)               | -21.8 | -7.2  | 50.0 | 17.4 | 10.2  |

TABLEAU 4.3 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant les efforts maximaux relevés dans les ancrages pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE®

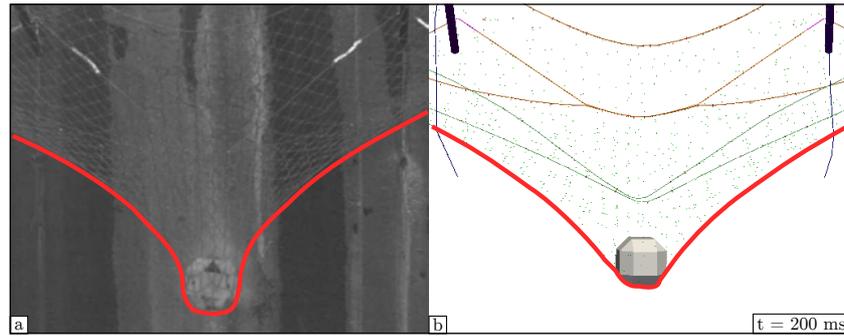


FIGURE 4.33 – Courbure de la nappe observée à  $t = 200$  ms pour le second impact de l'essai d'impacts successifs : (a) Essai expérimental, (b) Essai numérique

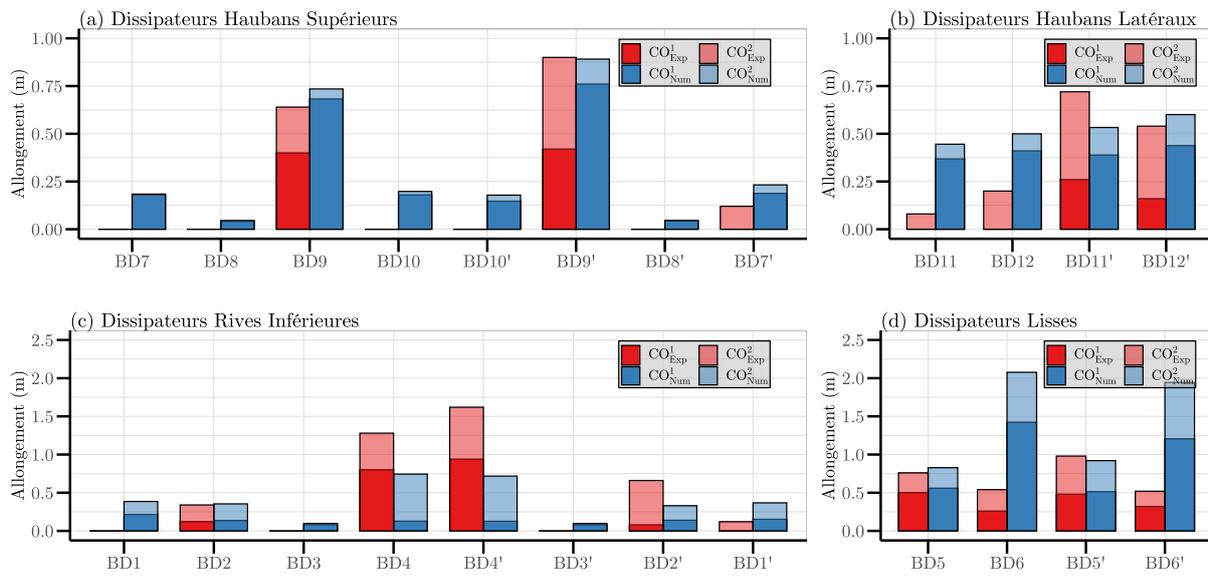


FIGURE 4.34 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques concernant l'allongement des dissipateurs d'énergie mesuré après impact pour les deux impacts de l'essai d'impacts successifs sur l'écran ELITE<sup>®</sup> : (a) Dissipateurs des haubans latéraux, (b) Dissipateurs des lisses, (c) Dissipateurs des haubans supérieurs, (d) Dissipateurs des rives inférieures

### Allongement des dissipateurs d'énergie

Le contact entre la nappe et les haubans inférieurs identifié numériquement provoque un mouvement des poteaux vers le bas, à l'origine d'allongements des dissipateurs de la rive supérieure plus importants dans le modèle complet d'écran souple (Figure 4.34).

Pour les dissipateurs de la rive inférieure, la tendance inverse est observée, avec des allongements plus importants mesurés expérimentalement, notamment pour les dissipateurs BD4 et BD4'. La dissymétrie de sollicitations des haubans latéraux observée expérimentalement n'est pas prédite : les dissipateurs BD11, BD12, BD11' et BD12' présentent des allongements similaires dans les résultats obtenus avec le modèle de l'écran ELITE<sup>®</sup>. Numériquement, BD6 et BD6' sont fortement sollicités, alors qu'ils le sont peu expérimentalement.

Ainsi, comme identifiés pour l'essai d'impact unique, les allongements des dissipateurs d'énergie sont difficiles à prédire en raison de leur réponse dépendante des conditions d'impact.

### *Hauteur résiduelle*

La hauteur résiduelle après le premier impact est plus faible numériquement (modèle : 4.28 m, expérimental : 5.18 m). Cette différence est attendue compte tenu des écarts mesurés dans les allongements des dissipateurs d'énergie des haubans supérieurs. En effet, les haubans supérieurs fortement allongés permettent un déplacement de la tête des poteaux centraux vers le centre de la barrière, ayant pour conséquence un déplacement plus important du centre du câble de rive supérieure vers le point d'impact, réduisant ainsi la hauteur résiduelle. Après le second impact, les poteaux subissent à nouveau des mouvements importants induisant une hauteur résiduelle plus importante numériquement (5.41 m) qu'expérimentalement (4.80 m).

## 4.5 Conclusions

Un modèle avancé de la nappe ELITE<sup>®</sup> a été présenté dans ce chapitre. La particularité de ce modèle de nappe réside dans la prise en compte du glissement entre les mailles de la nappe. Deux types de prise en compte du glissement ont été développés : le premier, n'intégrant pas de frottement entre les câbles (Modèle SF), est basé sur les travaux de Volkwein (Volkwein, 2005) ; le second, intégrant le frottement (Modèle AF), est basé sur les travaux de Coulibaly (Coulibaly et al., 2018).

Une fois intégré dans le modèle de la nappe, le modèle SF a montré de meilleures performances numériques que le modèle AF, il a ainsi été retenu pour la modélisation à l'échelle d'un ouvrage complet.

Les résultats de simulation des essais d'impact unique et d'impacts successifs avec le modèle d'ouvrage complet montrent une très bonne prédiction des évolutions des efforts dans les ancrages, pour tous les impacts. Des différences plus importantes ne sont observées que sur les prédictions des efforts dans les ancrages A3 et A1', pour le second impact de l'essai d'impacts successifs. Elles sont essentiellement dues à l'absence de rigidité de flexion dans le modèle de la nappe.

Quantitativement, les résultats de l'essai d'impact unique sont prédits de façon plus satisfaisante que ceux de l'essai d'impacts successifs. Il convient de noter que les données expérimentales plus complètes pour l'essai d'impacts successifs complexifient sa validation avec l'augmentation du nombre de points de comparaison. Pour les deux essais, la simulation numérique des allongements des dissipateurs d'énergie présente des erreurs importantes, dues au comportement très sensible de ces composants, ce qui rend leur modélisation difficile.

Malgré ces différences, l'intégration du modèle de nappe ELITE<sup>®</sup> prenant en compte le glissement dans le modèle complet de l'écran ELITE<sup>®</sup>, permet une nette amélioration de la capacité prédictive de la réponse de la barrière, et notamment de la diffusion des efforts dans la nappe. Cependant, étant donné la complexité de ce type de structure (montage, comportement hautement non linéaire des éléments, régime dynamique, effets inertiels, effets géométriques liées aux grands déplacements), il n'est pas possible de prédire de façon exacte la réponse expérimentale. De plus, la variabilité de la réponse des ouvrages souples ayant été démontrée (Dugelas et al., 2019), la seule réponse expérimentale disponible ici ne peut être considérée comme la réponse exacte de la barrière.

Le modèle de nappe développé peut encore être amélioré. En premier lieu, la calibration de ce modèle

avec un essai de traction dans le plan ne semble pas la meilleure option. Une sollicitation hors plan se rapproche plus de celle d'un ouvrage complet sous impact. Par ailleurs, numériquement, les modèles de prise en compte du glissement AF et SF étant créés dans une boucle annexe au code source du logiciel, leur intégration complète au code source permettrait d'améliorer la vitesse d'exécution des modèles, ouvrant des possibilités d'études complémentaires portant notamment sur l'influence du frottement dans la nappe sur la réponse de l'ouvrage complet.

Le modèle complet de l'écran ELITE<sup>®</sup>, présenté dans ce chapitre, peut être utilisé pour étudier des configurations différentes ou pour le prédimensionnement de nouvelles structures. Cependant, son utilisation pour des études paramétriques, nécessitant un grand nombre de simulations, n'est pas possible compte tenu de sa vitesse d'exécution. L'utilisation de modèles de substitution, avec une vitesse d'exécution beaucoup plus rapide, doit permettre de pallier à cette limitation. La mise en place d'une telle approche avec un exemple de l'utilisation de tels modèles de substitution, à partir d'un modèle d'ouvrage complet, sera l'objet du prochain chapitre.

# Chapitre 5

## Outil d'aide à la conception

### 5.1 Introduction

La conception des écrans souples de protection contre les chutes de blocs est essentiellement basée sur l'expérience du concepteur et les campagnes expérimentales réalisées. Les outils numériques ne sont pas directement intégrés dans le processus de conception de l'ouvrage. Ils n'interviennent qu'à la suite de la réalisation d'essais d'impacts « à échelle 1 » sur les écrans, ces essais étant nécessaires à l'obtention de la certification européenne (EOTA, 2018). Dans ce contexte, l'apport de l'outil numérique réside uniquement dans l'étude détaillée du fonctionnement de l'écran tel qu'il a été conçu, ce qui peut conduire à des améliorations substantielles par rapport à la configuration définie par le concepteur.

Cette procédure de conception est longue, coûteuse, et nécessite la réalisation d'un nombre important d'essais d'impacts, dont plusieurs s'avèrent infructueux. Pour réduire leur nombre, il peut être intéressant d'utiliser la modélisation numérique pour tester de nouvelles configurations d'un écran, en amont dans le processus de conception. L'utilisation d'outils numériques peut également permettre d'optimiser le dimensionnement des ouvrages afin de réduire leur coût de développement, et le prix de vente en conséquence, tout en conservant de bonnes performances.

L'utilisation directe des modèles DEM complets dans cette optique n'est pas envisageable en raison de leur durée d'exécution importante (par exemple, 19 h pour 3 secondes de simulation avec le modèle DEM de l'écran ELITE<sup>®</sup> présenté dans le chapitre 4). En particulier, ces modèles d'ouvrage ne peuvent être utilisés pour des études paramétriques poussées, intégrant un nombre important de variables. En effet, la durée de réalisation de toutes les simulations nécessaires à de telles études est trop importante pour une utilisation dans un contexte de développement de produits en entreprise.

L'utilisation de modèles de substitution, aussi appelés « méta-modèles », peut permettre de résoudre ce problème (Figure 5.1 - Section 5.2). Les méta-modèles sont des outils mathématiques, très efficaces en termes de durée d'exécution. Une fois calibrés, ils peuvent permettre de prédire une variable de sortie du modèle DEM de l'ouvrage en fonction de plusieurs variables d'entrée, définies au préalable.

La mise en place d'un méta-modèle se fait de manière ciblée, en réponse à un problème donné. Sa calibration nécessite la réalisation d'un nombre limité de résultats de simulations du modèle DEM. Le plan d'expérience à suivre pour les simulations de calibration est fonction de la méthode de méta-modélisation

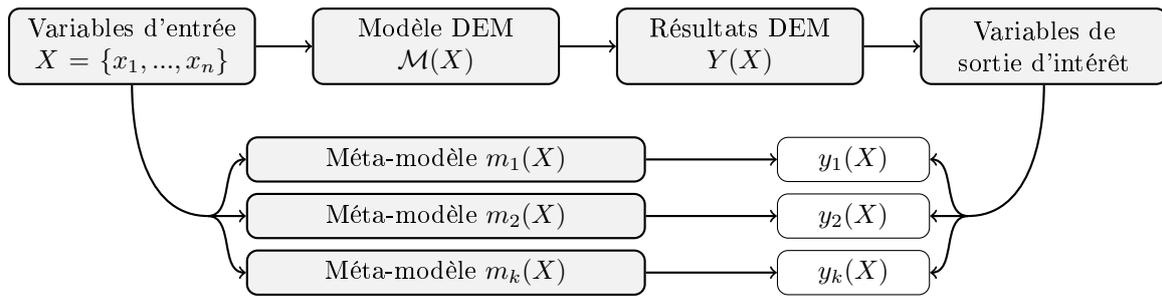


FIGURE 5.1 – Principe d'utilisation des méta-modèles en substitution du modèle DEM de l'ouvrage

utilisée. Cette dernière est sélectionnée en fonction du type de variable de sortie à prédire, continue ou discrète, et de son allure (seuils, pics, discontinuités) (Section 5.2.3). Une fois le méta-modèle calibré, il peut être utilisé pour réaliser des études de sensibilité, et peut être intégré dans un outil global de conception d'ouvrages de protection.

L'objectif du travail présenté dans ce chapitre est d'évaluer les possibilités de développement d'approches basées sur l'utilisation de méta-modèles pour la conception d'ouvrages souples. À titre d'exemple, l'étude présentée dans ce chapitre porte sur l'analyse de l'influence de l'effort de déclenchement des dissipateurs d'énergie sur le comportement de l'ouvrage, afin d'aider le concepteur dans le choix du type de dissipateur à mettre en place. La barrière ELITE<sup>®</sup> (Figure 5.3), présentée dans la section 2.3.1, est étudiée. Elle est soumise à un essai d'impact unique d'une énergie de 5 000 kJ, correspondant à une énergie maximale (MEL), tel que décrit dans l'EAD (EOTA, 2018). Ses principales caractéristiques géométriques sont rappelées dans le tableau 5.1.

La méthode générale développée et appliquée est présentée dans la figure 5.2. La première étape consiste à formaliser le problème à étudier et à créer toutes les données nécessaires pour l'étude de méta-modélisation. Cette étape initiale nécessite la définition d'un modèle complet d'écran ainsi que l'identification des variables d'intérêt, c'est-à-dire les données d'entrée et de sortie considérées. Dans une seconde étape, des méta-modèles sont calibrés et le comportement de la structure est analysé à l'aide de ces méta-modèles. Enfin, les méta-modèles sont intégrés dans un outil d'aide à la conception d'écrans souples.

|                                     |         |
|-------------------------------------|---------|
| Largeur maximale d'un module        | 11.50 m |
| Hauteur des poteaux                 | 8.30 m  |
| Hauteur minimale du filet           | 7.00 m  |
| Largeur de l'emprise de la barrière | 11.00 m |

TABLEAU 5.1 – Principales caractéristiques géométriques de la barrière ELITE<sup>®</sup> 5000 kJ catégorie A

## 5.2 Formalisation

L'objectif du problème étudié est d'identifier, à partir du modèle DEM de l'écran ELITE<sup>®</sup> décrit dans les sections 3.3 et 4.4, l'influence de l'effort de déclenchement des dissipateurs sur la réponse de l'ouvrage sous impact. Pour cela, les variables d'entrée et de sortie d'intérêt sont définies (Sections 5.2.1 et 5.2.2), une approche de méta-modélisation est choisie (Section 5.2.3), et un plan d'expérience adapté est mis en place.

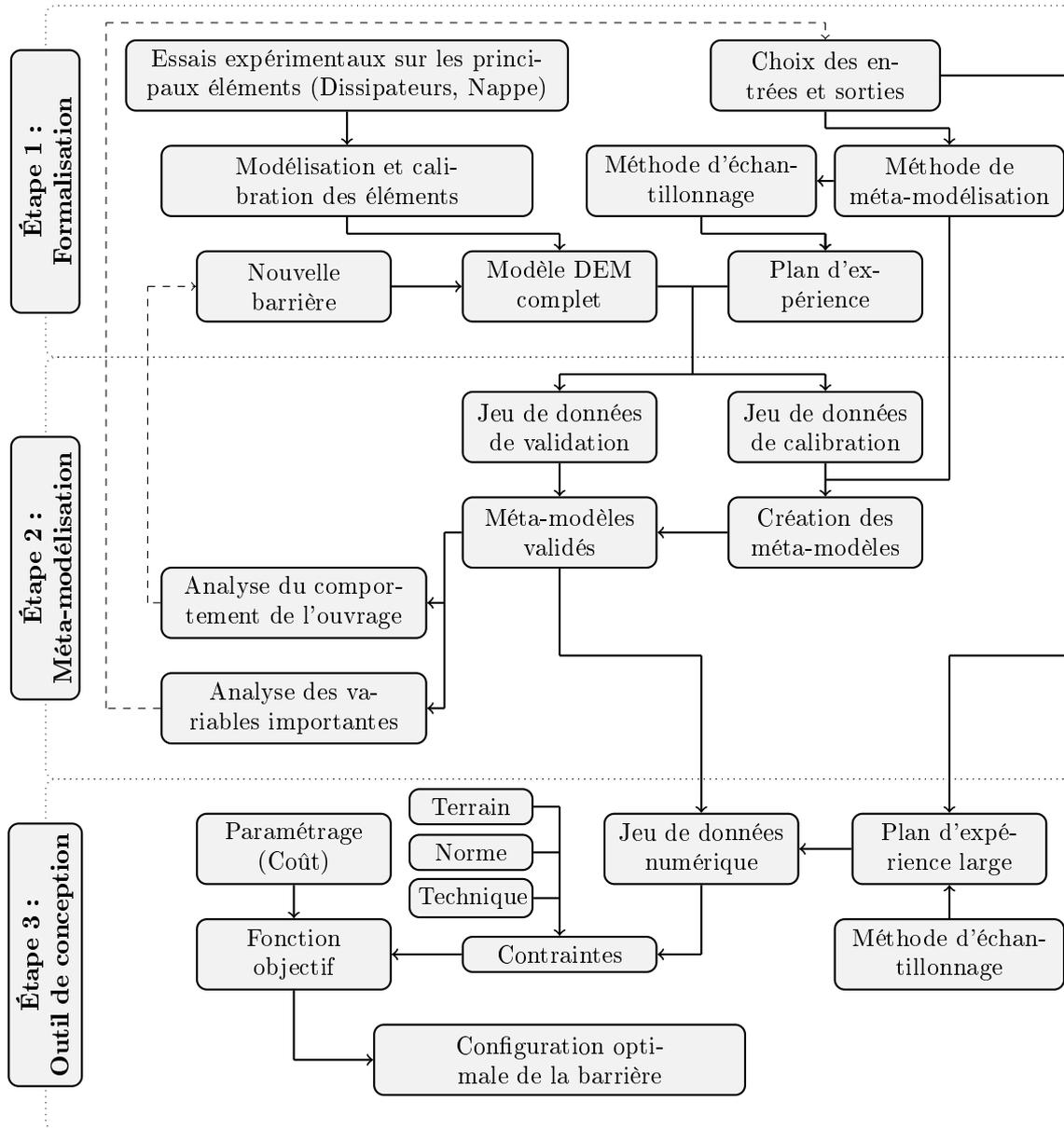


FIGURE 5.2 – Méthode générale développée pour la conception d'écrans souples

### 5.2.1 Variables d'entrée

L'objet d'étude est l'analyse de l'influence de l'effort de déclenchement des dissipateurs d'énergie sur la réponse de la structure. Cet effort est défini comme la valeur seuil à partir de laquelle le dissipateur entre en fonctionnement, et commence à dissiper de l'énergie (Section 1.2.1). Dans le modèle DEM, cette valeur seuil intervient dans le paramétrage du modèle de dissipateur d'énergie (Section 3.3.1). Comme 24 dissipateurs sont installés sur la barrière ELITE<sup>®</sup>, 24 variables d'entrée devraient être considérées, ce qui n'est pas réalisable compte tenu des ressources numériques nécessaires. Il a été choisi de ne fixer qu'une seule valeur de seuil de déclenchement pour tous les dissipateurs fixés sur un même type de câble de l'ouvrage. Ce choix conduit à la définition de 4 groupes de dissipateurs d'énergie, ceux fixés sur : les câbles de rive inférieure, les câbles de lisse, les haubans supérieurs ou les haubans latéraux. Les dissipateurs appartenant à chacun des 4 groupes sont listés dans le tableau 5.2.

