



HAL
open science

Analyse du comportement et modélisation de structures souples de protection : le cas des écrans de filets pare-pierres sous sollicitations statique et dynamique

Ayman Trad

► To cite this version:

Ayman Trad. Analyse du comportement et modélisation de structures souples de protection : le cas des écrans de filets pare-pierres sous sollicitations statique et dynamique. Autre. INSA de Lyon, 2011. Français. NNT : 2011ISAL0118 . tel-00690546

HAL Id: tel-00690546

<https://theses.hal.science/tel-00690546>

Submitted on 23 Apr 2012

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.

THESE

**Analyse du Comportement et Modélisation de Structures
Souples de Protection : le cas des Ecrans de Filets Pare-
Pierres sous Sollicitations Statique et Dynamique**

Présentée devant
L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon

ÉCOLE DOCTORALE : M.E.G.A. : MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL ET ACOUSTIQUE
SPECIALITE : GENIE CIVIL : SOLS, MATERIAUX, STRUCTURES, PHYSIQUE DE BATIMENT

Pour obtenir
Le Grade de Docteur

Par

Ayman TRAD

(Ingénieur Structures de l'Université Libanaise)

Soutenue le 29 Novembre 2011 devant la Commission d'examen

Jury : MM.

Philippe BOISSE	Professeur, INSA de Lyon	Président
Daniele PEILA	Professeur, Politecnico di Torino	Rapporteur
François NICOT	Professeur, Cemagref de Grenoble	Rapporteur
Philippe GOTTELAND	Maitre de conférences, UJF Grenoble	Examineur
David BERTRAND	Maitre de conférences, INSA de Lyon	Examineur
Philippe ROBIT	Ingénieur R&D, G.T.S., Lyon	Invité
Ali LIMAM	Professeur, INSA de Lyon	Directeur de thèse

« Alors, dit un professeur, parlez-nous de l'enseignement et il dit : Aucun homme ne peut rien révéler, sinon ce qui repose déjà à demi endormi dans l'aube de votre connaissance. Le maître qui marche à l'ombre du temple parmi ses disciplines ne donne pas de sa sagesse mais plutôt de sa foi et de son amour. S'il est vraiment sage, il ne vous invite pas à entrer dans la maison de sa sagesse mais vous conduit plutôt au seuil de votre propre esprit ».

Gibran Khalil GIBRAN

Remerciements

Tout d'abord, je tiens à remercier l'ensemble des membres du jury et en particulier messieurs François Nicot du Cemagref de Grenoble et Daniele Peila de l'école polytechnique de Turin qui ont bien accepté de rapporter ce mémoire afin de lui apporter l'accréditation de la communauté scientifique.

Je tiens à adresser ma très vive gratitude à mon directeur de thèse, Monsieur Ali LIMAM, professeur à l'INSA de Lyon et directeur du laboratoire LGCIE, pour la confiance et le soutien qu'il m'a accordé tout au long de ce travail. Son aide et ses précieux conseils ont contribué fortement à la bonne réalisation de ce travail.

J'adresse également mes plus vifs remerciements à mon encadrant industriel, Monsieur Philippe ROBIT, chef de la cellule R&D au sein de GTS, pour m'avoir permis d'effectuer ma thèse CIFRE dans des conditions que je qualifierais d'optimales.

Je tiens à remercier aussi, Monsieur David BERTRAND, maître de conférences à l'INSA de Lyon, pour ses précieux conseils et son suivi de proche et de loin tout au long de mes trois ans de thèse.

Un très grand merci à Bruno HUGUENY, technicien à la dalle d'essais Eiffel avec 40 ans d'expérience et à Laurent BEREZIAT, chef de chantier chez GTS avec un dynamisme incontournable.

J'adresse aussi mes vifs remerciements à Mario MASAPPOLO et Emeric BRUYERE, techniciens de la dalle d'essais Eiffel et à Romain TRUNFIO et Bernadette ESCALIER ingénieurs d'études du site coulomb 2 du LGCIE.

Un merci particulier aussi à Monsieur Hervé PICHON, responsable de la carrière Balthazard et Cottés à Sassenage (38), pour la mise à disposition d'une zone dans la carrière afin de réaliser les essais dynamiques sur les dissipateurs d'énergie.

Milles merci à mes amis qui m'ont partagé mes moments toujours conviviales durant cette thèse. Sans que la liste soit exhaustive, je remercie Abdallah BARAKAT, Amine LOUHI, André DA SILVA, Dinh Cuong TRAN, Fidaa KASSEM, Firas TOUT, Hadi CHAHAL, Jérôme DIDIER, Layla TATAIE, Maamoun SAADE, Mahmoud DHAYBI, Mahmoud MAKSOUD, Mohamad ACHKAR, Mohamed KHADDOR, Rachid HANICHE, Rawad HAJO, Tan Trung BUI, Ziad OBEID...

Je remercie vivement mes formateurs, l'ensemble des enseignants de la faculté de génie 1 de Tripoli de l'université libanaise.

Pour finir, je tiens à remercier ma mère, qui à cause d'elle je serai Docteur, mon père, mes frères et mes sœurs qui m'ont apporté et m'apporteront le soutien de tout genre.

Merci à ma nouvelle famille, qui est et qui restera une très belle famille. Merci à toi Rania, ma fiancée et ma future femme, tu es et tu resteras ma plus belle histoire.

Comme vous pouvez l'imaginer, remercier est un exercice difficile qui demande de la concentration et de la mémoire. Il s'en passe des choses pendant trois ans avec bon nombre de personnes diverses et variées. Pour ne pas commettre d'impair, je vais me permettre d'esquiver la difficulté en remerciant toutes les personnes qui ont contribué de près ou de loin à mes travaux. J'espère qu'elles se reconnaîtront.

Résumé

En région montagneuse, les infrastructures et les voies de communications sont soumises à de nombreux risques naturels dont les phénomènes d'origine gravitaire. Au-delà du danger pour les usagers, les conséquences des interruptions du trafic deviennent problématiques d'un point de vue économique et il devient indispensable de sécuriser les itinéraires. La mise en place d'écrans de filets pare-pierres est une des solutions possibles pour la protection contre les éboulements rocheux.

Cette thèse porte sur l'étude des écrans souples ou filets métalliques de protection contre les chutes de blocs et plus précisément sur l'écran développé par l'entreprise GTS. Le filet constitutif de ces écrans se différencie par rapport aux systèmes conventionnels par un comportement orthotrope, dû à un maillage spécifique. Dans cette étude nous caractérisons le comportement de ces écrans de filets sous des chargements statiques et dynamiques de type impact par une approche couplant l'expérimentation et la modélisation numérique. L'étude procède pas à pas, les divers constituants sont évalués de façon quasi-statique, en laboratoire, et également in-situ pour reproduire les conditions réelles d'utilisation, en particulier l'aspect dynamique. Une attention particulière concernant les dissipateurs d'énergie, qui représentent l'élément centrale de ce type de structure, nous a permis de mettre au point un élément fusible robuste et fiable. Une campagne d'essais en grandeur réel sur les écrans de filets étudiés a permis de valider deux classes énergétiques (3000 kJ et 5000 kJ) selon les recommandations européennes. Les données recueillies lors des expérimentations ont permis de calibrer et valider différentes modélisations numériques de type éléments finis et éléments discrets. La pertinence de la modélisation a été évaluée au niveau des différentes échelles étudiées, échelle d'une maille, échelle d'une nappe, échelle du dissipateur d'énergie et échelle de la structure entière. Les performances et les limites des deux approches, MEF (méthode des éléments finis) et MED (méthodes des éléments discrets) ont été évaluées pour ce qui est de nos modélisations.

Mots clés : risques naturels, chute de bloc, structures de protection, filet métallique, câble, agrafe, dissipateur d'énergie, éléments finis, éléments discrets, contact, non-linéaire, frottement, flambage, rupture.

Abstract

In mountainous areas, infrastructures, roads and railways are subject to various natural hazards due to the gravitational phenomena. Beyond the danger to users, the consequences of traffic interruptions becomes, from an economic point of view, more and more problematic and it becomes essential to secure these itineraries. An existing method to protect against the rockfall is to set up rockfall barriers made by metallic nets.

This thesis focuses on the study of the rockfall protection barriers made by metallic net developed by the company GTS. The net of these barriers is different compared to conventional systems by an orthotropic behavior, due to a special form of the mesh. In this study we characterize the behavior of these barriers under static and dynamic loading (impact) by an approach combining the experimentation and the numerical modeling. The study proceeds step by step, the components are evaluated in quasi-static, in laboratory, and also in-situ to simulate the real conditions of use, especially the dynamic aspect. A special attention concerning the energy dissipators, which represent the principal element of this structure, has enabled us to develop a robust and reliable fuse element. A campaign of full-scale tests on the studied rockfall barriers allows the validation of two energy classes (3000 kJ and 5000 kJ) according to the European recommendations. The data collected during experiments permits to develop various numerical models of finite elements and discrete elements. The relevance of the modelisation was evaluated at the different studied scales, the mesh scale, the net scale, the energy dissipators scale and the scale of the entire structure.

Keywords: natural hazard, rockfall, protection structures, metallic net, cable, clip, energy dissipator, finite element, discrete element, contact, non-linear, friction, buckling, tearing.

Table des matières

Résumé	5
Abstract	6
INTRODUCTION	10
CHAPITRE 1 : ETAT DE L'ART.....	14
I.1. OUVRAGES DE PROTECTION ACTIFS	15
I.2. OUVRAGES DE PROTECTION PASSIFS	16
I.3. GUIDE D'AGREMENT TECHNIQUE EUROPEEN "ETAG 27"	20
<i>I.3.1. Introduction</i>	<i>20</i>
<i>I.3.2. Essais de validation.....</i>	<i>21</i>
<i>I.3.3. Précisions et tolérances :</i>	<i>23</i>
<i>I.3.4. Marquage CE :</i>	<i>24</i>
I.4. LE FILET « ELITE [®] »	25
I.5. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	28
<i>I.5.1. Essais mécaniques.....</i>	<i>28</i>
I.5.1.1. La caractérisation des câbles	28
I.5.1.2. Caractérisation d'une maille	30
I.5.1.3. Caractérisation du filet	32
I.5.1.3.1. Traction dans le plan.....	32
I.5.1.3.2. Poussé hors plan	33
I.5.1.4. Caractérisation des dissipateurs d'énergie	37
I.5.1.5. Sollicitation dynamique des barrières de filets.....	39
<i>I.5.2. Modélisations numériques.....</i>	<i>50</i>
I.5.2.1. Approche continue par la méthode des éléments finis MEF	50
I.5.2.1.1. Présentation de la méthode MEF	50
I.5.2.1.2. Modélisation du filet et de ses composants par la MEF	51
I.5.2.2. Approche discrète par la méthode des éléments discrets MED	61
I.5.2.2.1. Présentation de la méthode MED	61
I.5.2.2.2. Modélisation du filet et de ses composants par la MED.....	62
I.6. CONCLUSIONS ET ORIENTATION DE L'ETUDE	68
CHAPITRE II : ETUDE A L'ECHELLE DU FILET	70
II.1. CARACTERISATION DU CABLE.....	71
II.2. CARACTERISATION DES AGRAFES	77
II.3. CARACTERISATION D'UNE MAILLE CONSTITUTIVE	81
<i>II.3.1. Description du banc d'essais</i>	<i>81</i>
<i>II.3.2. Mailles avec agrafes rigides.....</i>	<i>83</i>
II.3.2.1. Essais expérimentaux	83
II.3.2.2. Modélisation numérique MEF	86
<i>II.3.3. Mailles avec agrafes fusibles</i>	<i>88</i>
II.3.3.1. Première campagne d'essais : pilotage en déplacement imposé	88
II.3.3.2. Deuxième campagne d'essais : pilotage en force imposée	88
II.3.3.3. Modélisation numérique MEF	90
II.3.3.4. Modélisation numérique MED.....	92
<i>II.3.4. Comparaison entre mailles avec agrafes rigides et avec agrafes fusibles.....</i>	<i>95</i>
II.4. CARACTERISATION DE LA NAPPE DU FILET	96
<i>II.4.1. Filet avec agrafes rigides</i>	<i>96</i>
II.4.1.1. Caractérisation expérimentale	96
II.4.1.2. Modélisation MEF avec des éléments de poutres dégradés	98
II.4.1.3. Modélisation MEF avec une membrane équivalente	100
<i>II.4.2. Filet avec agrafes fusibles.....</i>	<i>102</i>
II.4.2.1. Caractérisation expérimentale	102
II.4.2.2. Modélisation MEF	103
II.4.2.3. Modélisation MED	104

II.5. CONCLUSIONS	105
CHAPITRE III : ETUDE DES DISSIPATEURS D'ENERGIE.....	106
III.1. INTRODUCTION	107
III.2. DISSIPATEURS D'ENERGIE PAR FROTTEMENT.....	108
III.2.1. Dissipateur 1 par frottement	108
III.2.2. Dissipateur 2 par frottement	110
III.3. DISSIPATEURS PAR DECHIRURE	112
III.3.1. Dissipateur « boîte de conserve »	112
III.3.2. Dissipateur « ABS »	114
III.4. DISSIPATEUR PAR FLAMBEMENT	118
III.4.1. Etude bibliographique.....	118
III.4.1.1. Modèles Analytiques de prédiction de l'effort d'écrasement	118
III.4.1.2. Résultats expérimentaux	125
III.4.1.3. Tubes avec renfort externe.....	127
III.4.1.4. Conclusions.....	128
III.4.2. Nouveau concept de dissipateur en flambement mode coque.....	128
III.4.2.1. Conception et description du frein	128
III.4.2.2. Approche numérique.....	130
III.4.2.3. Approche expérimentale	132
III.4.2.3.1. Etude quasi-statique à l'échelle du tube.....	132
III.4.2.3.2. Etude quasi-statique sur tubes renforcés par matériaux composites	136
III.4.2.3.3. Etude quasi-statique à l'échelle du dissipateur	137
III.4.2.3.4. Etude dynamique à l'échelle du dissipateur	140
III.5. CONCLUSIONS	145
CHAPITRE IV : ETUDE A ECHELLE 1 DE LA STRUCTURE	146
IV.1. PRESENTATION DE LA STATION D'ESSAIS DE CHUTES DE BLOCS DE L'IFSTTAR	147
IV.2. GEOMETRIE DU KIT TESTE.....	148
IV.3. INSTRUMENTATION	150
IV.3.1. Capteurs de force.....	150
IV.3.2. Caméras numériques.....	152
IV.4. CARACTERISTIQUES DU BLOC	154
IV.5. ESSAIS D'IMPACT.....	154
IV.5.1. Essai au niveau d'énergie maximal MEL sur barrière classe 3000 kJ.....	155
IV.5.1.1. Bloc utilisé	155
IV.5.1.2. Position du point d'impact	155
IV.5.1.3. Trajectoire	156
IV.5.1.4. Données dynamiques mesurées.....	157
IV.5.1.5. Hauteur résiduelle	164
IV.5.2. Essai au niveau d'énergie de service SEL sur barrière classe 3000 kJ	164
IV.5.2.1. Conditions de l'essai	164
IV.5.2.2. Données dynamiques mesurées.....	165
IV.5.2.3. Hauteur résiduelle	169
IV.5.3. Essais au niveau d'énergie maximal MEL sur barrière classe 5000 kJ	170
IV.5.3.1. Essai 1	170
IV.5.3.2. Essai 2	172
IV.5.3.2.1. Conditions de l'essai	172
IV.5.3.2.2. Données dynamiques mesurées.....	173
IV.5.3.2.3. Hauteur résiduelle	176
IV.5.4. Essai au niveau d'énergie de service SEL sur barrière classe 5000 kJ	176
IV.5.4.1. Conditions de l'essai	176
IV.5.4.2. Données dynamiques mesurées.....	177
IV.5.4.3. Hauteur résiduelle	181
IV.5.5. Comparaison entre les essais SEL1, SEL2 et MEL 3000 et 5000 kJ.....	182
IV.5.5.1. Efforts sur les ancrages principaux	182
IV.5.5.2. Distribution de l'absorption d'énergie	183
IV.5.5.3. Décélération de la barrière.....	184
IV.6. MODELISATION DE LA STRUCTURE	186
IV.6.1. Approche éléments finis	186

IV.6.1.1. Présentation du code de calcul utilisé	186
IV.6.1.2. Présentation du modèle	188
IV.6.1.3. Résultats de la simulation et comparaison avec les résultats expérimentaux	191
IV.6.2. Approche éléments discrets.....	194
IV.6.2.1. Présentation du modèle	194
IV.6.2.2. Analyses de l'impact	196
IV.6.2.3. Etude paramétrique	201
IV.6.2.3.1. Utilité des dispositifs de freinage	201
IV.6.2.3.2. Technologie des dispositifs de freinage.....	202
CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES.....	205
ANNEXE I : REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	207

Introduction

L'homme est exposé durant sa vie à de nombreux risques qui peuvent être classifiés essentiellement en deux catégories, les risques naturels et les risques technologiques.

L'expression « risque naturel » s'utilise par opposition à celle de « risque technologique », mais elle n'implique pas que le risque soit la conséquence d'un phénomène exclusivement naturel ou que l'activité humaine n'y soit pas reliée.

L'augmentation des émissions de gaz à effet de serre est due principalement à l'activité industrielle humaine. Ces émissions font réchauffer le climat de la terre. En conséquence, le pergélisol fond et les précipitations augmentent. Il en résulte des risques naturels comme la recrudescence des avalanches, des coulées de boues et des chutes de pierres.

Cette thèse aborde la protection contre le risque naturel de chute de pierres. Les enjeux à protéger dans ce cas sont les personnes et les biens qui peuvent être affectés par ce phénomène naturel.

Le risque se définit par le croisement des deux composants : l'aléa et la vulnérabilité, (Figure I. 1).

L'aléa caractérise le phénomène naturel auquel sont exposés les enjeux. Son intensité est estimée à partir de ses caractères physiques (dans le cas de chute de blocs : énergie d'impact, masse, vitesse...).

Ensuite, la vulnérabilité caractérise le niveau de dommage que développe l'enjeu lorsqu'il est soumis à un aléa d'intensité donnée.

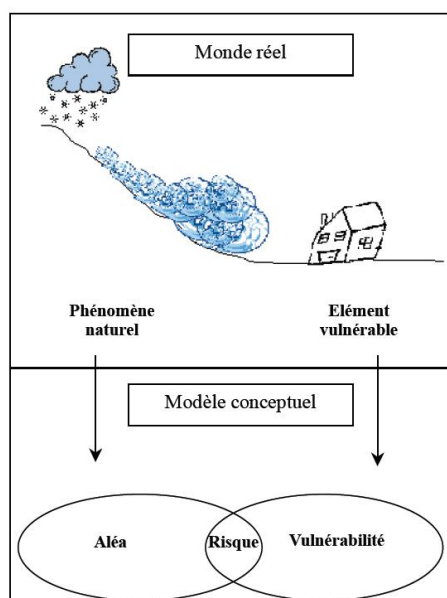


Figure I. 1 : Risques naturels, [MAN 00]

L'aléa « chute de blocs » est un phénomène naturel qui peut être décomposé en trois phases successives : la phase de détachement de la falaise, la chute proprement dite en interaction avec le milieu naturel et la phase d'arrêt anticipée éventuellement par une structure de protection (Figure I. 2).