La définition de ces 4 groupes permet de limiter le nombre de variables d'entrée à 4 :  $F_{RI}$ ,  $F_{LI}$ ,  $F_{HS}$ ,

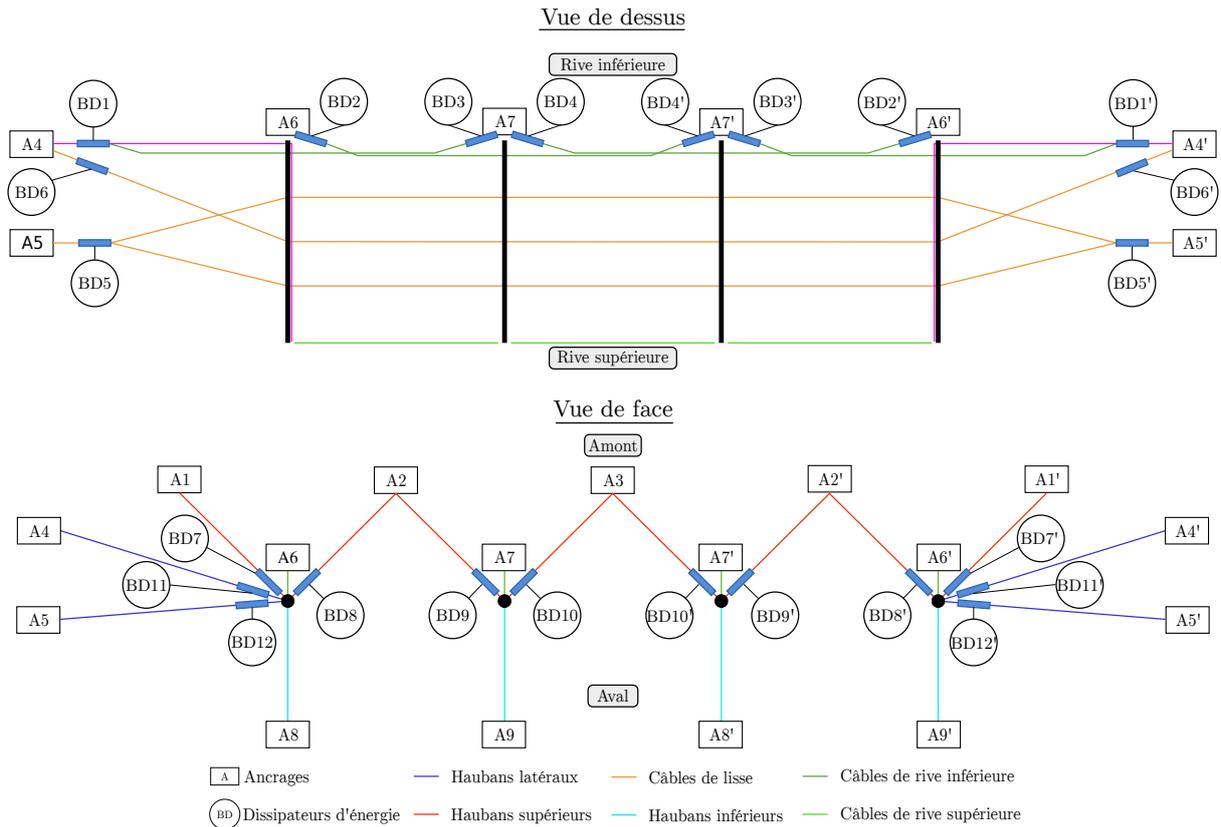


FIGURE 5.3 – Identification des composants de l'écran ELITE©

| Groupe                  | Dissipateurs appartenant au groupe           |
|-------------------------|--|
| Rive inférieure (RI)    | BD1, BD2, BD3, BD4, BD1', BD2', BD3', BD4'   |
| Lisses (LI)             | BD5, BD6, BD5', BD6'                         |
| Haubans supérieurs (HS) | BD7, BD8, BD9, BD10, BD7', BD8', BD9', BD10' |
| Haubans latéraux (HL)   | BD11, BD12, BD11', BD12'                     |

TABLEAU 5.2 – Groupes de dissipateurs d'énergie définis pour l'étude

$F_{HL}$ . Pour chacune de ces variables, la gamme de variation de l'effort de déclenchement des dissipateurs d'énergie est définie entre 50 kN et 200 kN, ce qui correspond à la gamme des valeurs de seuil de déclenchement disponibles en pratique.

### 5.2.2 Variables de sortie

Les variables de sortie choisies sont celles nécessaires pour la certification européenne (interception du bloc, hauteur résiduelle, élongation de la barrière) (EOTA, 2018). Plusieurs grandeurs utiles pour le dimensionnement et l'étude du comportement de la barrière ont également été sélectionnées (efforts dans les ancrages, allongement des dissipateurs d'énergie, identification des éléments les plus sollicités).

#### *Arrêt du bloc*

L'arrêt du bloc par l'ouvrage est une condition nécessaire à l'obtention de la certification de la barrière suivant la recommandation européenne (EOTA, 2018). La variable discrète  $I_b$  est définie pour traduire l'arrêt du bloc lors des simulations. Sa valeur est établie en fonction de l'altitude du bloc en fin d'impact ( $pos_z^f$ ). Si le bloc n'est pas arrêté, alors son altitude en fin d'impact est égale à la plus faible altitude

$poz_z^{min}$  relevée pendant l'impact, et  $I_b = 0$ . Dans le cas contraire ( $poz_z^f \neq poz_z^{min}$ ), le bloc est arrêté et  $I_b = 1$ . La variable discrète  $I_b$  est donc définie de la façon suivante :

$$\begin{cases} poz_z^f \neq poz_z^{min} \Rightarrow \text{Bloc arrêté} \Rightarrow I_b = 1 \\ poz_z^f = poz_z^{min} \Rightarrow \text{Bloc non arrêté} \Rightarrow I_b = 0 \end{cases}$$

### Hauteur résiduelle

La hauteur effective de la barrière est définie comme la plus petite distance entre les câbles de rive inférieure et les câbles de rive supérieure, mesurée perpendiculairement à la pente de référence (Figure 5.4). La mesure de la hauteur effective avant le début de l'essai d'impact est définie comme la « hauteur nominale » de la barrière  $H_{Nominale}$ . La même mesure en fin d'essai, pour un état d'équilibre de la barrière sans retirer le bloc, est définie comme la « hauteur résiduelle » de la barrière  $H_{Residuelle}$ . Enfin, la variable  $H = H_{Residuelle}/H_{Nominale}$  permet d'identifier la catégorie (A,B ou C) de l'ouvrage suivant la classification définie par la certification européenne, et rappelée dans le tableau 5.3. Dans le cas de cette étude, l'écran ELITE<sup>®</sup> doit être de catégorie A, soit  $H > 0,5$ .

| Catégorie | Condition EAD  | Condition H     |
|-----------|--|-----------------|
| A         | $H_{Residuelle} \geq 50\% H_{Nominale}$  | $H \geq 0,5$    |
| B         | $30\% H_{Nominale} < H_{Residuelle} < 50\% H_{Nominale}$   | $0,3 < H < 0,5$ |
| C         | $H_{Residuelle} \leq 30\% H_{Nominale}$ , ou rupture des supports horizontaux supérieurs ou inférieurs | $H \leq 0,3$    |

TABLEAU 5.3 – Classification des écrans pare-blocs suivant la certification européenne (EOTA, 2018)

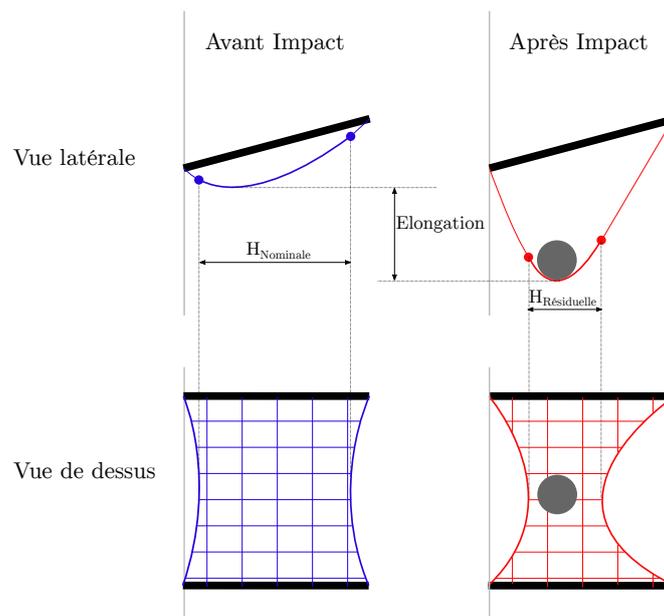


FIGURE 5.4 – Mesure de la hauteur résiduelle, de la hauteur nominale, et de l'élongation de l'écran selon l'EAD (EOTA, 2018)

### ***Élongation maximale de l'écran***

Bien que l'élongation maximale de l'écran ne soit pas un critère disqualifiant, elle doit être indiquée pour l'obtention de la certification européenne (EOTA, 2018). Cette variable, notée  $El$ , est la valeur du plus grand déplacement vers l'aval d'un point du filet. L'élongation est mesurée parallèlement à la pente de référence comme indiqué dans la figure 5.4.

### ***Allongement des dissipateurs d'énergie***

L'allongement d'un dissipateur d'énergie est la longueur de câble libérée lors de son activation durant un impact. Elle est mesurée en fin d'essai pour chaque dissipateur. Cette valeur, notée  $All_{BD}$ , est à prendre en compte dans le cadre du dimensionnement d'un ouvrage pour déterminer le type de dissipateur à installer sur l'ouvrage. De plus, elle doit être indiquée dans les résultats des essais d'impacts réalisés pour la certification européenne.

### ***Identification du dissipateur d'énergie le plus allongé***

Le dissipateur d'énergie avec la valeur d'allongement la plus élevée est identifié selon les dénominations définies dans la figure 5.3. Les dissipateurs d'énergie sont au nombre de 24 dans la structure, la variable discrète  $N_{BD}$ , composée de 24 niveaux de sortie, est alors définie.

### ***Effort maximal sur les ancrages***

L'effort au niveau de chaque ancrage de la structure est mesuré durant l'impact. La valeur maximale d'effort, notée  $F_{Anc}$ , est retenue pour chaque ancrage, et est un élément essentiel pour leur dimensionnement. De plus, cette valeur est à indiquer dans les résultats des essais d'impacts réalisés pour la certification européenne. Dans les simulations, les efforts dans les ancrages A8, A9, A8' et A9' ne sont pas mesurés, car ils sont situés en aval (Figure 5.3) et très peu sollicités pendant un impact.

### ***Identification de l'ancrage le plus sollicité***

L'ancrage pour lequel l'effort maximal  $F_{Anc}$  est le plus important est identifié selon les dénominations définies dans la figure 5.3. Les ancrages A8, A9, A8' et A9 (situés en aval) n'étant pas intégrés à cette variable discrète, notée  $N_{Anc}$ , celle-ci est composée de 13 niveaux de sortie.

### ***Résumé***

Toutes les variables de sortie présentées précédemment conduisent à la définition et la calibration de 42 méta-modèles (un méta-modèle par variable de sortie). 39 méta-modèles doivent permettre de prédire une variable de sortie continue, et 3 méta-modèles doivent permettre de prédire une variable de sortie discrète. Toutes les variables de sorties, leur notation et leur type sont résumés dans le tableau 5.4.

| Variable de sortie                                    | Notation   | N  | Type     | Méthode |
|---|------------|----|----------|---------|
| Interception du bloc                                  | $I_b$      | 1  | Discrète | SVM     |
| Rapport des hauteurs résiduelles et nominales         | $H$        | 1  | Continue | SPCE    |
| Élongation maximale de l'écran                        | $El$       | 1  | Continue | SPCE    |
| Allongement maximal pour chaque dissipateur d'énergie | $All_{BD}$ | 24 | Continue | SPCE    |
| Situation du dissipateur d'énergie le plus sollicité  | $N_{BD}$   | 1  | Discrète | SVM     |
| Effort maximal sur chaque ancrage                     | $F_{Anc}$  | 13 | Continue | SPCE    |
| Situation de l'ancrage le plus sollicité              | $N_{Anc}$  | 1  | Discrète | SVM     |

**TABLEAU 5.4** – Récapitulatif des variables de sortie retenues, N correspondant au nombre de méta-modèles créés pour la variable

### 5.2.3 Méthodes de méta-modélisation

Un méta-modèle est créé pour chaque variable de sortie introduite dans la section précédente. Pour les variables de sortie continues, la méthode des polynômes du chaos est utilisée, plus particulièrement la méthode dite « *Sparse Polynomial Chaos Expansion (SPCE)* » (Blatman et Sudret, 2011). Cette méthode est bien adaptée tant que les variables de sortie ne présentent pas de fortes discontinuités. Cette méthode a été privilégiée, car ce type de méta-modèle peut être calibré avec un nombre réduit de simulations du modèle DEM complet de l'écran, et car elle permet la prise en compte d'un nombre important de variables d'entrée. De plus, elle nécessite la calibration d'un nombre réduit de paramètres. Cette méthode présente également l'avantage de pouvoir mener rapidement des analyses de sensibilité car l'influence des différentes variables d'entrée peut être quantifiée directement en fonction des valeurs du méta-modèle, sans calcul additionnel. En contrepartie, il n'est pas possible d'utiliser n'importe quel jeu de données de simulation pour la calibration : le plan d'expérience à suivre pour les simulations de calibration est fixé.

Pour les variables de sortie discrètes, la méthode des machines à vecteurs de support, « *Support Vector Machine (SVM)* », est utilisée (Cortes et Vapnik, 1995). Cette méthode permet de prédire des variables de sortie discrètes à plusieurs niveaux, avec un nombre réduit de paramètres à calibrer. De plus, comme elle ne nécessite pas de plan d'expérience spécifique, celui établi pour la calibration des SPCE sera utilisé.

Les méthodes de méta-modélisation utilisées pour chaque variable de sortie de l'étude sont précisées dans le tableau 5.4 et détaillées dans la suite.

#### 5.2.3.1 Polynômes du chaos

Les polynômes du chaos sont utilisés pour représenter la réponse continue et aléatoire d'un modèle par une combinaison linéaire de polynômes. La méthode présentée dans cette section est issue des développements de Blatman et Sudret (2011).

##### *Principe général*

Soit un système physique représenté par un modèle déterministe  $\mathcal{M}$ . Ce modèle est considéré comme une fonction à  $M$  paramètres d'entrée aléatoires et indépendants, permettant de définir le vecteur des variables d'entrée  $\mathbf{X} = \{x_1, \dots, x_M\}$ . Chaque variable d'entrée  $x_i$  est associée à une fonction de densité de probabilité  $\{f_{X_i}(x_i), i = 1, \dots, M\}$ . La valeur d'une variable de sortie du modèle, notée  $Y$ , est également une variable aléatoire définie par  $Y = \mathcal{M}(\mathbf{X})$ .

Étant donné que la variable aléatoire de sortie  $Y$  a une variance finie, elle peut être écrite sous la forme d'une représentation par chaos polynomial :

$$Y = \mathcal{M}(\mathbf{X}) = \sum_{\alpha \in \mathbb{N}^M} y_\alpha \Psi_\alpha(\mathbf{X}) \quad (5.1)$$

Dans cette équation,  $y_\alpha \in \mathbb{R}$  sont les coefficients de la combinaison linéaire à déterminer,  $\Psi_\alpha(\mathbf{X})$  sont des polynômes multivariés, et  $\alpha \in \mathbb{N}^M$ , tel que  $\alpha = \{\alpha_i, \dots, \alpha_M\}$ , permet d'identifier le degré du polynôme  $\Psi_\alpha$  pour chaque variable d'entrée  $x_i$ . Les polynômes multivariés  $\Psi_\alpha$  sont définis comme le produit de polynômes  $\phi_{\alpha_i}^{(i)}(x_i)$  définissant une base polynomiale orthogonale. Les polynômes  $\phi_{\alpha_i}^{(i)}(x_i)$  sont définis de la façon suivante :

$$\Psi_\alpha(\mathbf{X}) = \prod_{i=1}^M \phi_{\alpha_i}^{(i)}(x_i) \quad (5.2)$$

avec :

$$\langle \phi_\alpha^{(i)}, \phi_\beta^{(i)} \rangle \stackrel{\text{def}}{=} \int_{\mathcal{D}_{x_i}} \phi_\alpha^{(i)}(x_i) \times \phi_\beta^{(i)}(x_i) f_{X_i}(x_i) dx_i = \delta_{\alpha\beta} \quad (5.3)$$

où  $\phi_\alpha^{(i)}(x_i)$  est un polynôme de degré  $\alpha_i$  associé à la variable  $x_i$ .  $\delta_{\alpha\beta} = 1$  si  $\alpha = \beta$  et  $\delta_{\alpha\beta} = 0$  sinon.

Pour un vecteur des variables d'entrée  $\mathbf{X}$ , composé de variables  $x_i$  suivant une distribution uniforme, des polynômes de Legendre sont utilisés pour construire les polynômes multivariés  $\Psi_\alpha$  (Xiu et Karniadakis, 2002).