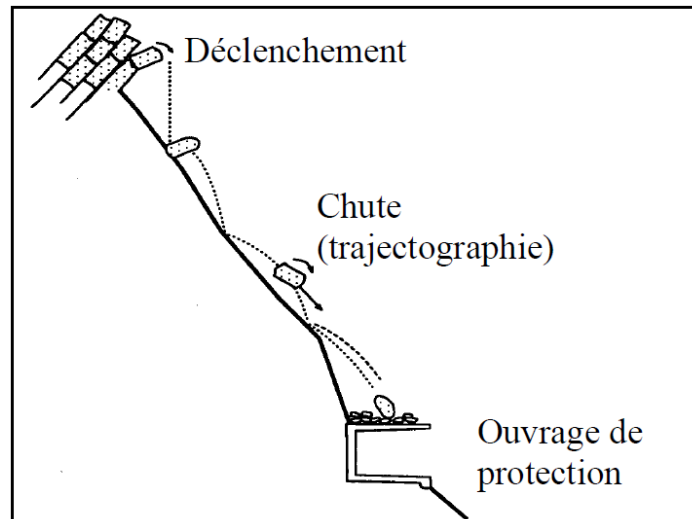


Figure I. 2 : Différentes phases lors de la chute d'un bloc, [MON 98]

Le détachement des blocs de la falaise est dû aux discontinuités du massif rocheux et à l'anisotropie et l'hétérogénéité de la matrice rocheuse.

Les méthodes de reconnaissance du massif rocheux sont assez limitées. D'abord, une discontinuité n'est jamais entièrement visible. On ne peut accéder qu'à sa trace sur un plan ou une ligne d'observation. De plus, on ne peut disposer que d'un nombre limité de tels supports d'observation. Ces limitations sont à l'origine du développement de modèles de simulation appelés modèles géométriques. On exige de ces modèles de fournir une représentation du réseau de discontinuités la plus proche possible du réseau réel du massif [BAR 97].

Au niveau spatial, une écaille potentiellement instable affectée par des réseaux de fractures reste rattachée au massif rocheux en certains endroits appelés ponts rocheux. Ces derniers, qui peuvent être constitués de la roche saine ou liés à une recristallisation locale, assurent avec la friction la stabilité de l'écaille. L'examen de surfaces de rupture après éboulements a montré que c'était leur rupture qui entraînait l'instabilité gravitaire [FRA 06]. Ainsi, seule la connaissance en trois dimensions des discontinuités affectant le massif rocheux permet une évaluation de l'aléa [JON 10].

Pour mieux déterminer la géométrie tridimensionnelle d'un compartiment rocheux potentiellement instable, des méthodes d'observation ou des méthodes de mesures peuvent être mises en œuvre.

Parmi les méthodes d'observation il existe la morphologie numérique qui, à partir d'images et de scannerisation laser, permet une description précise de la géométrie superficielle des compartiments rocheux.

Les méthodes géophysiques sont des méthodes de mesures qui utilisent les lois de la physique (sismique, électrique, électromagnétisme, gravimétrie, magnétisme) afin d'obtenir indirectement des informations sur la structure du sous-sol. Les mesures réalisées sur le terrain sont interprétées pour obtenir des images des paramètres géophysiques (vitesse de propagation des ondes, résistivité et permittivités électriques, densité...) caractérisant les couches investiguées. Le Tableau I. 1 reprend les principales méthodes géophysiques, les grandeurs mesurées sur le terrain et les paramètres physiques déterminés.

Méthode	Grandeur mesurée	Paramètre physique principal
Sismique	Temps de propagation	Vitesse de propagation
Electrique	Différence de potentiel	Résistivité électrique
Radar	Temps de propagation, amplitude	Constante diélectrique

Tableau I. 1 : Liste des principales méthodes géophysiques avec les données acquises et les paramètres physiques déduits, [JON 10]

Dans le contexte de caractérisation de zones potentiellement instables, la présence de fractures et de failles va modifier les propriétés géophysiques d'un milieu homogène, permettant leur détection, leur imagerie ou leur caractérisation, suivant la méthode géophysique utilisée. Il faut cependant noter que les variations physiques engendrées par ces hétérogénéités (contrastes) doivent être suffisamment importantes pour que leurs effets puissent être détectés, et donc mesurés.

La stabilité des massifs rocheux dépend donc de la présence de discontinuités (orientation, pendage, persistance), mais également de leurs propriétés mécaniques, elles-mêmes liées à leurs caractéristiques morphologiques : ouverture, rugosité, imbrication des épontes, etc. Afin d'évaluer la stabilité du massif rocheux il faut donc caractériser le comportement mécanique des joints rocheux. Ce dernier est caractérisé principalement par deux essais, un essai de compression simple et un essai de cisaillement direct, [GAS 10].

Il est donc évident que la connaissance fine des discontinuités et de leurs caractéristiques permettent de traiter en amont le problème du déclenchement. Les méthodes radars conduisent donc à une meilleure connaissance des massifs et intrinsèquement offrent la possibilité de recourir à des méthodes de confortement, voire de purges des parois [CAS 08] amenant dans les deux cas à inhiber le problème de déclenchement et donc de l'éboulement.

De même que la détermination des conditions de détachement et d'arrêt des blocs sont des éléments importants pour l'estimation du risque de chute de blocs, la caractérisation de la trajectoire des blocs est cruciale pour la prévention de ce risque [BOU 08].

Il existe deux types d'outils d'analyse trajectographique ([GUZ 02], [DOR 03], [HEI 04]) : les outils basés sur une analyse empirique des dépôts de blocs sur site et les logiciels trajectographiques.

Les modèles empiriques de prédiction des distances d'arrêt des blocs sont basés sur l'hypothèse d'un déplacement du bloc essentiellement par glissement ou roulement. Ils établissent une relation entre les caractéristiques topographiques moyennes du versant et la distance d'arrêt des blocs [KEY 99].

Les modèles trajectographiques à l'échelle du versant ont pour but de décrire les trajectoires les plus probables. Ces modèles présentent l'avantage de fournir non seulement les distances d'arrêt des blocs mais aussi de nombreuses informations concernant le fonctionnement du versant du point de vue de la propagation des blocs. Ce type de modèle permet de déterminer les axes principaux de passage, les zones potentielles d'accumulation et les distributions statistiques des hauteurs et énergies cinétiques des blocs lors de leur passage en tout point du versant. Ces informations sont essentielles au choix, au positionnement et au dimensionnement d'ouvrages de protection ainsi qu'à la vérification d'ouvrages en service après modification des caractéristiques d'un versant [BOU 10a].

Finalement, la réduction du risque causé par les chutes de pierres sur des infrastructures existantes s'obtient par la mise en place d'ouvrages que l'on peut classer en deux grandes familles : les ouvrages actifs qui empêchent le déclenchement (ancrages, filets plaqués,

butons en béton ...) et les ouvrages passifs qui protègent de l'éboulement (écrans pare-pierres, merlons, gabions, galeries en béton ...).

L'ouvrage de protection pare-pierres formé des écrans de filets est une solution assez couramment utilisée car elle est moins lourde à mettre en œuvre comparativement à d'autres types d'ouvrages de protection qui seront présentés plus bas. Cette thèse traite du comportement de ce type de structures par le biais de l'expérimentation avec des essais quasi-statiques et des essais dynamiques, et via la modélisation numérique avec la méthode des éléments finis et la méthode des éléments discrets.

Le mémoire de thèse comporte quatre chapitres :

- Le chapitre 1 constitue un état de l'art, il présente les différents types d'ouvrages de protection passifs et actifs, entre autres les ouvrages de type « écrans de filets » et les écrans qui seront étudiés ici. Différents travaux expérimentaux ainsi que numériques effectués sur les barrières de filets ou sur des structures similaires sont passés en revue. Le nouveau guide d'agrément technique européen qui concerne les kits de protection contre les éboulements rocheux est aussi détaillé. Ce guide rentre en vigueur à partir de 2014. L'évaluation des performances techniques de ce type d'ouvrage se fera dorénavant par le biais de ce guide. Enfin, nous détaillons les objectifs de la présente étude, ainsi que les outils de calculs qui seront utilisés par la suite.
- Le chapitre 2 se consacre à l'étude du filet, l'approche consiste à isoler chaque élément constitutif et à en détailler l'étude via l'expérimentation et la modélisation. Câble, agrafes, maille constitutive de la nappe ainsi que la nappe elle-même, sont ainsi caractérisées.
- Le chapitre 3 aborde l'élément clé de ce dispositif de protection. Il s'agit des dissipateurs d'énergie qui concentrent la plus grosse partie de l'absorption de l'énergie cinétique du bloc impactant. Différents essais quasi-statiques et dynamiques menés sur plusieurs concepts de dissipateurs d'énergie travaillant par frottement, rupture par propagation de fissure, ou flambement, sont présentés dans ce chapitre. L'étude menée nous a permis de proposer un concept innovant basé sur le flambement de tubes. Parmi les solutions étudiées, ce nouveau dissipateur a montré de très bonnes performances en particulier une excellente robustesse. Ce concept a été breveté.
- Le dernier chapitre se focalise sur l'étude à échelle 1 de l'ensemble du dispositif de protection dit écran de filets pare-pierres. Des essais parfaitement représentatifs du fonctionnement ont été menés in situ pour deux classes d'énergie visées, 3000 kJ et 5000 kJ. Un modèle numérique basé sur la méthode des éléments finis ainsi qu'un modèle basé sur la méthode des éléments discrets ont été développés pour simuler les essais réalisés. Les résultats sont analysés et évalués au regard des résultats expérimentaux. Enfin nous concluons en soulignant les apports de cette étude, et les perspectives qui devront faire l'objet de travaux complémentaires.

Chapitre 1 : Etat de l'art

Il existe un panel important de techniques pour lutter contre un éboulement rocheux. En dehors des actions radicales parfois possibles sur l'aléa (terrassment, minage...) ou sur l'enjeu (tunnel, déviation, interdiction de construire...), la sécurisation des infrastructures existantes s'obtient par la mise en place d'ouvrages que l'on peut classer en deux grandes familles : les ouvrages actifs qui empêchent le déclenchement et les ouvrages passifs qui protègent de l'éboulement. Ces ouvrages se distinguent par leur capacité de résistance et/ou d'absorption d'énergie, leur encombrement, leur facilité d'exécution, leur délai de mise en œuvre et bien sur leur coût.

I.1. Ouvrages de protection actifs

Parmi les ouvrages de protection dits actifs on distingue :

- **Les ancrages** : lorsque les masses instables sont volumineuses et impossibles à purger mais peuvent se désolidariser à court ou moyen terme, des boulons d'ancrage sont mis en place pour maintenir ces masses au support stable (Figure I. 3).