En pratique, une approximation  $Y^{PCE}$  de  $Y$  peut être définie par troncature de la représentation polynomiale définie dans l'équation 5.1. Afin de pouvoir résoudre numériquement la représentation par chaos polynomial, l'équation générale 5.1 est tronquée pour en limiter son nombre de termes, ce qui donne l'approximation suivante :

$$Y^{PCE} = \sum_{\alpha \in \mathcal{A}} y_\alpha \Psi_\alpha(\mathbf{X}) \quad (5.4)$$

$\mathcal{A}$  est un ensemble fini d'indices multivariés.

Une troncature standard peut être utilisée. Cela correspond à sélectionner pour chaque variable d'entrée, les polynômes ne dépassant pas le degré total  $p$  :

$$\mathcal{A} = \{\alpha \in \mathbb{N}^M : |\alpha| \leq p\} \quad (5.5)$$

Dès lors que la troncature est établie, l'étape suivante consiste à déterminer les coefficients  $\mathbf{y} = \{y_\alpha, \alpha \in \mathcal{A}\}$ . Parmi les différentes approches possibles pour cette détermination (Sudret, 2008; Xiu, 2010), la méthode des moindres carrés, aussi appelée méthode de régression (Berveiller et al., 2006; Choi et al., 2004), peut être utilisée, c'est celle qui a été adoptée dans ce travail. Dans cette approche,  $Y$  est exprimé comme la somme de l'approximation  $Y^{PCE}$  et d'un résidu moyen  $\epsilon$ , correspondant aux termes tronqués :

$$Y = \sum_{\alpha \in \mathcal{A}} y_\alpha \Psi_\alpha(\mathbf{X}) + \epsilon \quad (5.6)$$

Les coefficients  $y_\alpha$  sont déterminés en utilisant un ensemble de simulations du plan d'expérience  $\mathcal{X} = \{\mathbf{X}^{(1)}, \dots, \mathbf{X}^{(N)}\}$ , et les sorties correspondantes, obtenues avec le modèle numérique  $\mathcal{M} : \mathcal{Y} = \{\mathcal{M}(\mathbf{X}^{(1)}), \dots, \mathcal{M}(\mathbf{X}^{(N)})\}$ . Les coefficients  $\mathbf{y} = \{y_\alpha, \alpha \in \mathcal{A}\}$  sont alors calculés en utilisant la méthode des moindres carrés, c'est-à-dire par minimisation du résidu moyen  $\epsilon$ .

Afin de résoudre le problème de régression, un plan d'expérience avec un nombre de points minimum, est nécessaire. Cependant, le nombre de termes de l'équation 5.4 augmente très rapidement pour de grandes valeurs de  $p$ , ou pour un nombre de variables d'entrée important. La troncature standard proposée dans l'équation 5.5 n'est alors pas adaptée, celle-ci demandant des ressources numériques trop importantes.

Pour pallier à cette limitation, une troncature adaptative peut être utilisée pour optimiser la combinaison linéaire de polynômes.

### *Troncature adaptative*

L'objectif de la procédure adaptative est d'optimiser la représentation par chaos polynomial, afin de conserver uniquement les termes ayant une influence sur la réponse du modèle. Pour cela, une procédure itérative de sélection des termes de la représentation par chaos polynomiale a été développée par Blatman et Sudret (2011).

Dans l'ensemble  $\mathcal{A}$  (Équation 5.5), le degré  $p_\alpha$  et l'ordre d'interaction  $j_\alpha$  d'un index  $\alpha$  sont définis par :

$$p_\alpha = |\alpha| = \sum_{i=1}^M \alpha_i, \text{ et } j_\alpha = \sum_{i=1}^M \mathbf{1}_{\alpha_i > 0} \quad (5.7)$$

Dans cette équation,  $\mathbf{1}_{\alpha_i > 0} = 1$  si  $\alpha_i > 0$  et 0 sinon. Aussi, l'ensemble des indices  $\alpha$ , d'ordre d'interaction  $j$ , et de degré total  $p$ , est noté  $\mathcal{L}_{j,p}$ .

Au préalable de la procédure itérative, un plan d'expérience initial  $\mathcal{X}$  est établi et les évaluations  $\mathcal{Y}$  du modèle en chacun des points de  $\mathcal{X}$  sont calculées. De plus, les paramètres nécessaires au fonctionnement de la procédure sont choisis : un indicateur de qualité de prédiction  $Q_{igt}^2$ , le degré maximal  $p_{max}$ , l'ordre d'interaction maximal  $j_{max}$ , et des valeurs de seuil  $\epsilon_1$  et  $\epsilon_2$ .

La procédure débute par une phase d'initialisation de  $p = 0$  et  $\mathcal{A}^0 = \{\mathbf{0}\}$ , où  $\mathbf{0}$  est l'élément nul de  $\mathbb{N}^M$ . Pour chaque degré  $p \in \{1, \dots, p_{max}\}$ , la procédure suivante est suivie pour construire la représentation par chaos polynomial (Figure 5.5) :

- **Pas en avant** : pour chaque ordre d'interaction  $j \in \{1, \dots, j_{max}\}$ , les termes candidats sont ajoutés à l'ensemble  $\mathcal{L}_{j,p}$ . Chaque candidat est ajouté un par un dans l'ensemble  $\mathcal{A}^{p-1}$ , et les coefficients de la représentation par chaos polynomiale sont calculés par régression lors de chaque ajout, ainsi que les coefficients de détermination  $R^2$  associés (Équation 5.8). Les termes donnant une augmentation de  $R^2$  supérieure à la valeur seuil  $\epsilon_1$  sont conservés, et les autres supprimés. L'ensemble des termes restant à la fin de cette étape est noté  $\mathcal{A}^{p,+}$ . Le coefficient de détermination  $R^2$  est calculé par :

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^N \left( \mathcal{M}(x^i) - y_{\alpha}^T \Psi_{\alpha}^{(i)}(x_i) \right)^2}{\sum_{i=1}^N \left( \mathcal{M}(x^i) - \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \mathcal{M}(x^i) \right)^2} \quad (5.8)$$

- **Pas en arrière** : chaque terme de degré inférieur ou égal à  $p$  est retiré un par un l'ensemble  $\mathcal{A}^{p,+}$ . Pour chaque retrait, les coefficients de la représentation par chaos polynomiale sont calculés par régression, ainsi que les coefficients de détermination  $R^2$  associés (Équation 5.8). Lorsqu'ils sont retirés, les termes donnant une réduction de  $R^2$  plus faible que  $\varepsilon_2$  sont définitivement supprimés de l'ensemble  $\mathcal{A}^{p,+}$ . La troncature finale à cette étape est notée  $\mathcal{A}^p$ .
- **Estimation de la qualité du modèle** : La qualité de prédiction du modèle ( $Q_{\mathcal{A}^p}^2$ ) est estimée par la méthode dite « *Leave One Out* », consistant à calculer l'erreur de prédiction pour un point du plan d'expérience, sans considérer ce point dans le calcul de la prédiction.

Si le plan d'expérience initial ne contient pas assez de points pour résoudre le problème de régression, il est complété de manière adaptée jusqu'à ce que la résolution de la régression soit possible (Figure 5.5).

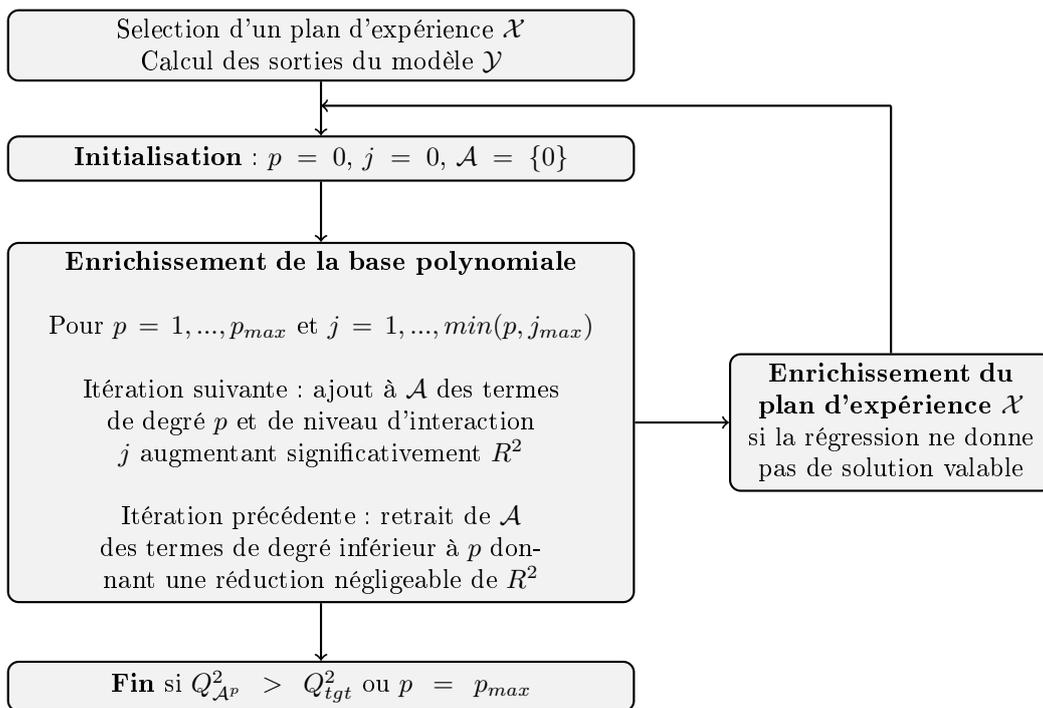


FIGURE 5.5 – Algorithme de création des méta-modèles avec la méthode SPCE (Blatman et Sudret, 2011)

### Indices de Sobol

Les indices de Sobol (Sobol, 1993) permettent d'estimer la contribution d'une variable d'entrée sur la variabilité des données de sortie du modèle étudié. Plus particulièrement les indices de Sobol totaux permettent de déterminer l'influence d'une variable  $x_i$  sur une variable de sortie, comprenant son effet principal, ainsi que l'effet de toutes les interactions entre  $x_i$  et les autres entrées. La comparaison des indices de Sobol totaux permet de hiérarchiser l'importance des variables d'entrée. L'indice de Sobol total d'une variable  $x_i$  est défini par :

$$TS_i = \frac{\mathbb{E}(\text{Var}(Y|x_{-i}))}{\text{Var}(Y)} \quad (5.9)$$

où  $\text{Var}(Y|x_{-i})$  désigne la variance de  $Y$  avec toutes les variables d'entrées fixées sauf  $x_i$ .

Il est possible d'obtenir les indices de Sobol à partir des coefficients du chaos polynomial. Soit l'approximation d'un modèle par une représentation par chaos polynomial, dont les coefficients  $\hat{y}_\alpha$  ont été déterminés :

$$\widehat{\mathcal{M}}(\mathbf{X}) = \sum_{\alpha \in \mathcal{A}^p} \hat{y}_\alpha \psi_\alpha(\mathbf{X}) \quad (5.10)$$

La variance de la réponse du modèle est alors obtenue, sans coût de calcul supplémentaire :

$$\hat{\sigma}_Y^2 = \sum_{\alpha \in \mathcal{A}^p} \hat{y}_\alpha^2 \quad (5.11)$$

L'indice de Sobol total associé à la variable  $x_i$ , peut également être calculé sans coût supplémentaire :

$$TS_i = \frac{1}{\hat{\sigma}_Y^2} * \sum_{\alpha \in \mathcal{I}_i^+} \hat{y}_\alpha^2 \quad (5.12)$$

où  $\mathcal{I}_i^+$  est l'ensemble des indices de la  $i^{\text{ème}}$  composante non nulle ( $\mathcal{I}_i^+ \equiv \{\alpha \in \mathcal{A}^p, \text{ avec } \alpha_i \neq 0\}$ ).

### 5.2.3.2 Machines à vecteurs de support

L'objectif de la méthode des machines à vecteurs de support est de prédire la classe de sortie d'un point de l'espace des paramètres d'entrée, parmi deux, ou plusieurs, choix discrets possibles. La méthode, de type machine à vecteurs de support, présentée dans cette section est issue des développements de Cortes et Vapnik (1995).

#### *Principe général*

Soit un ensemble de  $N$  points définis par un vecteur de variables d'entrée  $\mathbf{X}_i \in \mathbb{R}^M$  et leur classe de sortie  $y_i$  discrète à deux niveaux :  $y_i \in \{-1; 1\}$  avec  $i = 1, \dots, N$ . Cet ensemble est noté  $S = \{(y_1, \mathbf{X}_1), \dots, (y_N, \mathbf{X}_N)\}$ .

L'objectif de la méthode présentée est de fournir une prédiction des valeurs  $y_i$ . Pour cela, il est nécessaire de délimiter les régions de l'espace des paramètres d'entrée associées aux différents niveaux de sortie de  $y_i$ . Cette délimitation est faite à l'aide d'un hyperplan séparateur (Figure 5.6).

Dans la majorité des cas, la recherche d'un hyperplan permettant de séparer les deux classes de sortie dans l'espace des variables d'entrée n'est pas possible. Le choix est donc fait de représenter les variables d'entrée dans un espace de grande dimension, et de chercher un hyperplan optimal dans ce nouvel espace. Le vecteur des variables d'entrée est exprimé dans un espace de grande dimension :  $\mathbf{z} = \varphi(\mathbf{X})$ , avec  $\varphi$  la fonction de transformation de l'espace des variables d'entrée  $\mathbb{R}^M$ , vers l'espace de grande dimension  $\mathcal{Z}$ . L'équation de l'hyperplan séparateur recherché est :

$$\mathbf{w} \cdot \mathbf{z} + b = 0 \quad (5.13)$$

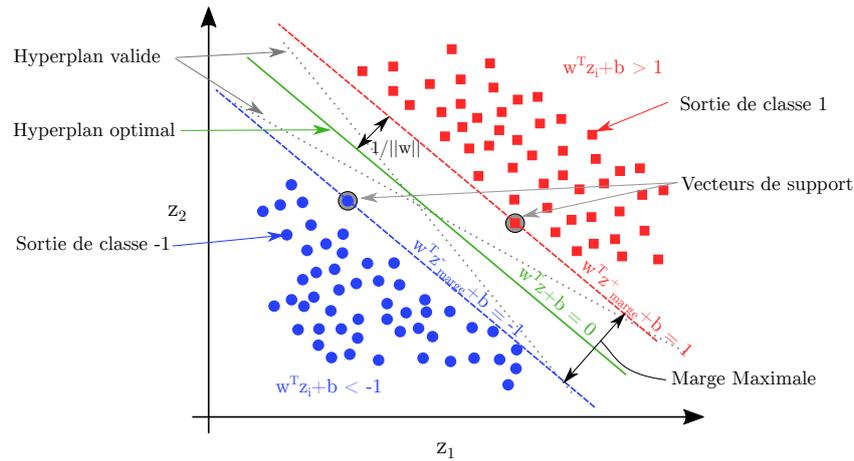


FIGURE 5.6 – Représentation d'un hyperplan optimal dans un espace à deux dimensions

L'ensemble  $S$  est dit « linéairement séparable » s'il est possible de définir un hyperplan séparateur tel que :

$$y_i \cdot (\mathbf{w}^T \cdot \mathbf{z}_i + b) \geq 0, \text{ avec } 1 \leq i \leq N \quad (5.14)$$

Cet hyperplan est paramétré par le couple de paramètres  $(\mathbf{w}, b)$ .

Dans le cas où le problème est linéairement séparable, il existe une infinité d'hyperplans séparateurs. L'hyperplan optimal, qui maximise la « marge », est alors recherché. La « marge » est la distance entre l'hyperplan séparateur et les points de l'ensemble  $S$  les plus proches de l'hyperplan séparateur (ces points sont appelés « vecteurs de support »- Figure 5.6). On peut prouver que la distance entre un point de l'ensemble  $S$  et l'hyperplan est donnée par :

$$\frac{y_i \cdot (\mathbf{w}^T \cdot \mathbf{z}_i + b)}{\|\mathbf{w}\|} \quad (5.15)$$

L'hyperplan séparateur de marge maximale est ainsi exprimé par la formule :

$$\max_{\mathbf{w}, b} \left( \frac{1}{\|\mathbf{w}\|} \min_i (y_i \cdot (\mathbf{w}^T \cdot \mathbf{z}_i + b)) \right) \quad (5.16)$$

Afin de faciliter le problème d'optimisation, les vecteurs de paramètres  $\mathbf{w}$  et  $b$  sont normalisés. De cette manière, les vecteurs de support situés de chaque côté de l'hyperplan optimal ( $\mathbf{z}_{marge}^+$  et  $\mathbf{z}_{marge}^-$ ) satisfont :

$$\begin{cases} \mathbf{w}^T \cdot \mathbf{z}_{marge}^+ + b = 1 \\ \mathbf{w}^T \cdot \mathbf{z}_{marge}^- + b = -1 \end{cases} \quad (5.17)$$

Sous cette hypothèse, la marge s'écrit  $\frac{1}{\|\mathbf{w}\|}$  ; il s'agit donc de maximiser  $\|\mathbf{w}\|^{-1}$ , ou de minimiser  $\|\mathbf{w}\|$  ou  $\frac{1}{2} \mathbf{w}^T \mathbf{w}$ . La recherche de l'hyperplan optimal s'écrit alors :

$$\min_{\mathbf{w}, b} \frac{1}{2} \mathbf{w}^T \mathbf{w} \text{ avec la contrainte } y_i \cdot (\mathbf{w}^T \cdot \mathbf{z}_i + b) \geq 1 \quad (5.18)$$

Cette formulation est valable lorsque l'ensemble des points  $S$  est linéairement séparable.

Dans le cas contraire, la technique de marge souple est utilisée, consistant à tolérer les mauvais

classements dans la formulation. Pour cela, la variable  $\xi_i \geq 0$  est introduite, permettant de « relâcher les contraintes sur le vecteur d'apprentissage », et l'hyperplan séparateur minimisant l'erreur est recherché :

$$y_i(\mathbf{w} \cdot \mathbf{z}_i + b) \geq 1 - \xi_i, \text{ avec } i = 1, \dots, N \quad (5.19)$$

Le problème d'optimisation précédent (Équation 5.18) est alors modifié avec l'introduction d'un terme de pénalité.

$$\min_{\mathbf{w}, b, \xi} \frac{1}{2} \mathbf{w}^T \mathbf{w} + C \sum_{i=1}^N \xi_i \quad (5.20)$$

$$\text{avec } y_i(\mathbf{w} \cdot \mathbf{z}_i + b) \geq 1 - \xi_i, \quad i = 1, \dots, N$$

et  $\xi_i \geq 0$

Dans cette équation,  $C$  est une constante, définie comme un paramètre de régularisation. L'ajustement de ce paramètre permet d'établir l'équilibre entre la maximisation des marges et l'erreur de classification permise.

Dans cette approche, il n'est pas nécessaire de connaître la fonction de transformation  $\varphi$ . Il suffit de définir une fonction noyau  $K(\mathbf{X}_i, \mathbf{X}_j)$ , permettant de calculer le produit scalaire des points du plan d'expérience dans l'espace  $\mathcal{Z}$ , soit :

$$\mathbf{z}_i \cdot \mathbf{z}_j = \varphi(\mathbf{X}_i) \cdot \varphi(\mathbf{X}_j) = K(\mathbf{X}_i, \mathbf{X}_j) \quad (5.21)$$

### *Cas de variables d'entrée à plusieurs classes de sortie*

La formulation précédente établie pour une classification à deux niveaux peut être adaptée pour une utilisation multi-classe. La méthode dite « *one against one* » est utilisée (Knerr et al., 1990). Si le plan d'expérience fournit  $k$  classes de sortie pour les variables d'entrée, alors  $L = k(k - 1)/2$  modèles de classification à deux niveaux de sortie sont créés.

Une stratégie dite de « vote » est utilisée. Pour chaque point à prédire, les  $L$  classifications binaires sont effectuées, et la classe obtenant le plus de résultats positifs est retenue. Dans le cas où deux classes obtiennent le même nombre de votes, le choix est arbitraire, et la première classe apparaissant dans la matrice contenant le nom des classes est retenue.

## 5.3 Méta-modélisation

### 5.3.1 Calibration des méta-modèles

#### 5.3.1.1 Polynômes du chaos

Un package, reprenant directement les développements de Blatman et Sudret (2011) exposés dans la section 5.2.3.1, a été utilisé pour calibrer les polynômes du chaos (« *GPC* » - Zuniga et Ko (2014)).

Pour l'étude présentée ici, la distribution des quatre paramètres d'entrée est uniforme, et un plan d'expérience de 250 simulations est choisi, ce qui permet d'assurer la convergence de la procédure. Les

paramètres de la procédure de calibration des représentations par chaos polynomial des variables de sortie continues sont présentés dans le tableau 5.5.

| Paramètre    | Valeur        | Description  |
|--------------|---------------|--|
| PCSpace      | Uniform       | Espace de calcul du SPCE   |
| InputDim     | 4             | Nombre de variables d'entrée   |
| InputDistrib | Uniform       | Type de distribution des variables d'entrée                                    |
| $Q_{igt}^2$  | $1 - 10^{-7}$ | Erreur de prédiction visée ( $Q_{igt}^2$ )                                     |
| EpsForw      | $10^{-12}$    | Variation de $R^2$ pour ajout d'éléments à $\mathcal{A}$ ( $\varepsilon_1$ )   |
| EpsBack      | $10^{-12}$    | Variation de $R^2$ pour retrait d'éléments à $\mathcal{A}$ ( $\varepsilon_2$ ) |
| DesignLenght | 250           | Nombre d'éléments du plan d'expérience initial                                 |
| jmax         | 4             | Ordre d'interaction maximal $j_\alpha$   |
| pmax         | 3             | Degré maximal de la base polynomiale $p_\alpha$                                |

**TABLEAU 5.5** – Paramétrage utilisé pour la calibration de la représentation par chaos polynomial avec le package *Generalized Polynomial Chaos* (Zuniga et Ko, 2014)

### 5.3.1.2 Machines à vecteurs de support

Un package, reprenant les développements de Cortes et Vapnik (1995) exposés dans la section 5.2.3.2, a été utilisé pour calibrer les machines à vecteurs de support (« *e1071* » - Meyer et al. (2017)).

Dans ce package, la résolution du problème d'optimisation (Équation 5.20) est effectuée par la méthode dite « optimisation optimale séquentielle » (SMO - Fan et al. (2005)).

Pour cette étude, une fonction noyau à base radiale (RBF)  $K(\mathbf{x}_i, \mathbf{x}_j) = \exp(-\gamma \|\mathbf{x}_i - \mathbf{x}_j\|^2)$  est choisie, avec pour paramètre  $\gamma > 0$ . Cette fonction permet de modéliser de façon non linéaire les données dans l'espace de grande dimension (Hsu et al., 2003). L'utilisation de cette fonction fait intervenir deux paramètres pour la calibration du modèle : le paramètre de régularisation  $C$  et  $\gamma$ .

Pour la détermination des paramètres  $C$  et  $\gamma$ , l'erreur de type « *leave one out* » a été calculée pour 225 paires de paramètres  $(C, \gamma)$  sur une très large gamme de variation ( $C = 2^{-15}, 2^{-13}, \dots, 2^{15}$  et  $\gamma = 2^{-15}, 2^{-13}, \dots, 2^{15}$ ). La paire  $(C, \gamma)$  présentant l'erreur minimale a été conservée. Pour obtenir une valeur définitive plus précise, une seconde recherche similaire est réalisée sur une gamme de variation de  $C$  et  $\gamma$  plus réduite.

Les paramètres utilisés pour calibrer les machines à vecteurs de support, sont résumés dans le tableau 5.6.

| Paramètre | Valeur                      | Description                            |
|-----------|-----------------------------|--|
| type      | C-classification            | Type de modèle à créer                 |
| kernel    | "radial"                    | Type de fonction noyau à utiliser      |
| gamma     | Variable pour chaque modèle | Paramètre gamma fonction noyau         |
| cost      | Variable pour chaque modèle | Paramètre cost, ( $C$ ) fonction noyau |

**TABLEAU 5.6** – Paramétrage utilisé pour la création des machines à vecteurs de support avec le package *e1071* (Meyer et al., 2017)

### 5.3.2 Validation des méta-modèles

L'utilisation de méthodes de « *leave one out* » a permis d'évaluer la pertinence des méta-modèles lors de leur calibration. Complémentairement, une vérification à l'aide d'un jeu de données de validation a été conduite. Ce jeu de données a été réalisé avec le modèle DEM complet de l'écran suivant un plan d'expérience « un à la fois » (*one at a time*, OAT). Cela consiste à explorer une à une les variables d'entrée sur leur gamme de variation complète, alors que les autres variables d'entrée sont fixées. La valeur fixe des variables est choisie à 130 kN, et 20 points sont sélectionnés, à intervalle constant, sur la gamme de variation de la variable explorée. Ce plan d'expérience est complété avec 20 points, pour lesquels toutes les variables prennent la même valeur, variant à intervalle constant sur la gamme de variation complète. Au total, ce jeu de données de validation a nécessité la réalisation de 100 simulations avec le modèle DEM complet de l'écran.

Les valeurs de sortie obtenues avec le modèle DEM complet de l'écran sont comparées avec celles prédites par les méta-modèles. Dans cette analyse, les variables de sortie nécessaires à la certification européenne EAD (EOTA, 2018) (arrêt du bloc ( $I_b$ ), hauteur résiduelle (rapport  $H$ ), élongation de la barrière), ainsi que celles nécessaires pour la conception d'un ouvrage (allongement maximal des dissipateurs d'énergie et effort maximal dans les ancrages) ont été explorées en détail.

Pour les variables de sortie continues, l'erreur absolue moyenne en pourcentage (MAPE : *Mean Absolute Percent Error*) entre les résultats du modèle DEM et les prédictions des méta-modèles est utilisée :

$$MAPE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \frac{|y_i - \hat{y}_i| * 100}{y_i} \quad (5.22)$$

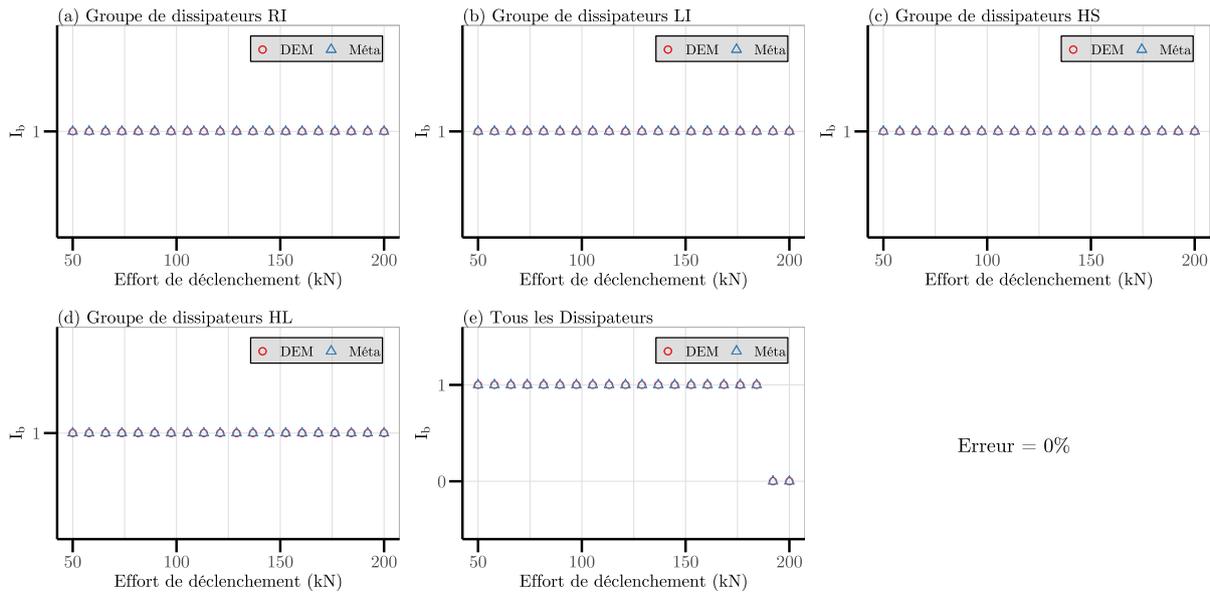
Pour les variables de sortie discrètes, le pourcentage d'erreur de prédiction, c'est-à-dire le ratio entre le nombre de prédictions fausses et le nombre total de simulations, est calculé.

#### ***Arrêt du bloc***

La variable de sortie  $I_b$ , indicateur d'arrêt du bloc, est explorée (Figure 5.7). Cette variable est discrète à deux niveaux de sortie (« 1 » : bloc arrêté; « 0 » bloc non arrêté). Les résultats montrent, pour les configurations testées, que le bloc n'est pas arrêté lorsque tous les dissipateurs ont une valeur d'effort de déclenchement supérieure à 175 kN. Dans les autres cas, le bloc est arrêté par l'écran. Le méta-modèle permet de prédire tous les résultats obtenus avec le modèle DEM, en particulier les deux ruptures observées (Figure 5.7).

#### ***Hauteur résiduelle***

Le rapport  $H = H_{Residuelle}/H_{Nominale}$  est nécessaire pour déterminer la catégorie de l'écran selon la certification européenne (EOTA, 2018). Les résultats obtenus avec le modèle DEM sont correctement prédits avec le méta-modèle, avec une erreur absolue moyenne de 5.22 % pour l'ensemble des points (Figure 5.8). Le méta-modèle s'avère capable de prédire les variations de la variable de sortie pour les différentes variables d'entrée, malgré la légère dispersion des résultats DEM.



**FIGURE 5.7** – Comparaison entre les prédictions du méta-modèle (notés « Méta ») et les résultats obtenus avec le modèle DEM (notés « DEM »), pour l'indicateur d'arrêt du bloc  $I_b$ . Les gammes de variation des variables d'entrée sont explorées marginalement ((a)  $F_{RI}$ , (b)  $F_{LI}$ , (c)  $F_{HS}$ , (d)  $F_{HL}$ ), puis toutes en même temps (e)

Les résultats obtenus avec le modèle DEM, lorsque l'effort de déclenchement de tous les dissipateurs varie (Figure 5.8.e), présentant plusieurs points singuliers. Pour ces points, les erreurs de prédiction des méta-modèles sont fortes. Cet exemple met en évidence la capacité de prédiction limitée de la méthode de représentation par chaos polynomial pour des variables de sortie présentant des discontinuités brusques.

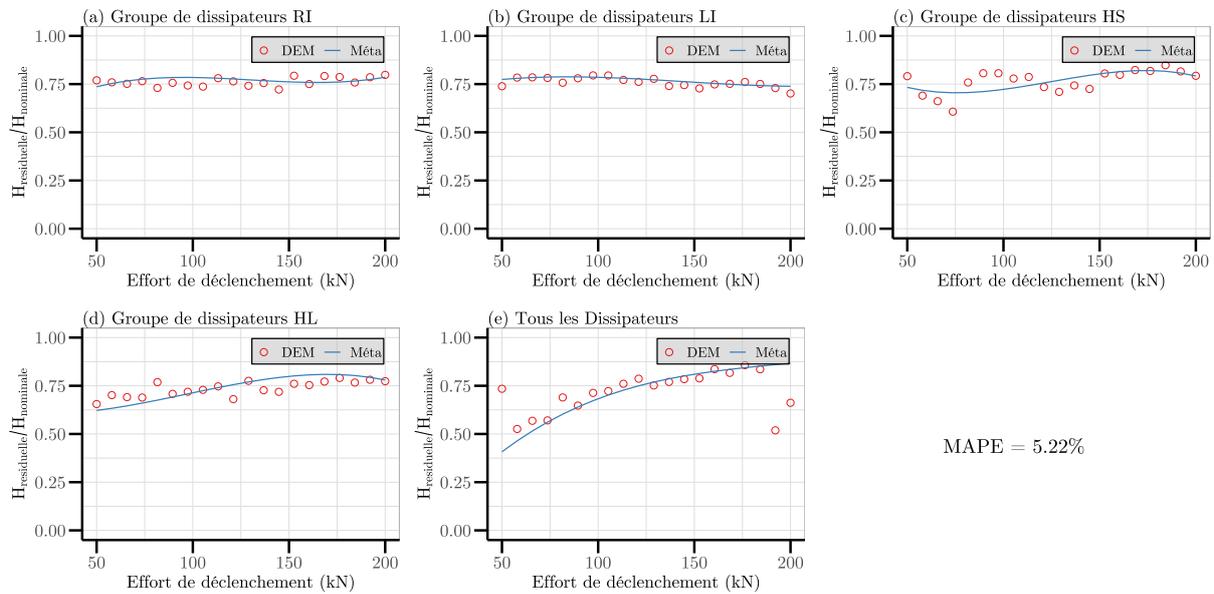
### *Élongation maximale*

Dans le modèle DEM, la mesure de l'élongation maximale de la barrière est calculée en fonction de la position du bloc au cours de l'impact. Lorsque le bloc n'est pas arrêté, il continue sa course en aval de la barrière pendant toute la durée de l'impact, ce qui donne une mesure d'élongation maximale avec un ordre de grandeur beaucoup plus important que celui observé lorsque le bloc est arrêté. Afin d'éviter les discontinuités dans le jeu de données de calibration, les points pour lesquels le bloc n'est pas arrêté ne sont pas pris en compte pour calibrer le méta-modèle de l'élongation maximale de la barrière.

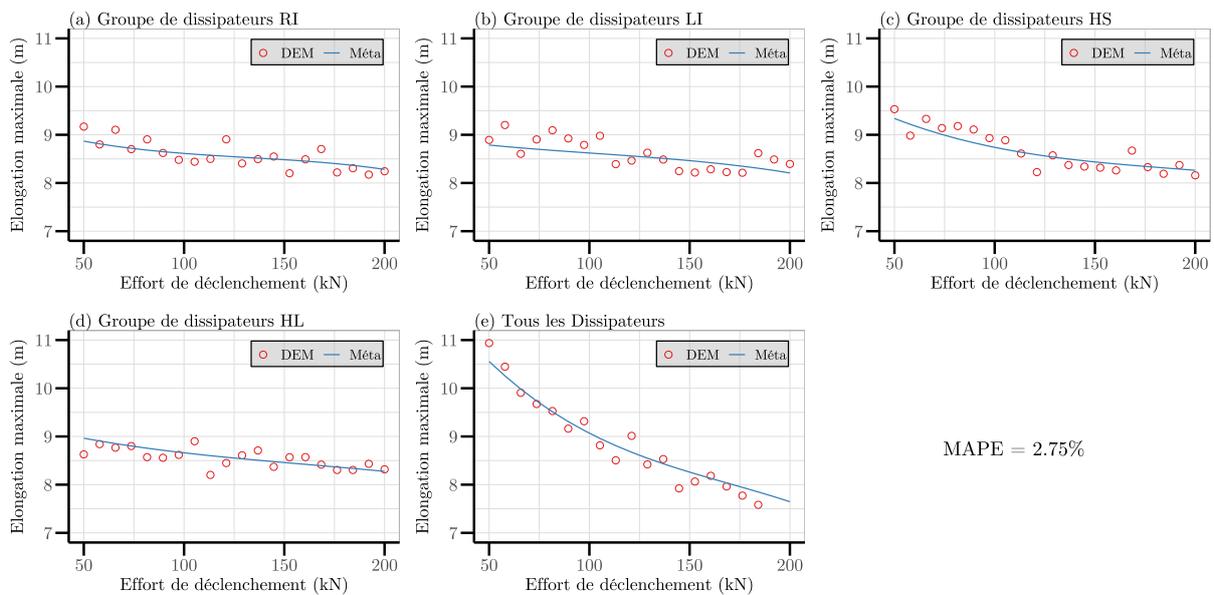
Les résultats obtenus avec le modèle DEM sont correctement prédits avec le méta-modèle, avec une erreur absolue moyenne de 2.75 % pour l'ensemble des points (Figure 5.9). Le méta-modèle s'avère capable de prédire les variations de la variable de sortie pour les différentes variables d'entrée, malgré la légère dispersion des résultats DEM.

### *Effort maximal dans les ancrages*

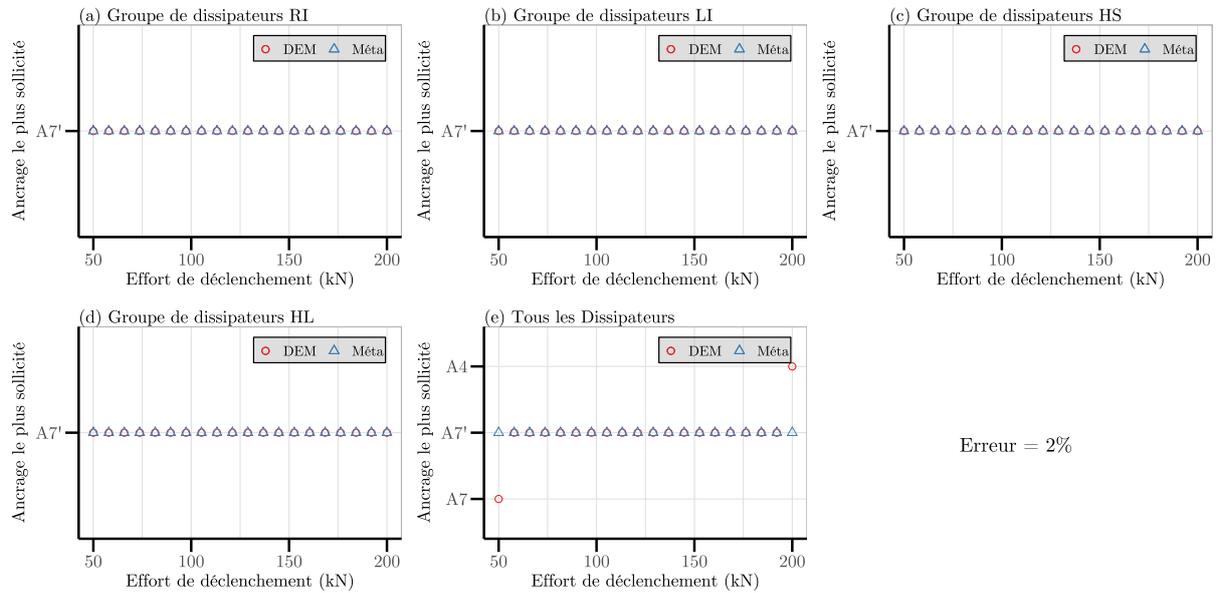
L'ancrage le plus sollicité de la structure est identifié dans un premier temps. Les résultats obtenus avec le méta-modèle prédisent correctement les résultats obtenus avec le modèle DEM, avec 2 % d'erreur de prédiction (Figure 5.10). L'ancrage A7', situé en pied de poteau (Figure 5.3), est le plus sollicité de la structure pour la majorité des cas. L'ancrage A7, symétrique de l'ancrage A7', et l'ancrage latéral A4, apparaissent également dans certains cas.