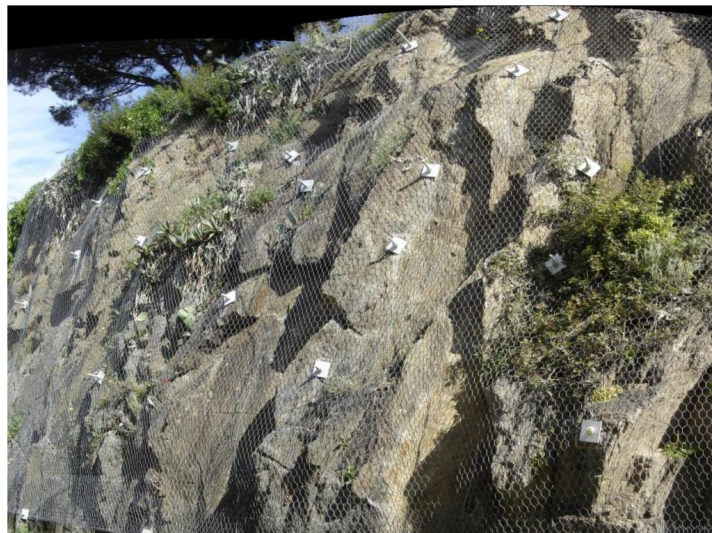


Figure I. 3 : Boulons d'ancrages pour fixer les blocs instables, photo GTS

- **Le béton projeté** : une peau en béton armé d'un treillis métallique, ou en béton renforcé par des fibres est utilisée principalement en cas d'érosion du sol; cette solution est préconisée pour des talus en terrain meuble et de forte pente. Le béton peut être teinté pour une meilleure intégration au site.
- **Les filets plaqués** : ils se posent directement sur les zones de massifs rocheux instables en vue de prévenir les risques d'éboulements (Figure I. 4). Ils sont ancrés sur leur périphérie mais aussi suivant un maillage interne plus ou moins conséquent. L'efficacité de ces ouvrages actifs est fortement influencée par la pré-tension appliquée au filet lors de sa mise en œuvre. Ils sont utilisés aux Etats-Unis depuis les années 1950, principalement pour prévenir l'érosion de pentes naturelles le long de certaines autoroutes. Leur dimensionnement se faisait à l'aide de relations empiriques confortées par le retour d'expérience [SAS 06]. De nouveaux travaux ont permis de caractériser ce type d'ouvrage notamment par des approches quasi-statiques à l'échelle de la nappe [SAS 06] ou à l'échelle de la structure entière [BER 09].



Figure I. 4 : Installation de filets plaqués par hélicoptage, photo GTS

- **Les systèmes à capteurs sismiques et alertes** : dans le cadre de la sécurisation d'itinéraires publics vis-à-vis de phénomènes naturels tels que les éboulements rocheux, les systèmes de surveillance par capteurs sismiques permettent de réaliser une surveillance en continu, avec gestion automatique d'alertes et d'alarmes à distance et en temps réel. Les mouvements rapides de chute de blocs impliquent la propagation des ondes acoustiques, qui peuvent être détectés. Ainsi, la surveillance sismique au cours de la progression de contrainte peut aider à une meilleure compréhension du comportement de la roche et peut conduire à la détermination des précurseurs de la rupture. Malgré ce fort potentiel de cet outil d'observation, elle n'a pas été souvent utilisée pour l'étude de l'instabilité gravitationnelle [AMI 06].

I.2. Ouvrages de protection passifs

Parmi les ouvrages de protection passifs on distingue :

- **Les galeries de protection pare-blocs** : elles se composent d'une dalle en béton armé placée au-dessus de la route à protéger recouverte d'un remblai (Figure I. 5). Pour un tel ouvrage, la couche de sol au-dessus de la dalle n'a qu'une fonction dissipative, elle absorbe et diffuse l'énergie d'impact. La conception de la dalle en béton armé repose ainsi essentiellement sur une approche de dimensionnement statique puisque sa fonction se résume à supporter la masse du remblai et une pression statique « équivalente ». Cette technique engendre de nombreux problèmes au niveau des fondations à cause du poids propre important du matériau de couverture et de la structure.

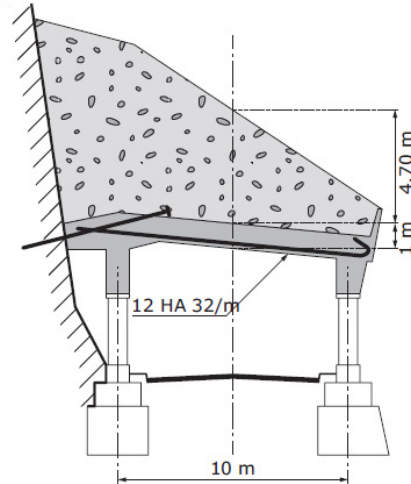


Figure I. 5 : Galerie pare-bloc de conception classique, [DEL 05]

- Les galeries de protection pare-blocs structurellement dissipant** : ce concept de galeries a été breveté par le bureau d'études « Tonello Ingénieurs Conseils ». Ces galeries se composent d'une dalle en béton armé appuyée sur des appuis fusibles spécifiques. Contrairement aux galeries traditionnelles, elles utilisent le mouvement de la dalle, la plastification des armatures dans la dalle et l'endommagement des appuis fusibles pour dissiper l'énergie lors des chocs rocheux. Ce type de structures peut dissiper jusqu'à 35 000 kJ [TON 10]. La Figure I. 6 ci-dessous montre un exemple de ces galeries avec les appuis fusibles.

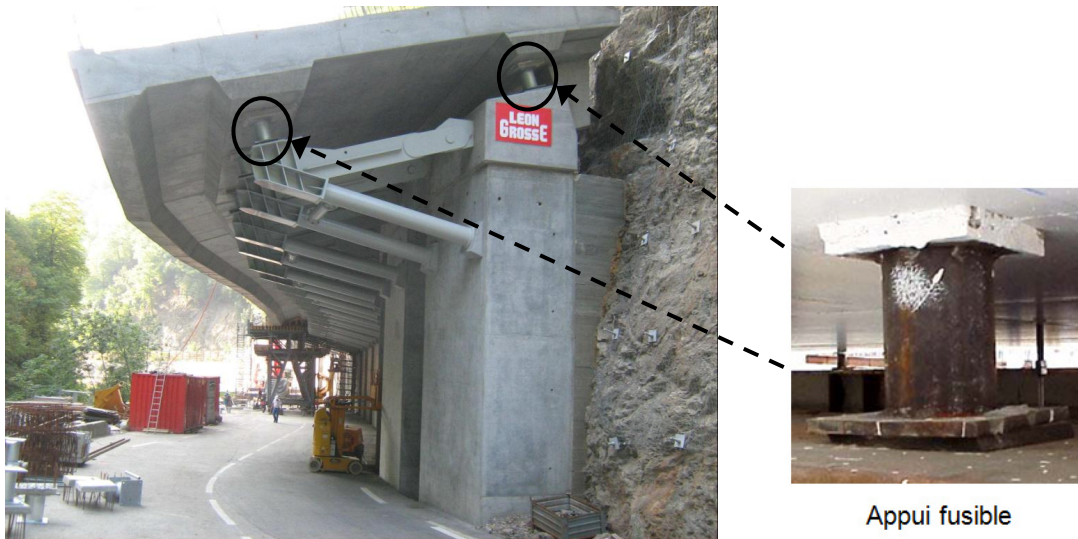


Figure I. 6 : Galerie pare-bloc structurellement dissipant et appui fusible, [TON 10]

- Les merlons** : ce sont des ouvrages en remblais auxquels on associe une fosse de réception, du côté du versant à l'origine de l'aléa. Ils constituent une solution efficace contre les éboulements développant des énergies plus grandes que 5000 kJ et pouvant atteindre 50 000 kJ ([DES 97], [LAM 09]). Ces structures, dont un exemple est montré Figure I. 7, sont constituées de matériaux issus de l'excavation de la fosse de réception, pouvant être renforcés par des nappes géo-synthétiques ou des nappes métalliques. Le renforcement est utilisé pour raidir le parement exposé aux chocs. Ces nappes permettent une amélioration des caractéristiques dynamiques du sol renforcé par rapport au sol non renforcé en augmentant la capacité d'absorption d'énergie qui est directement reprise par les nappes mais aussi au travers des

frottements générés avec le sol [PEI 07]. Ces structures sont massives, avec une hauteur variant de 3 à 20 m et une longueur jusqu'à plus de quelques centaines de mètres [LAM 09].

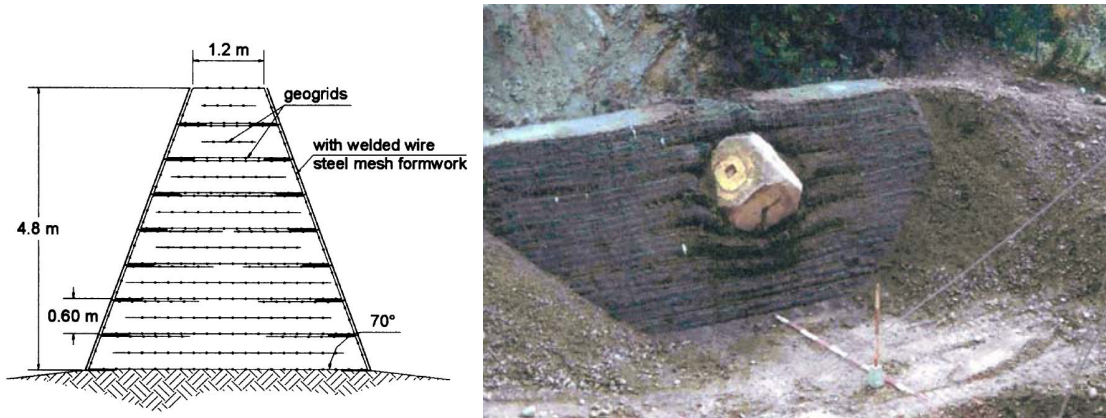


Figure I. 7 : Merlon de protection renforcé par geogrilles, [PEI 07]

- Les merlons cellulaires:** le principe du merlon pare-bloc cellulaire consiste à construire tout ou partie de l'ouvrage à partir de géo-cellules. Les géo-cellules sont des structures tridimensionnelles associant une enveloppe manufacturée à un matériau de remplissage granulaire. L'intérêt de recourir à de telles cellules est de pouvoir adapter les caractéristiques du matériau de remplissage en fonction de l'emplacement occupé par la cellule au sein de l'ouvrage. On peut ainsi construire un ouvrage « sandwich » dont les couches successives sont constituées de cellules remplies de différents matériaux. L'objectif est alors de favoriser la dissipation et la diffusion de l'énergie transmise par le bloc lors de l'impact, avec déformation voire dégradation de l'ouvrage dans des zones prévues à cet effet. La Figure I. 8 ci-dessous illustre ce principe avec des cellules de parement remplies de matériaux grossiers et des cellules de noyau remplies de matériaux fins. Les déformations sont concentrées sur ces cellules, réduisant les sollicitations sur le remblai. Ce remblai est alors un massif d'appui qui peut être renforcé pour assurer sa stabilité propre et augmenter ses pentes à l'amont et à l'aval, ([BER 06], [LAM 10]).

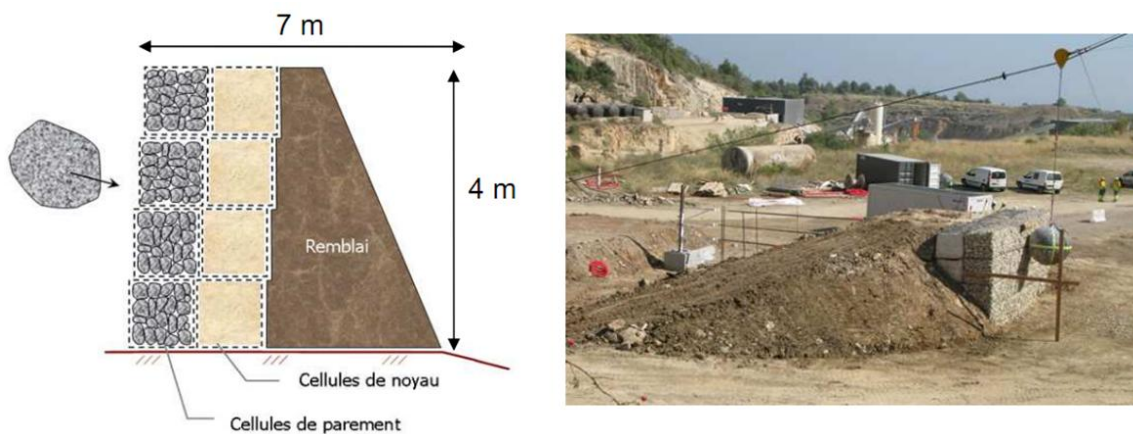


Figure I. 8 : Essais d'impact sur merlons de protection contre les chutes de blocs, [HEY 10]

- Les filets pendus et avaloirs :** ce sont des ouvrages qui servent à canaliser les éboulements pour les diriger vers des zones sans enjeu ou vers des ouvrages d'arrêt comme des écrans de filets, des merlons ou des galeries. Ils peuvent être mis en place en tête de falaise sur une ligne d'ancrage sommitale ou sur une vire

intermédiaire en utilisant des poteaux qui ménagent une ouverture que l'on nomme avaloir où peut s'engouffrer l'éboulement provenant d'une zone supérieure. Les frottements entre le filet, le massif rocheux et les ancrages sont à l'origine de la stabilité de l'ensemble, les forces mises en jeu sont donc complexes, difficiles à caractériser. Le dimensionnement de ces ouvrages est obtenu de façon empirique, leur efficacité est généralement démontrée par des essais à l'échelle 1, in situ, dans des conditions réelles de fonctionnement (Figure I. 9). La représentativité objective de l'essai in situ reste à démontrer.

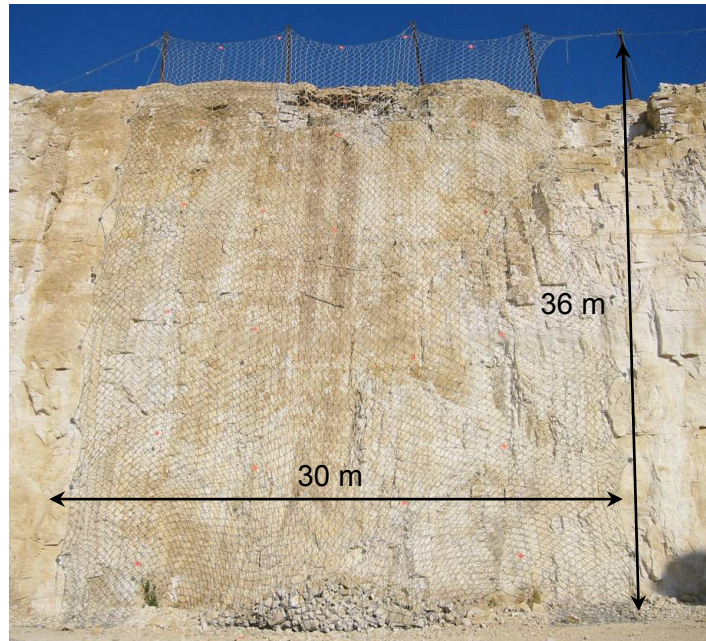


Figure I. 9 : Essai à l'échelle 1 sur filets pendus, [ROB 05]

- **Les écrans de filets** : ces écrans (Figure I. 10) sont situés en contrebas des massifs instables, positionnés perpendiculairement au terrain et le long des courbes de niveaux. Leur rôle est de stopper les blocs, permettant ainsi une protection des infrastructures et des usagers. A la fois économiques et efficaces, ils présentent l'atout de pouvoir équiper des zones d'accès difficiles. La capacité d'absorption énergétique de ce type de structure a passé d'environ 250 kJ à 3000 kJ entre les années 1988 et 2001 [BAU 02]. Un nouveau record a été battu le 10 octobre 2011 avec le succès d'un essai d'impact d'un bloc de 20 tonnes à vitesse de 28,3 m/s (103 km/h), soit une énergie d'impact de 8000 kJ. C'est pour cette raison que l'ETAG 27 ne précise pas de borne supérieure pour l'énergie nominale maximale d'une barrière de filets de protection, les niveaux sont de 100 kJ à plus de 4500 kJ, [EOT 08]. Cette progression rapide de ce système de protection lui rend très répandu.

Dans ces ouvrages, la fonction première du filet est de capter le ou les blocs en chute et de stopper l'éboulement. Le bloc impactant va déformer la nappe de filet, cette déformation va permettre de diffuser les efforts vers d'autres éléments constituant l'ouvrage de protection tels que les câbles de pourtour, les poteaux, les haubans de support, les dissipateurs d'énergie et les ancrages. Ces divers éléments participeront soit à la résistance et la diffusion des efforts, soit à l'absorption d'énergie en enclenchant un phénomène dissipatif irréversible. La dissipation d'énergie est principalement assurée par des dispositifs de freinage de nature très variable suivant les niveaux d'énergie et les technologies choisies. Ces freins sont disposés généralement sur le système de haubanage entre le filet et les ancrages au sol dont les caractéristiques sont fonction à la fois de la nature du terrain et de l'intensité des efforts qui doivent être transmis au sol.



Figure I. 10 : Ecrans de filets pour la protection des routes (photos GTS)

L'ouvrage de protection de type « structure souple de protection » dit encore « écran de filets pare-pierres » est la structure étudiée dans cette thèse. Nous détaillons ci-après le nouveau guide d'agrément technique européen dit ETAG 27, qui permet la validation des kits de protection contre la chute de blocs rocheux, et nous détaillons les caractéristiques de l'écran de filets dit ELITE ®.

I.3. Guide d'Agrément Technique Européen "ETAG 27"

I.3.1. Introduction

Jusqu'alors, l'homologation des filets aux normes françaises se basaient sur des calculs simplifiés en suivant la norme NF P 95-308. Concernant plus précisément les kits de protection contre les chutes de blocs rocheux, un nouveau guide d'agrément technique européen, l'ETAG 27, a été mis en place en février 2008 et devra rentrer en application en 2014. La validation de la performance des écrans de filets se fera désormais selon ce guide, elle passe essentiellement par des essais d'impact en grandeur réel. Les kits de protection, doivent être constitués d'un ou de plusieurs modules fonctionnels identiques et juxtaposés, pour permettre d'ajuster la longueur de la barrière au site d'éboulement et à l'ouvrage à protéger. Chaque module fonctionnel doit intégrer :

- la possibilité de remplacer aisément chaque composant et permettre le remplacement de tout élément endommagé;
- la possibilité d'une installation aisée de la structure sur le terrain et d'une construction aisée sur le site.

Le contenu minimal d'un kit visé par ce guide comprend 3 modules fonctionnels, soit 3 surfaces de filet et 4 montants ou poteaux, Figure I. 11. L'espacement des montants ou poteaux n'est pas fixé et doit être déterminé par le fabricant.