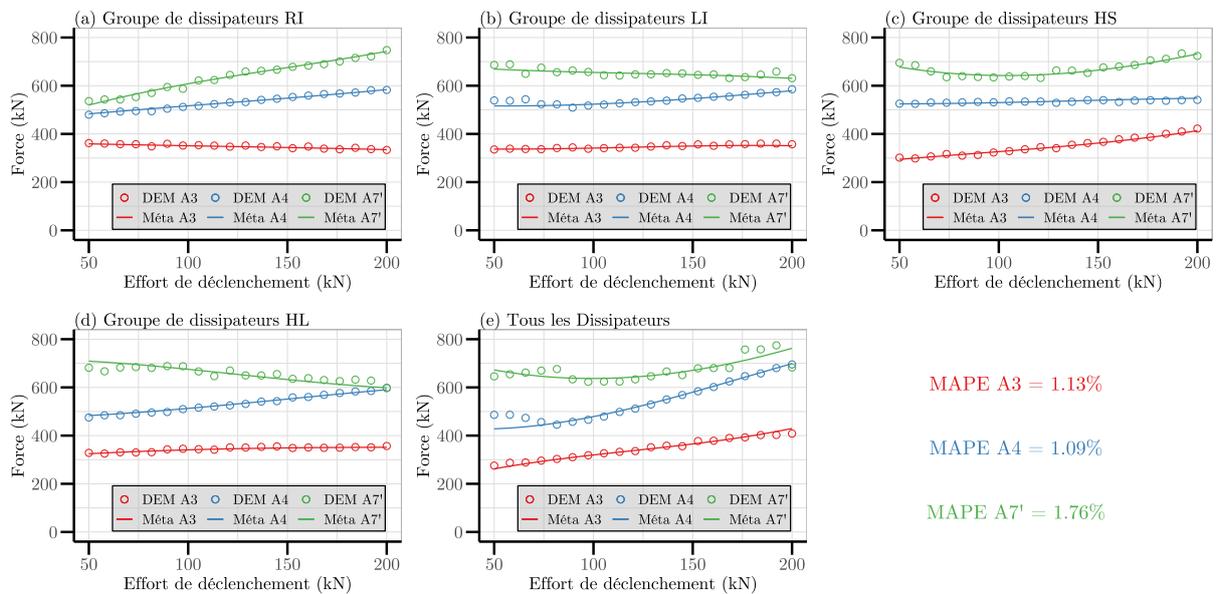
**FIGURE 5.8** – Comparaison entre les prédictions du méta-modèle (notés « Méta ») et les résultats obtenus avec le modèle DEM (notés « DEM »), pour le rapport  $H = H_{Residuelle}/H_{Nominale}$ . Les gammes de variation des variables d'entrée sont explorées marginalement ((a)  $F_{RI}$ , (b)  $F_{LI}$ , (c)  $F_{HS}$ , (d)  $F_{HL}$ ), puis toutes en même temps (e)



**FIGURE 5.9** – Comparaison entre les prédictions du méta-modèle (notés « Méta ») et les résultats obtenus avec le modèle DEM (notés « DEM »), pour l'élongation maximale de la barrière. Les gammes de variation des variables d'entrée sont explorées marginalement ((a)  $F_{RI}$ , (b)  $F_{LI}$ , (c)  $F_{HS}$ , (d)  $F_{HL}$ ), puis toutes en même temps (e)



**FIGURE 5.10** – Comparaison entre les prédictions du méta-modèle (notés « Méta ») et les résultats obtenus avec le modèle DEM (notés « DEM »), pour l'identification de l'ancrage le plus sollicité. Les gammes de variation des variables d'entrée sont explorées marginalement ((a)  $F_{RI}$ , (b)  $F_{LI}$ , (c)  $F_{HS}$ , (d)  $F_{HL}$ ), puis toutes en même temps (e)



**FIGURE 5.11** – Comparaison entre les prédictions du méta-modèle (notés « Méta ») et les résultats obtenus avec le modèle DEM (notés « DEM »), pour les efforts maximaux dans les ancrages A3, A4 et A7'. Les gammes de variation des variables d'entrée sont explorées marginalement ((a)  $F_{RI}$ , (b)  $F_{LI}$ , (c)  $F_{HS}$ , (d)  $F_{HL}$ ), puis toutes en même temps (e)

Dans un second temps, les ancrages les plus sollicités de la structure, en fonction de leur position, sont sélectionnés : l'ancrage A7' situé en pied de poteau, l'ancrage latéral A4, et l'ancrage supérieur A3. Les efforts maximaux dans ces ancrages sont correctement prédits par les méta-modèles, avec une erreur absolue moyenne inférieure à 2 % pour les méta-modèles des ancrages A3, A4 et A7' (Figure 5.11).

#### *Allongement maximal des dissipateurs d'énergie*

Le dissipateur le plus allongé de la structure est identifié dans un premier temps. Les résultats obtenus avec le méta-modèle prédisent correctement les résultats obtenus avec le modèle DEM, avec 7 % d'erreur de prédiction (Figure 5.12). Le dissipateur BD6, connecté à un câble de lisse, et le dissipateur BD9', connecté à un hauban supérieur, sont les plus allongés de la structure (Figure 5.3). Ces deux dissipateurs, ainsi que le dissipateur BD4, le plus allongé des dissipateurs connectés à un câble de rive inférieure, sont étudiés dans un second temps.

Les allongements maximaux dans ces dissipateurs d'énergie obtenus avec le modèle DEM sont correctement prédits avec les méta-modèles, avec une absolue moyenne inférieure à 3 % pour les méta-modèles des dissipateurs BD4, BR6 et BD9' (Figure 5.13).

### 5.3.3 Comportement de l'ouvrage

Les résultats obtenus à l'aide des méta-modèles permettent d'étudier la réponse de l'ouvrage en fonction de l'évolution de l'effort de déclenchement des dissipateurs d'énergie. Pour déterminer l'influence des variables d'entrée sur chaque variable de sortie, les indices de Sobol totaux sont calculés, tels que définis dans la section 5.2.3.1.

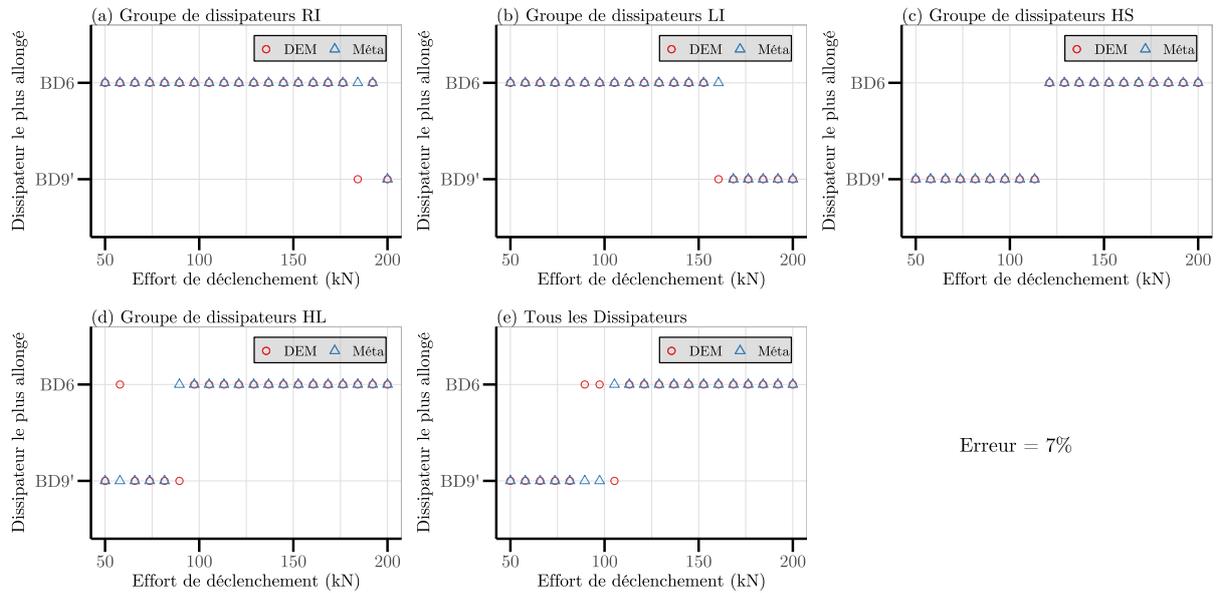
#### *Élongation maximale*

Les résultats montrent que l'augmentation de l'effort de déclenchement des dissipateurs d'énergie provoque la diminution de l'élongation maximale de la barrière (Figure 5.9). En effet, avec l'augmentation de l'effort de déclenchement, l'effort moyen de fonctionnement après déclenchement est plus important. Ainsi, l'allongement nécessaire pour dissiper une énergie équivalente est plus faible, ce qui réduit l'élongation maximale de l'ouvrage.

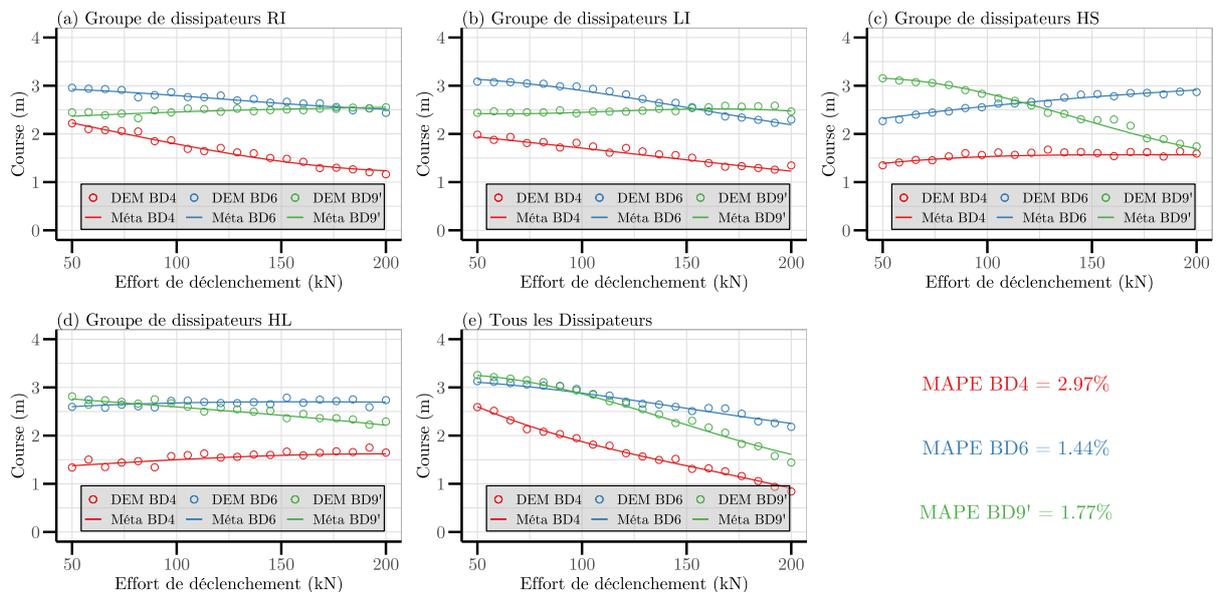
Les indices de Sobol (Figure 5.14.a) montrent que l'effort de déclenchement des dissipateurs des haubans supérieurs est la variable la plus influente sur l'élongation maximale. En effet, lorsqu'ils se déclenchent, ces dissipateurs provoquent un mouvement de la tête des poteaux vers le bas, agissant directement sur l'élongation de la barrière.

#### *Hauteur résiduelle*

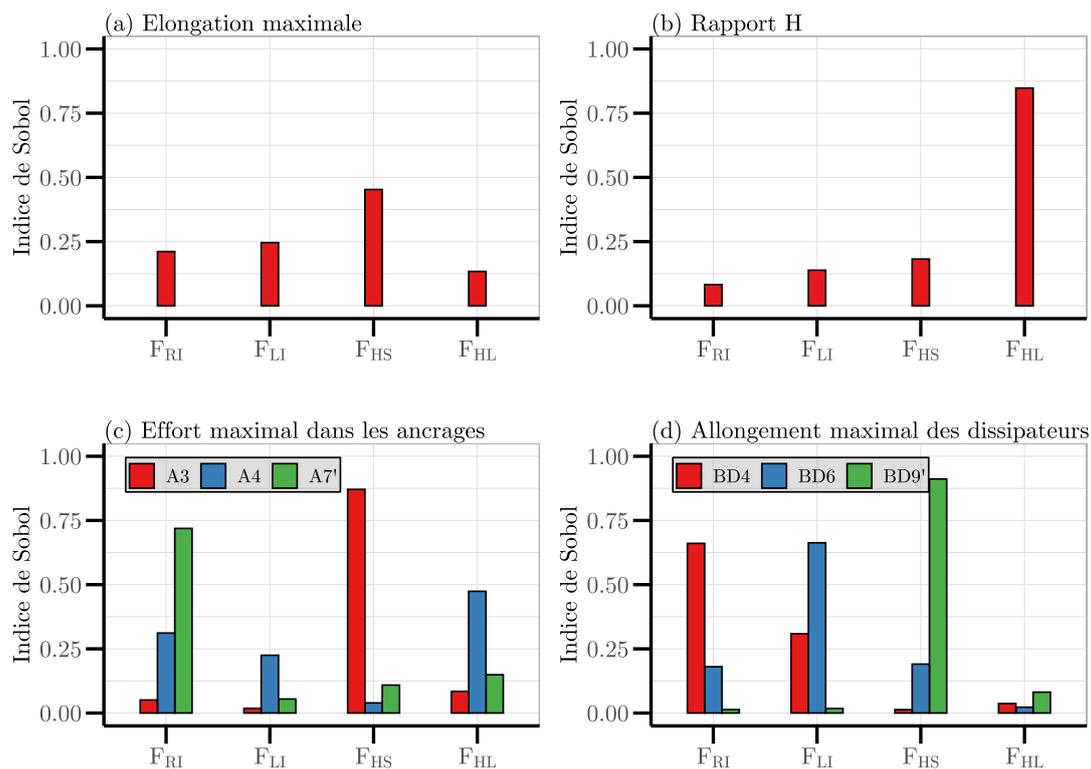
L'augmentation de l'effort de déclenchement des dissipateurs d'énergie provoque une augmentation du rapport  $H$  (Figure 5.8). Comme observé pour l'élongation maximale, avec l'augmentation de l'effort de déclenchement, un allongement plus faible est nécessaire pour dissiper une énergie équivalente. Cela conduit à une réduction de la hauteur résiduelle de l'ouvrage, et de  $H$ .



**FIGURE 5.12** – Comparaison entre les prédictions du méta-modèle (notés « Méta ») et les résultats obtenus avec le modèle DEM (notés « DEM »), pour l'identification du dissipateur le plus allongé. Les gammes de variation des variables d'entrée sont explorées marginalement ((a)  $F_{RI}$ , (b)  $F_{LI}$ , (c)  $F_{HS}$ , (d)  $F_{HL}$ ), puis toutes en même temps (e)



**FIGURE 5.13** – Comparaison entre les prédictions du méta-modèle (notés « Méta ») et les résultats obtenus avec le modèle DEM (notés « DEM »), pour l'allongement maximal des dissipateurs BD4, BD6 et BD9'. Les gammes de variation des variables d'entrée sont explorées marginalement ((a)  $F_{RI}$ , (b)  $F_{LI}$ , (c)  $F_{HS}$ , (d)  $F_{HL}$ ), puis toutes en même temps (e)



**FIGURE 5.14** – Indices de Sobol totaux : (a) Élongation maximale, (b) Rapport  $H = H_{Residuelle}/H_{Nominale}$ , (c) Effort maximal dans les ancrages A3, A4 et A7', (d) Allongement maximal des dissipateurs d'énergie BD4, BD6 et BD9'

Les indices de Sobol totaux (Figure 5.14.b) montrent la forte influence de l'effort de déclenchement des dissipateurs connectés aux haubans latéraux. En effet, leur allongement provoque un mouvement de la tête des poteaux vers le centre de l'ouvrage, ce qui augmente le déplacement des câbles de rive supérieure en direction du point d'impact, réduisant directement la hauteur résiduelle.

### *Effort maximal dans les ancrages*

Comme les dissipateurs d'énergie ont un rôle de limitation de l'effort dans les ancrages, l'effort maximal relevé dans les ancrages suit l'évolution de l'effort de déclenchement des dissipateurs (Figure 5.11).

Les ancrages A3 et A7' sont connectés à des dissipateurs appartenant à un même groupe (haubans supérieurs pour A3 et rive inférieure pour A7'). Leur comportement est donc directement influencé par l'effort de déclenchement de ce groupe (Figure 5.14.c). Pour l'ancrage A4, son comportement est influencé par les trois dissipateurs, appartenant à des groupes différents, auxquels il est connecté ( $F_{HL}$ ,  $F_{RI}$  et  $F_{LI}$ ).

L'effort de déclenchement d'un dissipateur peut également légèrement influencer sur l'effort maximal dans un ancrage auquel il n'est pas directement connecté. Par exemple, cela est observé avec la variation de l'effort dans l'ancrage A7' en fonction de l'effort de déclenchement de dissipateurs connectés aux haubans supérieurs (Figures 5.11 et 5.14.c).

### *Allongement maximal des dissipateurs d'énergie*

L'allongement maximal des dissipateurs d'énergie est directement influencé par leur effort de déclenchement (Figure 5.13). En effet, si ce dernier est élevé, l'effort de fonctionnement du dissipateur sera plus grand, nécessitant alors un allongement plus faible pour dissiper une énergie équivalente. Cet effet est observé pour le dissipateur BD4 avec  $F_{RI}$ , pour BD6 avec  $F_{LI}$  et pour BD9' avec  $F_{HS}$  (Figure 5.13).

Ces tendances sont confirmées par les indices de Sobol totaux, montrant que, pour chaque dissipateur, son propre effort de déclenchement est le premier facteur d'influence (Figure 5.14.d).