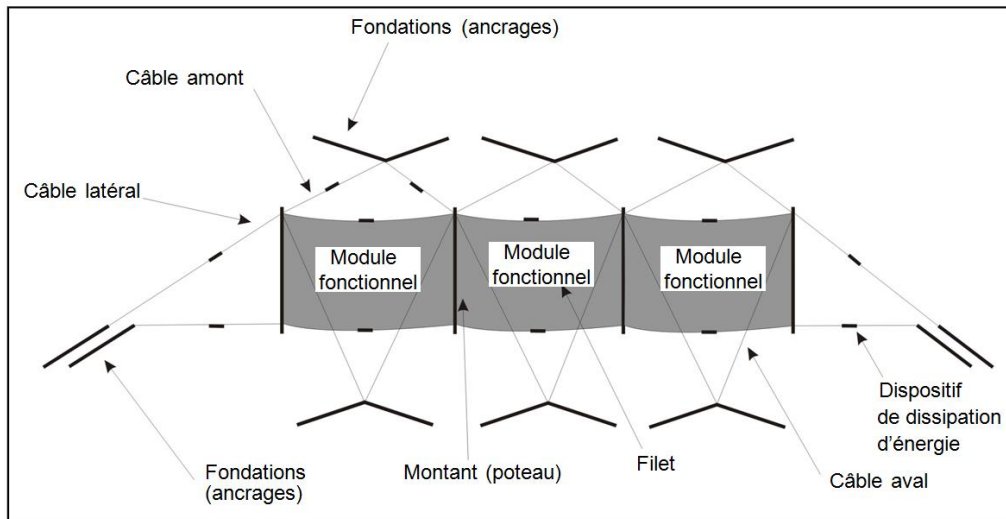


Figure I. 11 : Vue arrière d'un kit de protection contre les chutes de blocs rocheux, [EOT 08]

Tout kit de protection contre les chutes de blocs rocheux est constitué des éléments suivants :

- Une Structure d'interception dite filet ou nappe, dont la fonction est de supporter le choc direct de la masse, en se déformant élastiquement et/ou plastiquement, et en transmettant les efforts aux poteaux, aux composants de liaison, aux dissipateurs d'énergie et aux fondations (ou ancrages).
- Les poteaux dont leur fonction est de maintenir érigée la structure d'interception qui, par nature, n'est pas rigide. Ils peuvent être directement reliés à la structure d'interception ou indirectement par des composants de liaison.
- Les composants de liaison dont la fonction est de transmettre les efforts aux fondations (ou ancrages). Pour assurer l'absorption d'énergie, des dispositifs de freinage peuvent être installés sur la structure.

Les fondations (ou ancrages) ne sont pas considérées comme une partie du kit. Leur conception est à la charge du concepteur, dans le respect des dispositions nationales. L'ETAG 27 classe les kits de protection en 9 classes selon leur capacité énergétique (Tableau I. 2). Le niveau d'énergie est défini comme l'énergie cinétique d'un bloc de forme régulière impactant le kit considéré. Il est exprimé en SEL (niveau d'énergie de service) et en MEL (niveau d'énergie maximal).

Classification du niveau d'énergie	0	1	2	3	4	5	6	7	8
SEL (KJ)	-	85	170	330	500	660	1000	1500	>1500
MEL (KJ)	100	250	500	1000	1500	2000	3000	4500	>4500

Tableau I. 2 : Classification des kits de protection, [EOT 08]

I.3.2. Essais de validation

Le site d'essai est une structure qui doit être capable de lancer un bloc en béton à la vitesse d'essai contre le kit. Les détails du site d'essai sont montrés en Figure I. 12.

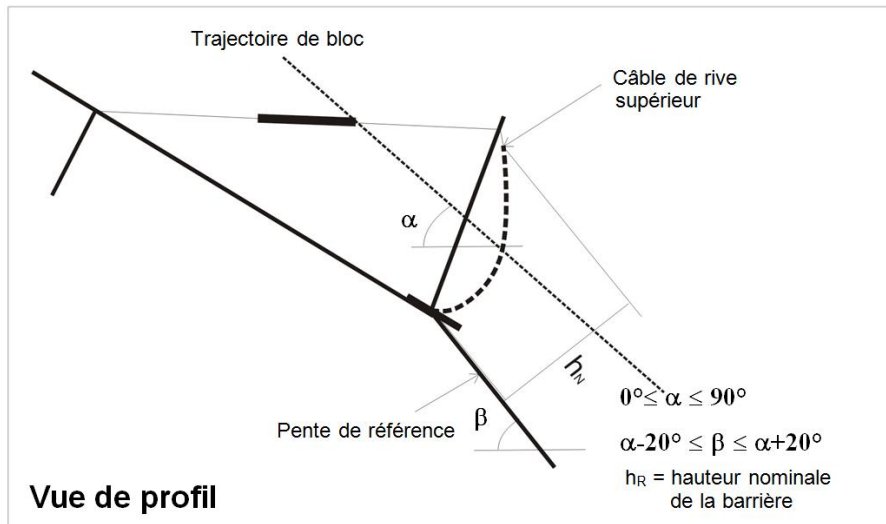


Figure I. 12 : Détails du site d'essai, [EOT 08]

Le bloc est fabriqué en béton, armé ou non, sous la forme d'un polyèdre, tel que défini à la Figure I. 13. La densité du bloc doit être comprise entre $2\,500\text{ kg/m}^3$ et $3\,000\text{ kg/m}^3$. La taille maximale du bloc (L_{ext}) doit être 3 fois inférieure à la hauteur nominale du kit.

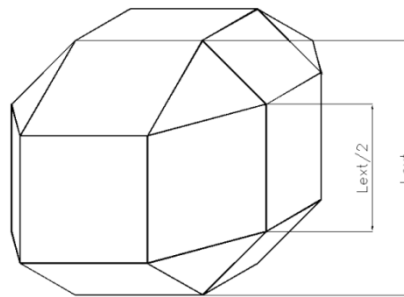


Figure I. 13 : Forme du bloc, [EOT 08]

La vitesse moyenne du bloc dans le dernier mètre avant le point d'impact avec le filet doit être supérieure ou égale à 25 m/s

Afin de valider un kit de protection, deux essais en grandeur réel doivent être effectués, le premier suivant l'état limite de service ou SEL, le second suivant l'état limite maximal ou MEL, avec $MEL \geq 3 \times SEL$. Le kit de protection réussit l'essai concernant le SEL, s'il remplit les conditions suivantes :

Au 1er lancement :

- Le bloc est arrêté par le kit.
- Aucune rupture dans les composants de liaison (qui restent liés aux fondations), montants et câbles ne se produit. La rupture d'un composant de liaison est définie comme la séparation totale du composant en deux parties distinctes. L'ouverture des mailles du filet ne doit pas être deux fois plus grande que la taille initiale des mailles. Sont exclus de l'évaluation des éléments tels que les fusibles mécaniques, conçus pour rompre en cas de choc. Ces éléments doivent être spécifiquement énumérés dans le document d'installation.
- La hauteur résiduelle (h_R) du kit après l'essai (sans enlèvement du bloc) est supérieure ou égale à 70 % de la hauteur nominale (h_N). La valeur mesurée doit être déclarée.

- Le bloc n'a pas touché le sol avant que le kit n'ait atteint l'allongement maximal pendant l'essai.

Au 2ème lancement :

- Le bloc est arrêté par le kit.
- Le bloc n'a pas touché le sol avant que le kit n'ait atteint l'allongement maximal pendant l'essai.

Aucune maintenance n'est autorisée entre le premier et le deuxième lancement.

L'allongement maximal du filet pendant l'essai au SEL doit être mesuré et indiqué dans le rapport d'essai.

Le kit de protection réussit l'essai concernant le MEL, s'il remplit les conditions suivantes :

- L'écran de filet arrête le bloc.
- Le bloc n'a pas touché le sol avant que le kit n'ait atteint l'allongement maximal pendant l'essai.

L'allongement maximal du filet pendant l'essai au MEL doit être mesuré ainsi que la hauteur résiduelle après impact. Une description détaillée des dommages subis par le kit doit être fournie.

Une classification en fonction de la hauteur résiduelle pour le MEL est également prévue :

- Catégorie A : hauteur résiduelle ≥ 50 % hauteur nominale
- Catégorie B : 30% hauteur nominale $<$ hauteur résiduelle $<$ 50 % hauteur nominale
- Catégorie C : hauteur résiduelle ≤ 30 % hauteur nominale

I.3.3. Précisions et tolérances :

La précision du lancement, par rapport au point d'impact géométrique du centre de gravité du bloc est un cercle d'un diamètre de un mètre autour du point d'impact optimal, tant pour le 1er lancement au SEL que pour l'essai au MEL, Figure I. 14.

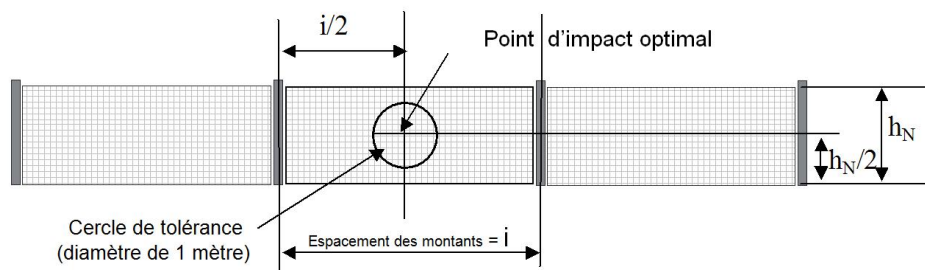


Figure I. 14 : Tolérance pour le point d'impact

La précision minimale des mesures de masse doit être de ± 3 %.

La précision totale des mesures de vitesse doit être de ± 5 %.

La procédure d'essai doit permettre de donner une valeur d'énergie mesurée avec une précision ± 7 %.

Les mesures des forces doivent être effectuées avec des dispositifs étalonnés au moins une fois par an.

Toutes les distances doivent être mesurées avec une précision ± 1 % pour les mesures statiques et ± 5 % pour les mesures dynamiques.

Une tolérance ± 5 % est autorisée pour l'angle d'impact entre la trajectoire prévue et la trajectoire réelle du bloc sur le site d'essai.

I.3.4. Marquage CE :

Afin d'obtenir le marquage CE pour les kits de protection contre la chute de pierres, il faut certifier la conformité du produit par un organisme certificateur notifié. Cette certification est obtenue sur la base des éléments suivants :

- a) Tâches du fabricant :
 - Contrôle de la production en usine ;
 - Essais complémentaires d'échantillons prélevés en usine par le fabricant, conformément à un programme d'essais prescrit ;
- b) Tâches de l'organisme notifié :
 - Essais de type initiaux du produit ;
 - Inspection initiale de l'usine et du contrôle de la production en usine ;
 - Surveillance continue, évaluation et approbation du contrôle de la production en usine.

Le contrôle de la production en usine devra (au moins) être conforme au Tableau I. 3 ci-dessous.