L'effort de déclenchement d'un dissipateur peut également légèrement influencer sur l'allongement d'autres dissipateurs dans la structure, suite à une redistribution des efforts. Par exemple, le dissipateur BD6, bien que lié à un câble de lisse, subit une augmentation de son allongement maximal pour une augmentation de  $F_{HS}$  (Figure 5.13). Dans ce cas, dans l'intervalle de temps pour que les dissipateurs des haubans supérieurs se déclenchent, les dissipateurs connectés aux lisses subissent une sollicitation plus importante.

Une tendance différente est observée pour la variation de  $F_{RI}$ . En plus de réduire l'allongement des dissipateurs connectés aux câbles de rive inférieure, l'allongement des dissipateurs connectés aux câbles de lisse est réduit (Figure 5.13). Réciproquement, l'allongement des dissipateurs connectés à un câble de rive inférieure, est réduit avec l'augmentation de  $F_{LI}$ . Ce comportement est dû au fait que les câbles de lisse et de rive inférieure sont liés par la nappe. Ainsi, les dissipateurs ayant le plus faible allongement limitent la déformation de l'ensemble.

## 5.4 Outil de conception

L'efficacité, en termes de temps de calcul des méta-modèles, permet de réaliser très rapidement des simulations pour un très grand nombre de configurations de l'ouvrage. Ils peuvent ainsi être utilisés pour la conception d'ouvrages afin de trouver la configuration la plus adaptée pour un cas d'étude. Dans cette section, les méta-modèles sont intégrés dans un outil global d'aide à la conception, ce qui correspond à la troisième étape de la méthode générale présentée en introduction de ce chapitre (Figure 5.2). L'objectif de cet outil est d'aider le concepteur d'ouvrage à trouver la configuration optimale de la barrière, en intégrant toutes les spécificités du cas d'étude.

Un nouveau plan d'expérience est établi, permettant d'explorer la réponse de l'ouvrage au travers des prédictions avec les méta-modèles. Afin d'intégrer les spécificités de l'étude, des contraintes additionnelles, de trois types, sont définies : (i) des contraintes « terrain », permettant d'intégrer des demandes spécifiques du client, et d'adapter l'ouvrage au terrain (limitation de la flèche maximale, conditions géométriques) ; (ii) des contraintes « normatives », provenant de la certification européenne (EOTA, 2018) (arrêt du bloc, limite de la hauteur résiduelle) ; et (iii) des contraintes « techniques », garantissant la possibilité de réalisation technique de la barrière.

Seules les configurations dont les variables de sortie valident toutes les contraintes sont retenues. Ce nouvel ensemble est alors utilisé pour calculer une valeur d'une « fonction objectif », faisant intervenir des paramètres définis par l'utilisateur, pour obtenir un « coût » de la barrière. Les configurations optimales de la barrière sont alors définies, comme celles minimisant la fonction objectif.

### 5.4.1 Plan d'expérience

Un nouveau plan d'expérience de 10 000 points est créé avec la méthode de remplissage de l'espace dite « maximim » (Johnson et al., 1990). Cette méthode consiste à maximiser la distance  $d_{ij} = \|\mathbf{x}^i - \mathbf{x}^j\|$  minimale séparant toutes les paires de points du plan. Le plan « maximim » est donc défini comme celui qui maximise le critère  $\phi_{Mm}$  :

$$\phi_{Mm}((\mathbf{x}^{(i)})_{i=1\dots N}) = \min_{i,j=1\dots N, i \neq j} d_{ij} \quad (5.23)$$

### 5.4.2 Contraintes

Pour cette étude, cinq contraintes sont définies. Une contrainte due au terrain impose une élongation maximale de l'ouvrage de  $El^{Max} = 8.5$  m. Concernant les contraintes normatives, le bloc doit être arrêté par l'ouvrage, soit  $I_b = 1$ , et la barrière doit être de catégorie A, soit  $H > 0.5$  (Tableau 5.3). Enfin, les contraintes techniques imposent un effort maximal dans les ancrages de  $F_{Anc}^{Max} = 680$  kN, et un allongement maximal des dissipateurs d'énergie de  $All_{BD}^{Max} = 2.75$  m. Toutes les contraintes appliquées pour cette étude, et les conditions sur les variables de sortie à respecter, sont résumées dans le tableau 5.7.

| Contrainte                           | Type      | Condition                               |
|--------------------------------------|-----------|---|
| Élongation maximale de la barrière   | Terrain   | $El \leq El^{Max} = 8.5$ m              |
| Arrêt du bloc                        | Normative | $I_b = 1$                               |
| Hauteur résiduelle MEL               | Normative | Catégorie A : $H > 0.5$                 |
| Effort maximal sur les ancrages      | Technique | $F_{Anc} \leq F_{Anc}^{Max} = 680$ kN   |
| Allongement maximal des dissipateurs | Technique | $All_{BD} \leq All_{BD}^{Max} = 2.75$ m |

TABLEAU 5.7 – Contraintes et conditions à respecter pour les variables de sortie, définies pour l'étude

Les contraintes sont appliquées à toutes les prédictions obtenues avec les méta-modèles. Ainsi, pour chaque contrainte, le ratio de configuration la validant est indiqué dans le tableau 5.8. Les résultats montrent que la contrainte la plus pénalisante pour cette étude est l'allongement maximal des dissipateurs limité à  $All_{BD}^{Max} = 2.75$  m, avec seulement 27 % des configurations testées validant cette contrainte. Avec l'application de toutes les contraintes, 10 % des configurations du plan d'expérience sont validées et seront utilisées pour le calcul de la fonction objectif.

| Contrainte                | $I_b$ | $El^{Max}$ | $F_{Anc}^{Max}$ | Cat. A | $All_{BD}^{Max}$ | Toutes |
|---------------------------|-------|------------|-----------------|--------|------------------|--------|
| Pourcentage de validation | 99 %  | 35 %       | 58 %            | 99 %   | 27 %             | 10 %   |

TABLEAU 5.8 – Pourcentage des configurations validant chaque contrainte

### 5.4.3 Fonction objectif et paramétrages optimaux

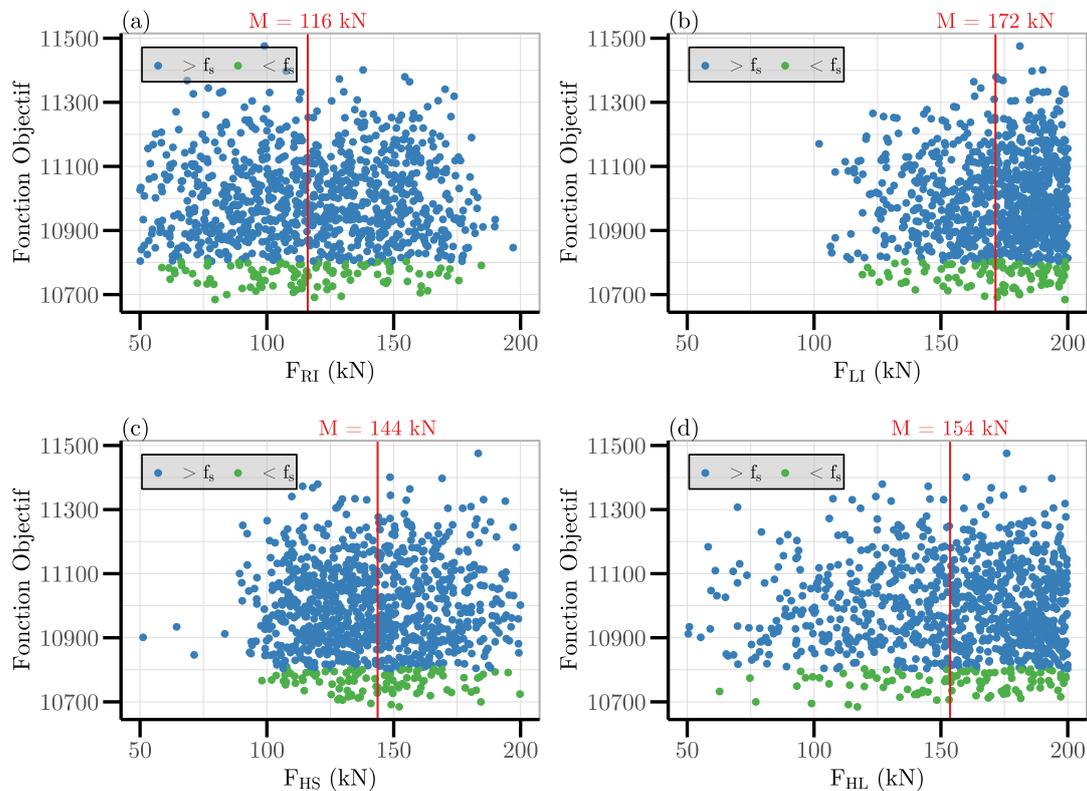
Une fonction « objectif », à minimiser, est mise en place pour sélectionner, parmi les configurations validant les contraintes, les plus intéressantes pour l'entreprise. Cette fonction est paramétrée par des variables permettant d'évaluer le coût de la barrière. Dans cette étude, deux variables, aux valeurs de coût fictives, sont choisies :

- Le coût d'un dissipateur  $Ct_{BD}^i$  : le coût est divisé en plusieurs catégories selon l'allongement maximal que le dispositif peut atteindre, prenant ainsi en compte le type de dissipateur mis en place. Un dissipateur avec un allongement supérieur à 2 m aura une valeur de 300 et avec un allongement inférieur à 2 m une valeur de 200.
- Le coût d'un ancrage : défini par une partie fixe et une partie augmentant linéairement avec l'effort maximal relevé sur l'ancrage :  $Ct_{Anc}^k = 0.5 * F_{anc} + 250$ .

En prenant en compte les 24 dissipateurs d'énergie et les 17 ancrages de la structure, la fonction objectif est alors définie comme suit :

$$F_{Objectif} = \sum_{i=1}^{24} Ct_{BD}^i + \sum_{k=1}^{17} Ct_{Anc}^k \quad (5.24)$$

Les configurations donnant une valeur de la fonction objectif inférieure à la valeur seuil  $f_s = f_{min} + 0,15 * (f_{max} - f_{min})$ , sont retenues. Dans cette formulation,  $f_{max}$  et  $f_{min}$  sont les valeurs maximales et minimales des résultats de la fonction objectif. La valeur optimale pour une variable d'entrée est alors définie comme la moyenne de cette variable pour les configurations retenues (Figure 5.15).



**FIGURE 5.15** – Résultats du calcul de la fonction objectif pour les configurations validant les contraintes, les résultats présentés n'ont qu'une valeur heuristique

Ces résultats montrent que, après validation des contraintes, les gammes de variation des variables d'entrée sont réduites. Pour l'effort de déclenchement des dissipateurs connectés aux câbles de lisse, seulement les valeurs supérieures à 100 kN sont conservées. Étant donné que ces dissipateurs ont les allongements les plus importants de la structure (Figure 5.12), la contrainte  $All_{BD} \leq All_{BD}^{Max} = 2.75$  m provoque de fortes valeurs pour  $F_{LI}$ . De la même manière, peu de valeurs inférieures à 100 kN sont retenues pour  $F_{HS}$ .

Les valeurs de  $F_{RI}$  conservées sont inférieures à 175 kN. Les câbles de rive étant connectés aux ancrages les plus sollicités la structure, la contrainte  $F_{Anc} \leq F_{Anc}^{Max} = 680$  kN est limitante pour cette variable.

Au final, les résultats du calcul de la fonction objectif n'indiquent pas de configuration préférentielle pour réduire sa valeur. Dans ce cas, les contraintes sont très restrictives, ce qui ne permet pas d'obtenir une optimisation de la fonction objectif. Le choix final des valeurs d'effort de déclenchement des dissipateurs peut alors se porter sur  $F_{RI} = 116$  kN,  $F_{LI} = 172$  kN,  $F_{HS} = 144$  kN et  $F_{HL} = 154$  kN comme configuration optimale pour cette étude. Ces valeurs étant à ajuster par le concepteur en fonction des technologies disponibles.

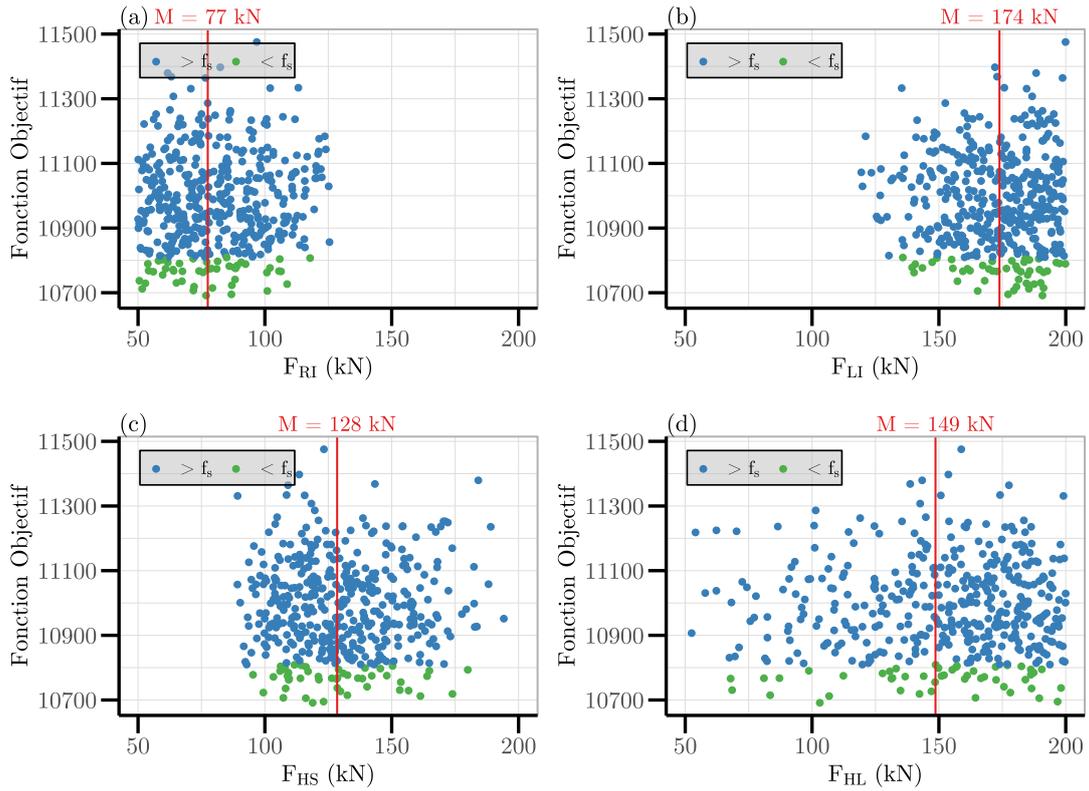
#### 5.4.4 Configurations complémentaires

L'avantage principal de cet outil d'aide à la conception réside dans sa modularité, permettant de changer très facilement les valeurs des contraintes.

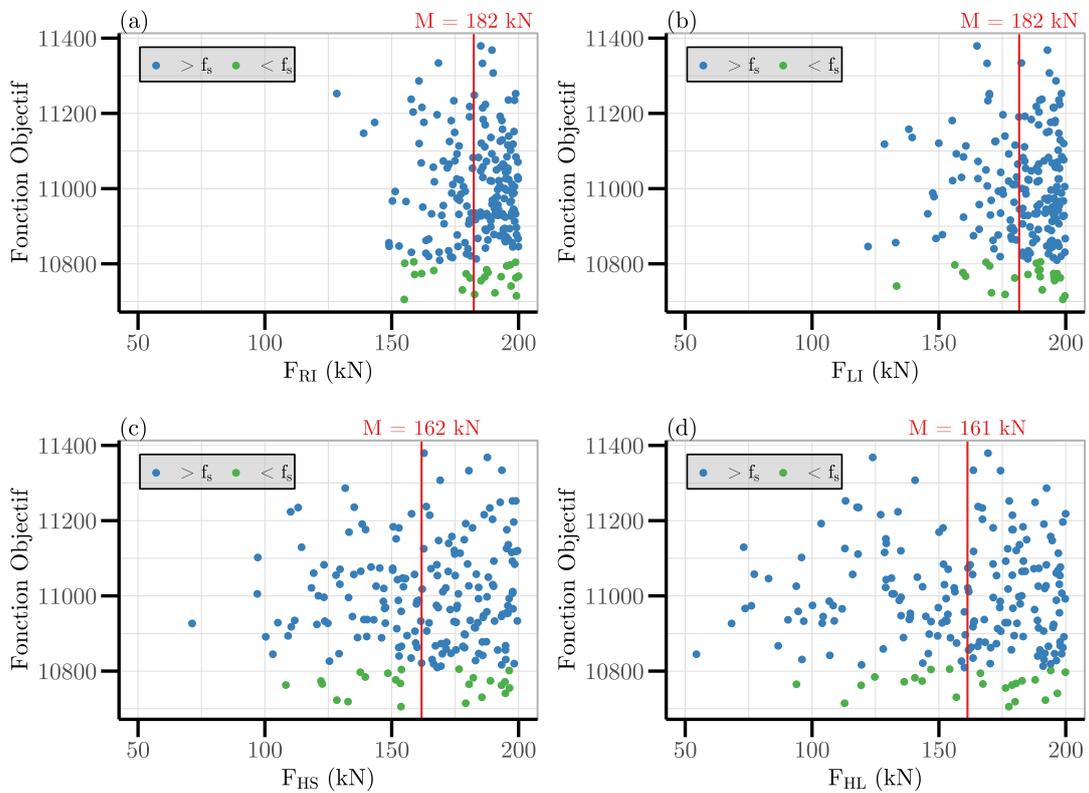
Par exemple, si une configuration plus souple est recherchée, les contraintes  $El \leq El^{Max} = 10$  m et  $F_{Anc} \leq F_{Anc}^{Max} = 600$  kN sont définies. Les nouveaux résultats sont obtenus à faible coût de calcul (Figure 5.16). Dans cette configuration, l'allongement maximal des dissipateurs est toujours limité à 2.75 m, imposant de fortes valeurs pour  $F_{LI}$  et  $F_{HS}$ . La réduction de l'effort maximal autorisé sur les ancrages conduit à une faible valeur pour  $F_{RI}$ .

Inversement, si une configuration plus rigide est recherchée, les contraintes  $El \leq El^{Max} = 8$  m et  $F_{Anc} \leq F_{Anc}^{Max} = 800$  kN, sont définies. Les résultats montrent des efforts de déclenchement élevés pour tous les dissipateurs afin de limiter l'élongation de la barrière (Figure 5.17). Avec ce choix de contraintes, seulement 2 % des configurations testées valident toutes les contraintes.

Ces études complémentaires montrent l'intérêt d'un tel outil, avec les nombreux paramètres modifiables, sans la nécessité d'effectuer de campagnes de simulation longues. Les possibilités sont multiples, permettant au concepteur de déterminer le paramétrage optimal pour l'ouvrage, adapté à un cas d'étude précis.