N°	Sujet/type de contrôle	Essais ou méthode de contrôle	Critère (s'il en existe)	Nombre minimal d'échantillons	Fréquence minimale de contrôle
Contrôle de la production en usine (CPU)					
1	Montants et plaques (s'ils sont en acier) ³	Résistance à la traction, allongement, limite d'élasticité, caractéristiques de soudage		1 essai par lot Pour chaque montant, la soudure doit être vérifiée par une inspection visuelle.	En outre, au moins un essai par an doit être effectué pour chaque fournisseur.
		Galvanisation ou autre protection contre la corrosion		3 essais par lot sont exigés avec au moins 3 essais pour 50 montants ou plaques.	
2	Câbles	Désignation des câbles EN 12385-2, force de rupture et allongement, propriétés géométriques, galvanisation ou autre protection contre la corrosion		3 essais pour chaque bobine ou pour 50 modules (les essais doivent être effectués sur des échantillons directement prélevés sur un module)	
3	Dispositif de dissipation	Courbe force-déplacements, propriétés géométriques	Différence par rapport à la valeur déclarée de la force d'activation, dans une limite de 15 %	Au moins 2 essais par an.	Toutes les 100 pièces du même type.
4	Filets à anneaux	Force de rupture, propriétés géométriques, rupture de câble, allongement, galvanisation ou autre protection contre la corrosion		3 essais à chaque livraison ou tous les 50 modules de chaque livraison.	
5	Agrafes et serre-câbles	Charge statique selon normes applicables			Toutes les 5 000 pièces du même type.

Tableau I. 3 : Programme de contrôle pour le fabricant du kit de protection, [EOT 08]

I.4. Le filet « ELITE ® »

Lors de la deuxième guerre mondiale, le filet ASM (Figure I. 15 a) ou anti-sous-marin, était utilisé à l'entrée des ports pour la protection contre la menace représentée par les sous-marins. A la fin de cette guerre, certaines entreprises ont introduit ce type de filet dans les écrans pare-pierres, et ont pu utiliser les stocks faits durant la guerre.

Avec la fin des stocks de récupération de l'ASM, quelques entreprises ont décidé de fabriquer de nouveau le même filet et de continuer à l'utiliser dans les écrans pare-pierres.

Le filet ASM est composé d'anneaux métalliques assemblés. Il a un maillage symétrique et engendre en conséquent une diffusion isotrope et localisée des efforts.



Figure I. 15 : (a) Filet ASM et (b) filet ELITE ®

L'entreprise GTS a développé et breveté un nouveau filet dénommé ELITE ® (Figure I. 15 b), il se base sur le principe du tricotage de type Jersey et se caractérise par la présence d'agrafes qui relient les mailles et leur confèrent une forme en goutte d'eau. A l'échelle de ces agrafes, des effets non linéaires irréversibles sont exploités pour garantir une dissipation supplémentaire d'énergie à l'échelle de la nappe du filet sans remettre en cause son intégrité. Les agrafes sont donc dimensionnées pour permettre des déplacements avec frottement des câbles mais aussi des déformations plastiques associées à l'ouverture de l'agrafe voire même à sa rupture. Le dimensionnement de ces éléments consiste en la maîtrise des efforts seuils pour lesquels ces phénomènes s'initient, mais aussi en la détermination des redistributions induites qui permettent au filet de globalement continuer à résister et à contenir le bloc impactant.

La géométrie asymétrique de ce filet lui confère une anisotropie de déformation, qui permet a priori d'orienter et de diffuser les efforts dans le sens latéral. Cette diffusion latérale devrait permettre de solliciter plus d'ancrages et en conséquent de contribuer à réduire la sollicitation des ancrages proches de la zone d'impact et des câbles de pourtour dits, câbles de rives supérieures et inférieures (Figure I. 16).

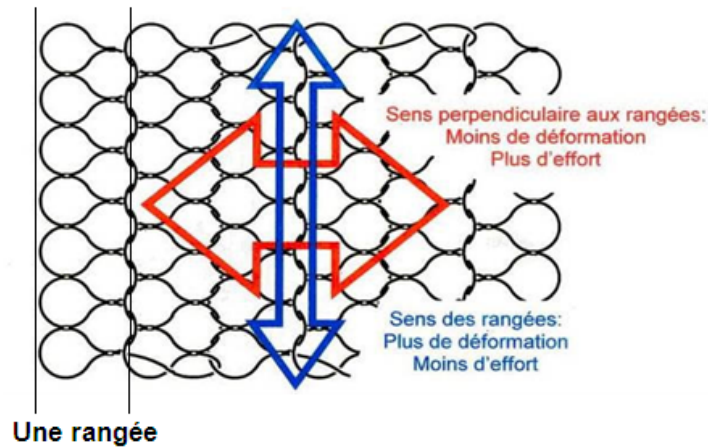


Figure I. 16 : Directions privilégiés de la nappe

Deux éléments constitutifs composent la nappe du filet ELITE[®] : le câble et les agrafes. Il existe plusieurs types de câbles, tous se composent de fils d'acier tressés. Plus le nombre de ces fils est important, plus le câble sera souple. La valeur de l'effort de rupture est fonction de la section du câble, c'est-à-dire que deux câbles souple ou rigide, résistent en théorie, à la même contrainte ($\sigma_{\text{rupture}} = 1770 \text{ MPa}$). Les câbles utilisés pour le filet ELITE[®] se composent de 7 torons (1 au centre), eux même composés de 7 fils, respectivement 19, pour les câbles rigide et souple (Figure I. 17).

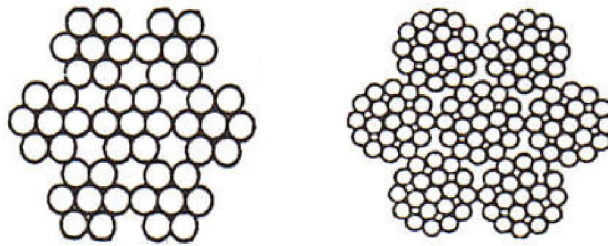


Figure I. 17 : Câble rigide (gauche) et souple (droite)

Afin d'étendre la durée de vie des ouvrages installés, les câbles choisis sont galvanisés pour éviter la corrosion. Les agrafes utilisées lors du tricotage ont fait l'objet d'un brevet. Elles ont la caractéristique d'être auto-stables, c'est-à-dire qu'elles maintiennent les câbles sans sertissage, ni filetage mais par simple effet mécanique (Figure I. 18). La géométrie des agrafes permet, lorsque la sollicitation en traction induite par les câbles augmente, de venir resserrer l'étreinte sur les éléments linéiques, empêchant à partir d'une certaine force les câbles de glisser.

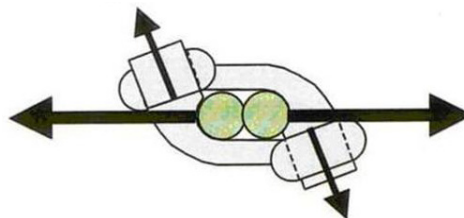


Figure I. 18 : Principe de fonctionnement de l'agrafe

En-dehors de ses qualités de résistance mécanique, ce système permet une meilleure tenue à l'oxydation qu'un filetage (qui augmente la surface agressée) ou qu'un sertissage (qui abîme la surface du zinc protecteur). D'autres agrafes ont également été conçues, il s'agit d'agrafes dissipatrices d'énergie (Figure I. 19). Lorsque les câbles commencent à

exercer une force de traction sur l'agrafe, cette dernière va peu à peu se détendre, absorbant ainsi de l'énergie et permettant une nouvelle déformation au filet.



Figure I. 19 : Agrafe rigide (à gauche) et fusible (à droite)

Sous sollicitation extrême, les agrafes bien que de haute résistance rompent volontairement avant le câble (Figure I. 20). Leur seuil de rupture correspond, à environ 70 % de la force ultime du câble pour les agrafes rigides, et à environ 30 % pour les agrafes fusibles. Ce dimensionnement permet d'une part d'écarter les pics d'effort, mais le tricotage du filet et la position des agrafes permettent d'autre part des redistributions qui conduisent à garantir la fonction de rétention : en cas de rupture d'une agrafe, la maille se détend mais le filet conserve son intégrité grâce au procédé d'imbrication du câble (Figure I. 21).

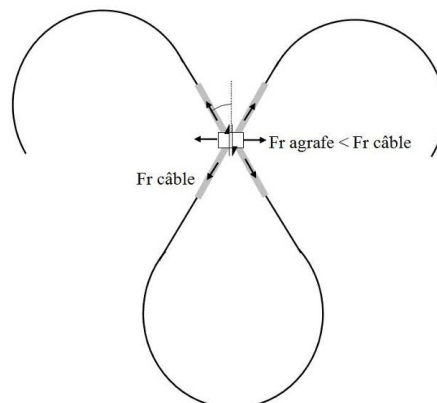


Figure I. 20 : Principe de la jonction fusible

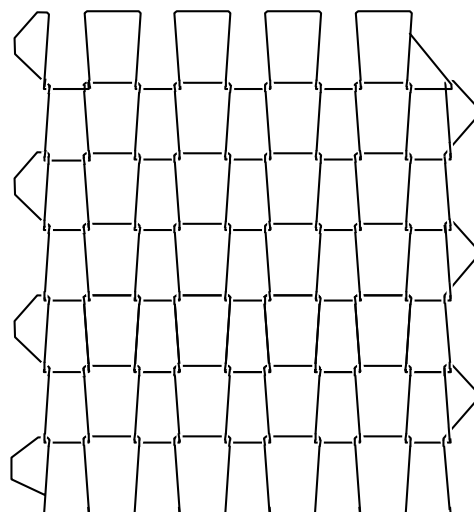


Figure I. 21 : Schéma d'imbrication du câble d'un filet sans agrafe

Les agrafes rigides servent soit pour les filets pendus où la dissipation d'énergie n'est pas recherchée, soit pour les écrans à fortes énergies où la dissipation par le filet est négligeable. Les agrafes fusibles sont destinées aux écrans de faibles énergies où le surplus de dissipation d'énergie par les agrafes peut être valorisé.