**FIGURE 5.16** – Résultats du calcul de la fonction objectif pour les configurations validant les contraintes, avec une configuration souple recherchée ; les résultats présentés n'ont qu'une valeur heuristique



**FIGURE 5.17** – Résultats du calcul de la fonction objectif pour les configurations validant les contraintes, avec une configuration rigide recherchée ; les résultats présentés n'ont qu'une valeur heuristique

## 5.5 Conclusions

Les développements de ce chapitre présentent une nouvelle méthode d'aide à la conception d'ouvrages souples de protection contre les chutes de blocs, adaptée pour un usage en entreprise. Un exemple d'application de cette méthode est également proposé en fin de chapitre.

Le principe consiste à utiliser des modèles de substitution, appelés « méta-modèles », ayant un temps de calcul fortement réduit par rapport à celui d'un modèle complet d'écran réalisé avec la méthode des éléments discrets (modèle DEM), afin d'en prédire les variables de sortie d'intérêt.

À partir du modèle DEM complet d'un écran, un jeu de données composé des résultats numériques est établi. Il est utilisé pour calibrer les méta-modèles, pour chaque variable de sortie d'intérêt. Une fois que les méta-modèles sont validés, en comparaison à un second jeu de données de validation, leurs prédictions permettent d'étudier le comportement de la barrière. Des analyses de sensibilité permettent d'identifier les variables d'entrée les plus influentes sur la réponse de l'ouvrage. Enfin, les résultats obtenus avec les méta-modèles permettent de sélectionner les valeurs des variables d'entrée optimales, après application de contraintes spécifiques à l'étude.

L'outil présenté ici a pour vocation l'aide à la conception, et non au dimensionnement d'ouvrage. En effet, avec toutes les étapes suivies, de nombreuses erreurs sont introduites et doivent être considérées par le concepteur lors de la lecture des résultats finaux. Le modèle DEM d'écran utilisé est ici validé par une comparaison avec les résultats expérimentaux, mais dans le cas d'une réelle étude de conception, cette validation n'est pas toujours possible.

L'apport de cet outil ne réside ainsi pas dans la lecture quantitative des résultats, mais dans leur exploitation qualitative. Il permet de voir très rapidement l'influence d'un paramètre d'entrée sur l'ensemble des variables de sortie, sans nécessairement réaliser un nombre important de simulations avec le modèle complet d'écran. Un concepteur peut alors facilement être orienté sur le choix d'un type d'élément constitutif de l'ouvrage, de la résistance d'un ancrage, etc. Dans l'exemple d'application présenté dans ce chapitre, l'effort de déclenchement des dissipateurs d'énergie a été étudié, mais l'application de cette méthode peut être étendue à d'autres variables : choix de matériaux, diamètres de câbles, caractéristiques géométriques...

L'avantage majeur de cet outil est sa modularité, permettant une adaptation à de nombreux cas d'étude. En effet, dès lors que les variables d'entrée et de sortie sont sélectionnées et les méta-modèles calibrés pour un type de barrière, il est possible de modifier les valeurs des contraintes et de fonction objectif, sans avoir à réaliser de nouvelles simulations avec le modèle d'écran complet.

L'outil présenté dans cette étude peut encore être amélioré. De nombreuses méthodes de méta-modélisation existent, certaines pourraient permettre de prédire des variables de sortie présentant des pics et des discontinuités, ou d'intégrer des corrélations entre les variables d'entrée. Pour une adaptation réelle dans le cadre d'une entreprise, l'outil devra être adapté, particulièrement sur le choix de la fonction objectif, et de la méthode utilisée pour son optimisation. Cependant, l'utilisation de méta-modèles dans le cadre de la conception d'ouvrage de protection est prometteuse, permettant d'étudier en détail de nombreuses configurations d'ouvrage pour des temps de calcul fortement réduits.



# Conclusions et perspectives

Ce travail de recherche a été réalisé dans le but de développer un outil d'aide à la conception d'écrans souples de protection contre les chutes de blocs. Deux ouvrages souples ont été étudiés dans ces travaux de thèse : l'écran C2ROP, et l'écran ELITE<sup>®</sup>. Ces deux ouvrages ont des technologies et une capacité d'arrêt différentes (270 kJ et 5 000 kJ). En préambule des études numériques, les campagnes expérimentales réalisées sur ces deux ouvrages et sur leurs composants, ont été présentées (Chapitre 2). Ces données expérimentales ont été utilisées pour la calibration des modèles de composant élémentaire, et la validation des modèles de structure complète. Des modèles complets pour l'écran C2ROP et pour l'écran ELITE<sup>®</sup> ont été réalisés avec des modèles de composant élémentaire issus de la littérature. Pour l'écran utilisant une nappe à anneaux, l'assemblage des modèles de composant élémentaire en partie issus de la littérature s'est avéré suffisant pour obtenir un compromis en termes de pertinence, précision et efficacité. Par contre, pour l'écran utilisant une nappe de filet ELITE<sup>®</sup>, de nouveaux développements numériques ont été nécessaires pour obtenir un tel compromis. Le modèle complet de l'écran ELITE<sup>®</sup> a finalement été intégré dans un outil d'aide à la conception, basé sur des approches de méta-modélisation.

Pour le cas de l'écran C2ROP, les résultats du modèle de structure complète développé dans le cadre de cette thèse ont été comparés à un modèle de structure complète développé par ailleurs (Coulibaly, 2017). Ces deux modèles complets d'écran ont été validés par comparaison de leur réponse avec celle mesurée expérimentalement, pour différentes conditions d'impact. De plus, la comparaison des résultats obtenus avec ces deux modèles complets d'écran développés séparément a permis d'identifier l'influence des hypothèses de modélisation sur la réponse de l'ouvrage. Pour le cas de l'écran ELITE<sup>®</sup>, un modèle complet a été développé dans le cadre de cette thèse. Les résultats obtenus ont montré les limites de l'utilisation de modèles simples pour les modèles de composant élémentaire. En particulier, le comportement spécifique de la nappe ELITE<sup>®</sup> n'a pu être correctement traduit à l'aide de cette approche de modélisation. L'analyse des résultats obtenus avec ce modèle d'ouvrage complet a mis en évidence le besoin d'affiner la modélisation des principaux composants de l'écran, afin de reproduire la propagation des efforts à l'intérieur de l'ouvrage.

Dans le but d'améliorer la prédiction du modèle complet de l'écran ELITE<sup>®</sup>, un modèle de la nappe ELITE<sup>®</sup> a été développé, intégrant le glissement des câbles entre les mailles de la nappe (Chapitre 4). Deux modèles de prise en compte du glissement ont été développés : avec et sans intégration du frottement entre les câbles. Les performances numériques du modèle de prise en compte du glissement sans intégration du frottement étant supérieures à celles du modèle de prise en compte du glissement avec

intégration du frottement, il a été utilisé dans le modèle complet de l'écran ELITE<sup>®</sup>. La comparaison de la réponse obtenue avec le modèle complet de l'écran avec celle mesurée expérimentalement a permis de valider le nouveau modèle de la nappe ELITE<sup>®</sup> intégrant le glissement entre les câbles de la nappe.

Les modèles complets des écrans souples ont été réalisés dans le but de créer un outil d'aide à la conception pour ces écrans. Cependant, l'utilisation directe de ces modèles d'ouvrage n'est toujours pas possible en raison de leur coût important en termes de temps de calcul. Pour répondre à cette limitation, des stratégies d'utilisation optimale des modèles complets d'écran ont été développées. Ces stratégies sont basées sur la création de méta-modèles représentatifs de la réponse de l'ouvrage, et efficaces en temps de calcul (Chapitre 5). À l'aide de ces méta-modèles, une étude de sensibilité a été conduite afin d'explorer le comportement de l'ouvrage en fonction de l'évolution de l'effort de déclenchement des dissipateurs d'énergie. De plus, les méta-modèles ont été intégrés à un outil global d'aide à la conception d'ouvrages souples. Dans cet outil, des contraintes spécifiques ont été appliquées à toutes les prédictions obtenues avec les méta-modèles, ce qui a permis de retenir les configurations de l'ouvrage adaptées au cas d'étude. Enfin une fonction objectif a été définie pour sélectionner les configurations optimales de la barrière.

Tous ces développements ont permis de répondre aux problématiques scientifiques, techniques et applicatives de ce travail, à l'aide de modèles numériques capables de prédire efficacement le comportement des ouvrages sous impact. L'obtention de résultats avec les modèles complets d'écran souple est possible en quelques heures avec les ordinateurs classiques actuels pour une seule configuration ; l'efficacité des méta-modèles, présentant une vitesse d'exécution rapide, a été démontrée pour la réalisation d'études paramétriques complètes. Cela rend ces outils applicables dans un contexte d'ingénierie, répondant ainsi aux attentes des concepteurs. Enfin, l'outil d'aide à la conception d'ouvrages souples permet d'intégrer de nombreuses contraintes, en particulier les contraintes réglementaires, ce qui permet de respecter les exigences opérationnelles.

La réalisation de modèles d'écrans souples avec la méthode des éléments discrets a largement été explorée dans la littérature, où de nombreux modèles d'écrans existent, intégrant diverses de lois de comportement. Excepté au travers de l'ajout de nouveaux modèles pour les composants, il est de plus en plus difficile d'apporter des améliorations à l'utilisation de la DEM pour la modélisation des écrans souples, cette classe d'outils numériques ayant atteint dans ce domaine un degré de maturité élevé en termes de précision et de performances de calcul. Cependant, tous ces modèles ont été développés séparément, pour un type d'ouvrage, reprenant pourtant parfois des technologies similaires. Il était alors intéressant de comparer les performances en termes de prédiction et de temps de calcul des modèles existants. Ces travaux de comparaison ont été initiés dans ce travail de recherche, mais un benchmark complet des techniques de modélisation existantes, appliqué sur un ouvrage, est une perspective intéressante au-delà de cette thèse.

Ce travail de thèse fournit un nouveau modèle pour la nappe de type ELITE<sup>®</sup>. Les résultats ont montré de fortes limitations en termes de temps de calcul lors de l'intégration du frottement. Il apparaît ainsi intéressant d'améliorer les performances de ce modèle dans l'optique de mener des études concernant l'influence du frottement dans la nappe sur le comportement de l'ouvrage. L'amélioration des perfor-

mances de ce modèle peut être réalisée par son intégration dans le code source du logiciel YADE-DEM, écrit en C++, l'algorithme de résolution étant actuellement écrit dans un script annexe en Python. De plus, l'implantation complète de ce modèle dans le code source de YADE-DEM serait une contribution intéressante pour le développement continu de ce logiciel.

Concernant l'utilisation de méta-modèles dans le contexte des écrans souples, ces travaux de recherche constituent une première avancée avec une visée applicative tout à fait inédite au plan international. Ainsi, des méthodes de méta-modélisation plus performantes peuvent être utilisées. Plus particulièrement, des méthodes permettant de prédire les pics et discontinuités des variables de sortie, permettraient de dépasser les limites actuelles concernant l'allure des variables de sortie. Aussi, dans l'étude présentée dans ce travail de thèse, les variables d'entrée ne présentent pas de corrélations entre elles. Pour de futures études, des méthodes intégrant des corrélations entre les variables d'entrée peuvent être envisagées. Le travail présenté dans cette thèse peut être amélioré en utilisant des méthodes de « *Deep Learning* » afin de traduire complètement le comportement des écrans souples.

Enfin, l'outil d'aide au dimensionnement peut être étendu par l'intégration de méthodes d'optimisation sous contraintes plus poussées. En effet, des méthodes mathématiques complexes existent, et permettraient de donner des résultats plus pertinents par rapport à la sélection arbitraire effectuée dans ces travaux de recherche. Un premier essai a été réalisé pour intégrer la notion de coût dans le processus d'optimisation. Cette fonction doit être améliorée et complétée avec des coûts réels. De plus, cet outil a été utilisé ici dans un cadre de recherche, donc heuristique, et basé sur un écran existant. Pour valider complètement cet outil, il nécessite d'être appliqué et approuvé dans le cadre de développements réels d'écrans souples. Pour clore, nous soulignons le fait que dès lors qu'un jeu de données de calibration, expérimental ou numérique, est disponible, l'utilisation d'un tel outil peut être envisagée pour d'autres types d'ouvrages que les écrans souples.



# Bibliographie

- Agliardi, F., Crosta, G., et Frattini, P.** (2009). Integrating Rockfall Risk Assessment and Countermeasure Design by 3D Modelling Techniques. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, Volume 9(4), Page 1059.
- Albaba, A., Lambert, S., Kneib, F., Chareyre, B., et Nicot, F.** (2017). DEM Modeling of a Flexible Barrier Impacted by a Dry Granular Flow. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Volume 50(11), Pages 3029–3048.
- von Allmen, H.** (2004). European Patent No. 1 469 130 A1, Tafers, Switzerland.
- Arpin, B.D.** (2013). *Development of Standardized Testing Procedures for Flexible Rockfall Fence Systems*. Thèse de Doctorat, Colorado School of Mines, Golden, CO (USA).
- Azemard, P.** (2018). The RN1 in Reunion Island : Rock Hazard Management, Circulation Management, Protections Works and New Route. *Proceedings of the International Symposium Rock Slope Stability 2018*. Chambéry (France).
- Baumann, R.** (2002). The Worldwide First Official Approval of Rock-fall Protection Nets. *Proceedings of the 53<sup>rd</sup> Annual Highway Geology Symposium*, Pages 40–51. San Luis Obispo, CA (USA).
- Bertrand, D., Nicot, F., Gotteland, P., et Lambert, S.** (2008). Discrete Element Method (DEM) Numerical Modeling of Double-Twisted Hexagonal Mesh. *Canadian Geotechnical Journal*, Volume 45(8), Pages 1104–1117.
- Bertrand, D., Trad, A., Limam, A., et Silvani, C.** (2012). Full-Scale Dynamic Analysis of an Innovative Rockfall Fence Under Impact Using the Discrete Element Method : from the Local Scale to the Structure Scale. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Volume 45, Pages 885–900.
- Berveiller, M., Sudret, B., et Lemaire, M.** (2006). Stochastic Finite Element : a Non Intrusive Approach by Regression. *European Journal of Computational Mechanics/Revue Européenne de Mécanique Numérique*, Volume 15(1-3), Pages 81–92.
- Blatman, G. et Sudret, B.** (2011). Adaptive Sparse Polynomial Chaos Expansion Based on Least Angle Regression. *Journal of Computational Physics*, Volume 230(6), Pages 2345–2367.
- Bourrier, F., Bigot, C., Bertrand, D., Lambert, S., et Berger, F.** (2010). A Numerical Model for the Design of Low Energy Rockfall Protection Nets. *Proceedings of the 3<sup>rd</sup> Euro Mediterranean Symposium on Advances in Geomaterials and Structures*. Djerba (Tunisia).

- Bourrier, F., Dorren, L., Nicot, F., Berger, F., et Darve, F.** (2009). Toward Objective Rockfall Trajectory Simulation Using a Stochastic Impact Model. *Geomorphology*, Volume 110(3-4), Pages 68–79.
- Bourrier, F., Kneib, F., Chareyre, B., et Fourcaud, T.** (2013). Discrete Modeling of Granular Soils Reinforcement by Plant Roots. *Ecological Engineering*, Volume 61, Pages 646–657.
- Bourrier, F., Lambert, S., et Baroth, J.** (2015). A Reliability-Based Approach for the Design of Rockfall Protection Fences. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Volume 48(1), Pages 247–259.
- Castanon-Jano, L., Blanco-Fernandez, E., Castro-Fresno, D., et Ballester-Muñoz, F.** (2017). Energy Dissipating Devices in Falling rRock Protection Barriers. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Volume 50(3), Pages 603–619.
- Cazzani, A., Mongiovì, L., et Frenez, T.** (2002). Dynamic Finite Element Analysis of Interceptive Devices for Falling Rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Volume 39, Pages 303–321.
- Cheng, J., Greiner, R., Kelly, J., Bell, D., et Liu, W.** (2002). Learning Bayesian Networks from Data : an Information-Theory Based Approach. *Artificial intelligence*, Volume 137(1-2), Pages 43–90.
- Choi, S.K., Grandhi, R.V., Canfield, R.A., et Pettit, C.L.** (2004). Polynomial Chaos Expansion with Latin Hypercube Sampling for Estimating Response Variability. *AIAA journal*, Volume 42(6), Pages 1191–1198.
- Corominas, J., Matas, G., et Ruiz-Carulla, R.** (2019). Quantitative Analysis of Risk from Fragmental Rockfalls. *Landslides*, Volume 16(1), Pages 5–21.
- Cortes, C. et Vapnik, V.** (1995). Support-Vector Networks. *Machine Learning*, Volume 20(3), Pages 273–297.
- Coulibaly, J.B.** (2017). *Modélisation numérique discrète du comportement mécanique sous impact des structures d'écrans de filets pare-pierres*. Thèse de Doctorat, Université Grenoble Alpes, Grenoble (France).
- Coulibaly, J.B., Chanut, M.A., Lambert, S., et Nicot, F.** (2017). Non-linear Discrete Mechanical Model of Steel Rings. *Journal of Engineering Mechanics*, Volume 143(9).
- Coulibaly, J.B., Chanut, M.A., Lambert, S., et Nicot, F.** (2018). Sliding Cable Modeling : an Attempt at a Unified Formulation. *International Journal of Solids and Structures*, Volume 130-131, Pages 1–10.
- Coulibaly, J.B., Chanut, M.A., Lambert, S., et Nicot, F.** (2019). Toward a Generic Computational Approach for Flexible Rockfall Barrier Modeling. *Rock Mechanics and Rock Engineering*.
- Coutard, J.P. et Francou, B.** (1989). Rock Temperature Measurements in Two Alpine Environments : Implications for Frost Shattering. *Arctic and Alpine Research*, Volume 21(4), Pages 399–416.

- Cristianini, N., Shawe-Taylor, J., et al.** (2000). *An introduction to Support Vector Machines and Other Kernel-Based Learning Methods*. Cambridge University Press.
- Cruden, D. et Varnes** (1996). Landslide Types and Processes. *Special Report - National Research Council, Transportation Research Board*, Volume 247, Pages 36–57.
- Cundall, P.A. et Strack, O.D.** (1979). A Discrete Numerical Model for Granular Assemblies. *Geotechnique*, Volume 29(1), Pages 47–65.
- D’Amato, J., Hantz, D., Guerin, A., Jaboyedoff, M., Baillet, L., et Mariscal, A.** (2016). Influence of Meteorological Factors on Rockfall Occurrence in a Middle Mountain Limestone Cliff. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, Volume 16(3), Pages 719–735.
- Descoeudres, 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*, Volume 135.
- Duffy, J.D.** (1992). Flexible Wire Rope Rockfall Tests. *Transportation Research Record*, Volume 1343.
- Duffy, J.D. et Haller, B.** (1993). Field Tests of Flexible Rockfall Barriers. *Proceedings of the Conference on Transportation Facilities Through Difficult Terrain*, Pages 465–473. Aspen Snowmass, CO (USA).
- Dugelas, L., Coulibaly, J.B., Bourrier, F., Lambert, S., Chanut, M.A., Olmedo, I., et Nicot, F.** (2019). Assessment of the Predictive Capabilities of Discrete Element Models for Flexible Rockfall Barriers. *International Journal of Impact Engineering*.
- Dupire, S., Bourrier, F., Monnet, J.M., Bigot, S., Borgniet, L., Berger, F., et Curt, T.** (2016). The protective Effect of Forests Against Rockfalls Across the French Alps : Influence of Forest Diversity. *Forest Ecology and Management*, Volume 382, Pages 269–279.
- Durville, J.L., Bonnard, C., et Potherat, P.** (2011). The Séchilienne (France) Landslide : a Non-Typical Progressive Failure Implying Major Risks. *Journal of Mountain Science*, Volume 8(2), Pages 117–123.
- Effeindzourou, A., Chareyre, B., Thoeni, K., Giacomini, A., et Kneib, F.** (2016). Modelling of Deformable Structures in the General Framework of the Discrete Element Method. *Geotextiles and Geomembranes*, Volume 44(2), Pages 143–156.
- EOTA** (2013). *ETAG 27 - Guideline for European Technical Approval of Falling Rock Protection Kits*. European Organization for Technical Approvals.
- EOTA** (2018). *Falling Rock Protection Kits. EAD 340059-00-0106, 2018/C 417/07*. European Organization for Technical Approvals.
- Escallón, J., v. Boetticher, Wendeler, C., Chatzi, E., et Bartelt, P.** (2015). Mechanics of Chain-Link Wire Nets with Loose Connections. *Engineering Structures*, Volume 101, Pages 68–87.
- Escallón, J., Wendeler, C., Chatzi, E., et Bartelt, P.** (2014). Parameter Identification of Rockfall Protection Barrier Components Through an Inverse Formulation. *Engineering Structures*, Volume 77, Pages 1–16.

- Faivre, R., Iooss, B., Mahévas, S., Makowski, D., et Monod, H.** (2016). *Analyse de sensibilité et exploration de modèles : application aux sciences de la nature et de l'environnement*. Editions Quae.
- Fan, R.E., Chen, P.H., et Lin, C.J.** (2005). Working Set Selection Using Second Order Information for Training Support Vector Machines. *Journal of Machine Learning Research*, Volume 6, Pages 1889–1918.
- Farvacque, M., Lopez-Saez, J., Corona, C., Toe, D., Bourrier, F., et Eckert, N.** (2019). Quantitative Risk Assessment in a Rockfall-Prone Area : The Case Study of the Crolles Municipality (Massif de la Chartreuse, French Alps). *Géomorphologie : Relief, Processus, Environnement*.
- Feyrer, K.** (2015). *Wire Ropes*. Springer.
- Freund, Y., Schapire, R., et Abe, N.** (1999). A Short Introduction to Boosting. *Journal-Japanese Society For Artificial Intelligence*, Volume 14(771-780), Page 1612.
- Gentilini, C., Gottardi, G., Govoni, L., Mentani, A., et Ubertini, F.** (2013). Design of Falling Rock Protection Barriers Using Numerical Models. *Engineering Structures*, Volume 50, Pages 96–106.
- Gerber, W.** (2001). *Guideline for the Approval of Rockfall Protection Kits*. *Environment in Practice* ; Swiss Agency for the Environment, Forests and Landscape (SAEFL) and Swiss Federal Research Institute WSL, Berne, Switzerland.
- Giacomini, A., Buzzi, O., Renard, B., et Giani, G.** (2009). Experimental Studies on Fragmentation of Rock Falls on Impact with Rock Surfaces. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Volume 46(4), Pages 708–715.
- Govoni, L. et Strada, C.** (2015). The Role of Rockfall Protection Barriers in the Context of Risk Mitigation : The Case of the Autonomous Province of Bolzano. *Engineering Geology for Society and Territory*, Volume 5, Pages 397–400.
- Gramacy, R.B. et Lee, H.K.H.** (2008). Bayesian Treed Gaussian Process Models With an Application to Computer Modeling. *Journal of the American Statistical Association*, Volume 103(483), Pages 1119–1130.
- Grassl, H., Bartelt, P., Volkwein, A., et Wartmann, S.** (2003). Experimental and Numerical Modeling of Highly Flexible Rockfall Protection Barriers. *Proceedings of the 12<sup>th</sup> Panamerican conference ; Soil mechanics and geotechnical engineering*.
- Grassl, H., Volkwein, A., Anderheggen, E., et Ammann, J.** (2002). Steel-Net Rockfall Protection - Experimental and Numerical Simulation. *WIT Transactions on The Built Environment*, Volume 63, Page 11.
- Hearn, G., Barrett, R.K., et Henson, H.H.** (1995). Development of Effective Rockfall Barriers. *Journal of Transportation Engineering*, Volume 121(6), Pages 507–516.
- Howlett, R.J. et Jain, L.C.** (2013). *Radial Basis Function Networks 2 : New Advances in Design*, Volume 67. Physica.

- Hsu, C.W., Chang, C.C., et Lin, C.J.** (2003). A Practical Guide to Support Vector Classification. *Department of Computer Science, National Taiwan University.*
- Ichikawa, Y. et Sawa, T.** (1992). Neural Network Application for Direct Feedback Controllers. *IEEE Transactions on Neural Networks*, Volume 3(2), Pages 224–231.
- Janeras, M., Jara, J.A., Royán, M.J., Vilaplana, J.M., Aguasca, A., Fàbregas, X., Gili, J.A., et Buxó, P.** (2017). Multi-Technique Approach to Rockfall Monitoring in the Montserrat Massif (Catalonia, NE Spain). *Engineering Geology*, Volume 219, Pages 4–20. Special Issue on Monitoring, physical and numerical modeling of landslides and debris flows.
- Jean, M.** (1999). The Non-Smooth Contact Dynamics Method. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Volume 177(3-4), Pages 235–257.
- Jensen, F.V. et al.** (1996). *An introduction to Bayesian Networks*, Volume 210. UCL press London.
- Johnson, M., Moore, L., et Ylvisaker, D.** (1990). Minimax and Maximin Distance Designs. *Journal of Statistical Planning and Inference*, Volume 26(2), Pages 131–148.
- Kanari, M., Katz, O., Weinberger, R., Porat, N., et Marco, S.** (2019). Evaluating Earthquake-Induced Rockfall Hazard Near the Dead Sea Transform. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, Volume 19(4), Pages 889–906.
- Knerr, S., Personnaz, L., et Dreyfus, G.** (1990). Single-Layer Learning Revisited : a Stepwise Procedure for Building and Training a Neural Network. *Neurocomputing*, Pages 41–50. Springer.
- Kotsiantis, S.B., Zaharakis, I., et Pintelas, P.** (2007). Supervised Machine Learning : A Review of Classification Techniques. *Emerging artificial intelligence applications in computer engineering*, Volume 160, Pages 3–24.
- Krautblatter, M. et Moser, M.** (2009). A Nonlinear Model Coupling Rockfall and Rainfall Intensity Based on a Four Year Measurement in a high Alpine rock wall (Reintal, German Alps). *Natural Hazards and Earth System Sciences*, Volume 9(4), Pages 1425–1432.
- Lambert, S. et Kister, B.** (2017). Analysis of Existing Rockfall Embankments of Switzerland (AERES) ; Part B : Analysis of the collected data and comparison with up-to-date knowledge. *Federal Office for the Environment, Bern*, Page 21.
- Markovitch, S. et Rosenstein, D.** (2002). Feature Generation Using General Constructor Functions. *Machine Learning*, Volume 49(1), Pages 59–98.
- Mateos, R.M., García-Moreno, I., et Azañón, J.M.** (2012). Freeze-Thaw Cycles and Rainfall as Triggering Factors of Mass Movements in a Warm Mediterranean Region : the Case of the Tramuntana Range (Majorca, Spain). *Landslides*, Volume 9(3), Pages 417–432.
- Mavromatidis, L.E., Bykalyuk, A., et Lequay, H.** (2013). Development of Polynomial Regression Models for Composite Dynamic Envelopes' Thermal Performance Forecasting. *Applied Energy*, Volume 104, Pages 379–391.

- McCauley, M.T., Works, B.W., et Naramore, S.A.** (1985). *Rockfall Mitigation*. California Department of Transportation, Sacramento, CA (USA).
- Mentani, A., Giacomini, A., Buzzi, O., Govoni, L., Gottardi, G., et Fityus, S.** (2016a). Numerical Modelling of a Low-Energy Rockfall Barrier : New Insight into the Bullet Effect. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Volume 49(4), Pages 1247–1262.
- Mentani, A., Govoni, L., Giacomini, A., Gottardi, G., et Buzzi, O.** (2018). An Equivalent Continuum Approach to Efficiently Model the Response of Steel Wire Meshes to Rockfall Impacts. *Rock Mechanics and Rock Engineering*.
- Mentani, A., Govoni, L., Gottardi, G., Lambert, S., Bourrier, F., et Toe, D.** (2016b). A New Approach to Evaluate the Effectiveness of Rockfall Barriers. *Procedia Engineering*, Volume 158, Pages 398–403.
- Meyer, D., Dimitriadou, E., Hornik, K., Weingessel, A., et Leisch, F.** (2017). *e1071 : Misc Functions of the Department of Statistics, Probability Theory Group (Formerly : E1071)*. R package version 1.6-8.
- Miller, A., Blott, B., et al.** (1992). Review of Neural Network Applications in Medical Imaging and Signal Processing. *Medical and Biological Engineering and Computing*, Volume 30(5), Pages 449–464.
- de Miranda, S., Gentilini, C., Gottardi, G., Govoni, L., Mentani, A., et Ubertini, F.** (2015). Virtual Testing of Existing Semi-Rigid Rockfall Protection Barriers. *Engineering Structures*, Volume 85, Pages 83–94.
- Muraishi, H. et Sano, S.** (1999). Full-scale Rockfall Test of Ring Net Barrier and Components. *Proceedings of the Seminar on Rockfall Tests and Standardization*. Davos (Switzerland).
- Murthy, S.K.** (1998). Automatic Construction of Decision Trees from Data : A Multi-Disciplinary Survey. *Data Mining and Knowledge Discovery*, Volume 2(4), Pages 345–389.
- Nicot, F., Cambou, B., et Mazzoleni, G.** (2001a). Design of Rockfall Restraining Nets From a Discrete Element Modelling. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Volume 34(2), Pages 99–118.
- Nicot, F., Cambou, B., et Mazzoleni, G.** (2001b). From a Constitutive Modelling of Metallic Rings to the Design of Rockfall Restraining Nets. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Volume 25(1), Pages 49–70.
- Oliver, M.A. et Webster, R.** (1990). Kriging : a Method of Interpolation for Geographical Information Systems. *International Journal of Geographical Information System*, Volume 4(3), Pages 313–332.
- Olmedo, I., Bourrier, F., Bertrand, D., et Robit, P.** (2016). Tree-Anchored Rockfall Fences : Experimental and Numerical Studies. *Proceedings of the International Symposium Rock Slope Stability 2016*. Lyon, France.
- Peila, D., Pelizza, S., et Sassudelli, F.** (1998). Evaluation of Behaviour of Rockfall Restraining Nets by Full Scale Tests. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Volume 31(1), Pages 1–24.

- Radjai, F. et Richefeu, V.** (2009). Contact Dynamics as a Nonsmooth Discrete Element Method. *Mechanics of Materials*, Volume 41(6), Pages 715–728.
- Rosenblatt, F.** (1961). Principles of Neurodynamics. Perceptrons and the Theory of Brain Mechanisms. Technical report, Cornell Aeronautical Lab Inc Buffalo NY.
- Smith, D. et Duffy, J.** (1990). Field Test and Evaluation of Rockfall Restraining Nets. *California Department of Transportation*.
- Sobol, I.M.** (1993). Sensitivity Estimates for Nonlinear Mathematical Models. *Mathematical Modelling and Computational Experiments*, Volume 1(4), Pages 407–414.
- Spadari, M., Giacomini, A., Buzzi, O., et Hambleton, J.P.** (2012). Prediction of the Bullet Effect for Rockfall Barriers : a Scaling Approach. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Volume 45(2), Pages 131–144.
- Stoffel, M., Cánovas, J.B., Luckman, B., Casteller, A., et Villalba, R.** (2019). Tree-Ring Correlations Suggest Links Between Moderate Earthquakes and Distant Rockfalls in the Patagonian Cordillera. *Scientific Reports*, Volume 9(1), Pages 1–9.
- Sudret, B.** (2008). Global Sensitivity Analysis using Polynomial Chaos Expansions. *Reliability Engineering & System Safety*, Volume 93(7), Pages 964–979.
- Sudret, B., Blatman, G., et Berveiller, M.** (2013). *Response Surfaces based on Polynomial Chaos Expansions*, Pages 147–167. John Wiley and Sons, Inc.
- Thoeni, K., Lambert, C., Giacomini, A., et Sloan, S.** (2011). Discrete Modelling of a Rockfall Protective System. *II International Conference on Particle-based Methods - Fundamentals and Applications*.
- Thoeni, K., Lambert, C., Giacomini, A., et Sloan, S.W.** (2013). Discrete Modelling of Hexagonal Wire Meshes with a Stochastically Distorted Contact Model. *Computers and Geotechnics*, Volume 49(Complete), Pages 158–169.
- Toe, D., Mentani, A., Govoni, L., Bourrier, F., Gottardi, G., et Lambert, S.** (2018). Introducing Meta-models for a More Efficient Hazard Mitigation Strategy with Rockfall Protection Barriers. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Volume 51(4), Pages 1097–1109.
- Trad, A.** (2011). *Analyse du Comportement et Modélisation de Structures Souples de Protection : le cas des Ecrans de Filets Pare-Pierres sous Sollicitations Statique et Dynamique*. Thèse de Doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Villeurbanne (France).
- Tran, P.V., Maegawa, K., et Fukada, S.** (2013). Experiments and Dynamic Finite Element Analysis of a Wire-Rope Rockfall Protective Fence. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Volume 46(5), Pages 1183–1198.
- Volkwein, A.** (2004). *Numerische Simulation von Flexiblen Steinschlagschutzsystemen*. Thèse de Doctorat, ETH Zurich, Zurich (Switzerland).

- Volkwein, A.** (2005). Numerical Simulation of Flexible Rockfall Protection Systems. *Proceedings of the International Conference on Computing in Civil Engineering*, Page 11. ASCE.
- Volkwein, A., Gerber, W., Klette, J., et Spescha, G.** (2019). Review of Approval of Flexible Rockfall Protection Systems According to ETAG 027. *Geosciences*, Volume 9(1), Page 49.
- Volkwein, A., Schellenberg, K., Labiouse, V., Agliardi, F., Berger, F., Bourrier, F., Dorren, L.K.A., Gerber, W., et Jaboyedoff, M.** (2011). Rockfall Characterisation and Structural Protection – a Review. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, Volume 11(9), Pages 2617–2651.
- Šmilauer, V. et al.** (2015). Using and Programming. *Yade Documentation 2<sup>nd</sup> Edition*. The Yade Project.
- Xiu, D.** (2010). *Numerical Methods for Stochastic Computations : a Spectral Method Approach*. Princeton University Press.
- Xiu, D. et Karniadakis, G.** (2002). The Wiener–Askey Polynomial Chaos for Stochastic Differential Equations. *SIAM Journal on Scientific Computing*, Volume 24(2), Pages 619–644.
- Youn, S. et McLeod, D.** (2007). A Comparative Study for Email Classification. *Advances and Innovations in Systems, Computing Sciences and Software Engineering*, Pages 387–391. Springer.
- Yu, Z., Qiao, Y., Zhao, L., Xu, H., Zhao, S., et Liu, Y.** (2018a). A Simple Analytical Method for Evaluation of Flexible Barrier Part 1 : Working Mechanism and Analytical Solution. *Advanced Steel Construction*, Volume 14(2), Pages 115–141.
- Yu, Z.X., Zhao, L., Liu, Y.P., Zhao, S.C., Xu, H., et Chan, S.L.** (2018b). Studies on Flexible Rockfall Barriers for Failure Modes, Mechanisms and Design Strategies : a Case Study of Western China. *Landslides*.
- Zhang, Z.** (2000). A Flexible New technique for Camera Calibration. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, Volume 22.
- Zuniga, M.M. et Ko, J.** (2014). *GPC : Generalized Polynomial Chaos*. R package version 0.1.



## Résumé

L'objectif de ce travail de recherche est le développement d'outils numériques pour l'aide à la conception d'écrans souples de protection contre les chutes de blocs.

Des modèles, basés sur la Méthode des Éléments Discrets (DEM), ont tout d'abord été développés à partir d'approches de modélisation issues de la littérature, pour deux écrans souples. La principale différence entre les deux écrans étudiés réside dans la nature de la nappe de filet : nappe à anneaux ou nappe ELITE<sup>®</sup>. Pour l'écran équipé d'une nappe à anneaux, le modèle de structure développé s'est avéré suffisant pour obtenir un compromis en termes de pertinence, précision et efficacité. Par contre, pour l'écran équipé d'une nappe ELITE<sup>®</sup>, de nouveaux développements numériques ont été nécessaires pour obtenir un tel compromis.

L'obtention d'un modèle d'ouvrage complet efficace pour l'écran ELITE<sup>®</sup> a nécessité la prise en compte du glissement entre les câbles constitutifs de la nappe. Deux approches ont été proposées pour l'intégration de ce glissement. La première approche intègre le glissement sans prendre en compte le frottement à l'interface entre les câbles, alors que la seconde permet cette prise en compte. Cependant, cette seconde approche ne peut être utilisée à l'échelle d'un ouvrage en raison de durées de calcul trop importantes.

Les modèles d'écran développés ont été intégrés dans un outil d'aide à la conception, basé sur des approches de méta-modélisation. Cet outil permet de réaliser des études paramétriques et de sensibilité sur la réponse de l'ouvrage, ainsi que d'identifier les configurations optimales de l'ouvrage.

**Mots clefs :** Impact, Écrans souples, Chutes de blocs, Méthode des éléments discrets, Méta-modèles, Outil d'aide à la conception

## Abstract

This research aims at developing numerical tools to help the design of flexible fences against rockfall.

Models based on the Discrete Element Method (DEM) are developed for two flexible fences, using modeling approaches taken from the literature. The main difference between the two flexible fences investigated is their interception structure : ring net or ELITE<sup>®</sup> net. For the ring net flexible fence, the DEM model proved to be a sufficient compromise between relevance, accuracy, and efficiency. On the other side, for the flexible fence with a ELITE<sup>®</sup> net, new numerical developments are necessary to reach such compromise.

In order to get an efficient DEM model for the ELITE<sup>®</sup> flexible fence, the sliding between the cables of the net has to be taken into account. Two approaches are proposed to integrate this sliding. In the first approach, the sliding is considered without friction between the cables, while in the second approach the friction is considered. However, the calculation duration obtained with the second approach was too important to integrate it into a complete fence model.

The developed models have been integrated into a design assistance tool for flexible fences, based on surrogate modeling. Parametric and sensitivity analysis are carried out with this tool, and the optimal configurations of the fence are identified.

**Keywords :** Impact, Flexible Barriers, Rockfall, Discrete Elements Method, Surrogate models, Design Assistance Tool