I.5. Etude bibliographique

Bien que l'utilisation des écrans de filet soit répandue, un dimensionnement de façon déterministe basé uniquement sur une approche analytique simplifiée ou numérique n'est pas aujourd'hui l'approche privilégiée au vue du manque de maturité de ces approches et surtout à leur manque de robustesse. Généralement, une batterie d'essais permettent d'analyser la structure et par conséquent de la dimensionner progressivement pas à pas en levant les différents verrous et en optimisant son fonctionnement. L'énergie absorbée par la structure (pour une même vitesse d'impact) est évidemment la donnée principale que l'on cherche à obtenir, mais, une instrumentation adéquate permet via le positionnement de capteurs, d'acquérir un ensemble d'informations qui peuvent être cruciales quant à l'analyse et l'optimisation du comportement, tels que les déformations, les efforts dans les câbles et les ancrages, les flèches. Cependant, les essais ne peuvent apporter toutes les informations nécessaires au dimensionnement des filets et à leur caractérisation à moins d'un coût prohibitif en termes de moyens de mesures et de nombre d'essais. La modélisation, moins coûteuse mais aussi moins prohibitive en temps, peut permettre d'apporter des compléments d'informations à l'étude. Mais la tâche n'est pas simple, beaucoup de phénomènes complexes sont mis en jeu et les modélisations pour se rapprocher des comportements réels observés restent complexes. Une étude bibliographique est présentée dans ce chapitre, elle dresse un état de l'art pour ce qui est des études expérimentales et de modélisations conduites pour caractériser les filets pare-pierres ou des structures de fonctionnement similaire.

I.5.1. Essais mécaniques

I.5.1.1. La caractérisation des câbles

Tous les filets de protection sont constitués de cellules ou mailles, elles-mêmes généralement formées à l'aide de câbles métalliques, c'est en particulier le cas pour le filet ELITE ® que nous étudierons plus particulièrement dans cette thèse. Il est donc important de caractériser le comportement des câbles constitutifs, ce afin de déterminer leur rigidité et leur capacité de charge. Tous les éléments constitutifs de la nappe de filet ainsi que les éléments fusibles sont ensuite dimensionnés de façon à ce que leurs charges ultimes soient inférieures à celle du câble. Un câble sous traction évidemment s'allonge, mais on constate aussi généralement une torsion [ELA 03]. En effet le câble est torsadé (Figure I. 22), donc cette géométrie impose une cinématique de torsion qui se superpose à l'allongement bien que l'effort soit de traction.

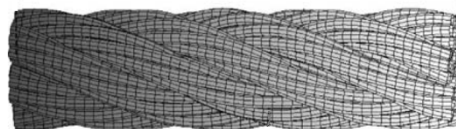


Figure I. 22 : Câble torsadé, [ELA 03]

Cet essai nécessite une machine capable de libérer la torsion sur une de ses deux conditions aux limites. Le câble est encastré à une extrémité (Figure I. 23.b) et rotulé à

l'autre (Figure I. 23.c). Un encodeur permet de mesurer l'angle de rotation (Figure I. 23.c). Dix cycles de chargement ont été réalisés, le module d'Young est calculé sur les cycles de décharge et rechargement. Après chaque cycle, la charge est augmentée jusqu'à atteinte de 70 % de la capacité portante maximale obtenue pour le dixième cycle. L'élongation du câble est mesurée par deux capteurs LVDT liés par des appuis fixes au câble (Figure I. 23 d).

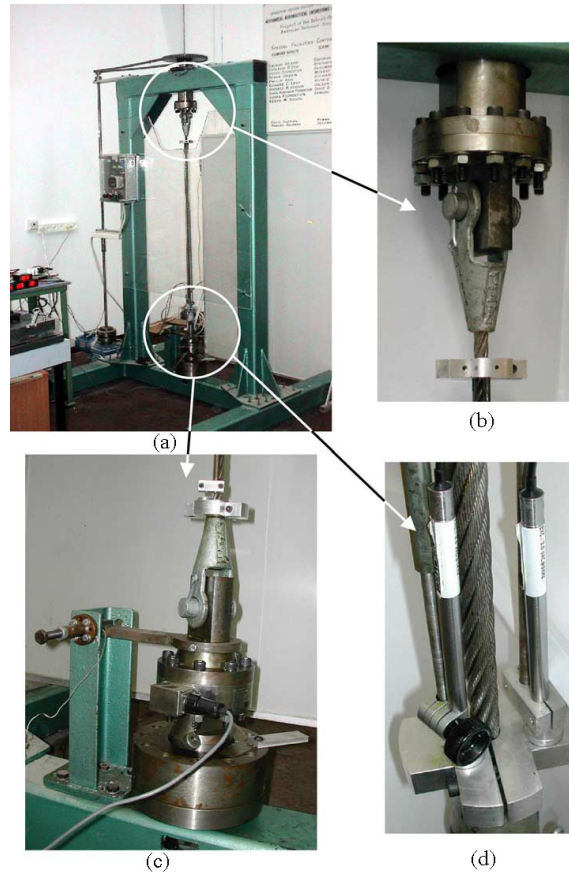


Figure I. 23: Essai de traction-torsion. (a) Machine d'essais (b) Coté encastrée du câble. (c) Encodeur pour mesurer la rotation du côté rotulé. (d) Capteurs LVDT pour mesure de l'allongement [ELA 03].

La courbe force-déformation présentée à la Figure I. 24 montre un comportement qui peut être divisé en trois phases, non linéaire dû essentiellement à la mise en place des brins de câble et à leur mise en tension, puis élastique linéaire et enfin plastique associé à l'endommagement et à la rupture des brins.

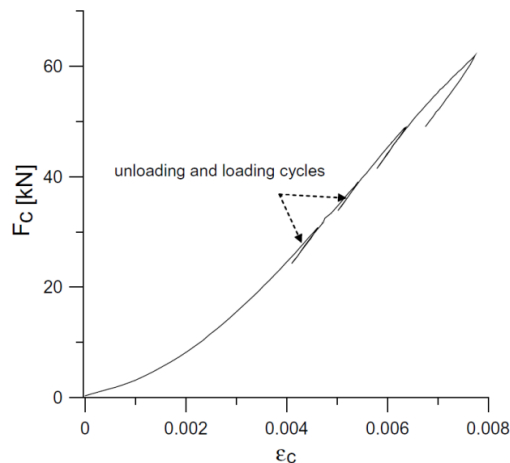


Figure I. 24 : Comportement d'un câble sous traction

La différence entre la force axiale et le moment de rotation pour les câbles avec des conditions aux limites bloqués ou non est inférieure à 5 % (Figure I. 25). La torsion est en effet considérée comme un paramètre négligeable dans la caractérisation des câbles.

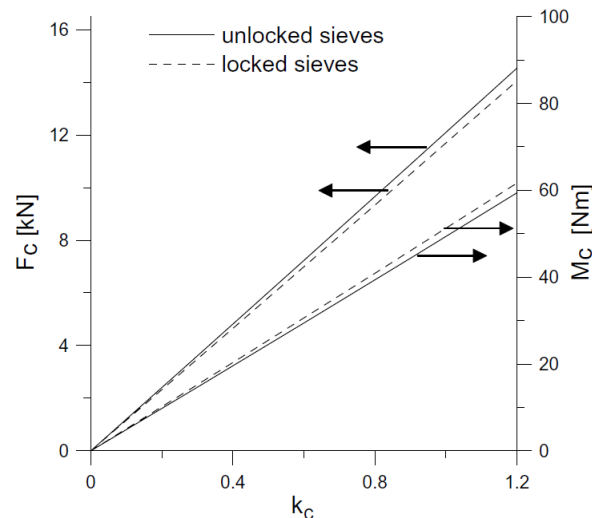


Figure I. 25 : Effort : force axiale (F_c) et moment des câbles (M_c) avec effet des conditions aux limites. k_c est le facteur de torsion du câble, $k_c = \Delta\Phi/L$ avec $\Delta\Phi$ est l'angle de rotation du câble

Cet effet, de torsion induite, peut cependant avoir un effet non négligeable si l'on raisonne à l'échelle de structures constituées de câbles. La torsion peut d'une part introduire des pics de contraintes au voisinage des singularités (agrafes, jonction de câble...), elle peut aussi induire une déflexion plus ou moins importante selon le maillage des câbles constituant la structure. Or la déflexion pilote le déclenchement des freins, et donc les redistributions d'efforts dans le filet, les ancrages et les poteaux. Augmenter la flèche ou la diminuer peut donc entraîner un changement du comportement global à l'échelle de l'écran.

I.5.1.2. Caractérisation d'une maille

L'essai de traction sur une maille seule est réalisé dans de nombreuses études ([NIC 01], [EDO 02], [GRA 03], [VOL 04]). Dans le cas du filet ASM, il est facile de représenter une «maille», comme un simple anneau. A l'inverse, dans le cas de notre filet étudié, la notion de maille est assez ambiguë. Ces études sont menées dans le but de déterminer le comportement non-linéaire d'une maille simple soumise à de la traction. Généralement le comportement comporte deux phases, la première phase se caractérise par une grande déformabilité, le changement de forme de l'anneau est important alors que la rigidité excitée est très faible. La seconde phase traduit au contraire une très faible variation de forme avec une rigidité importante comparativement à la rigidité initiale, l'anneau travaille ici principalement en traction.

Cet essai peut également permettre, dans le cas d'une instrumentation plus conséquente de caractériser le comportement d'une maille pour ainsi analyser sa capacité à emmagasiner de l'énergie. Cet essai permet donc de traduire le comportement d'une maille, pour ultérieurement être utilisé dans une modélisation (MEF ou MED) dont la plus petite échelle (l'élément fini ou l'élément discret) serait à l'échelle de la maille.

Nicot et al (2001) ont procédé de cette manière pour la caractérisation des filets ASM. Le filet ASM étudié est formé par des anneaux à 6 points de contact. Tout d'abord, une maille seule est considérée car le comportement mécanique doit être analysé sans aucune interaction des autres mailles. Un essai de traction sur la maille seule est alors effectué. Un graphique (Figure I. 26) montre alors la courbe force – allongement de la cellule.

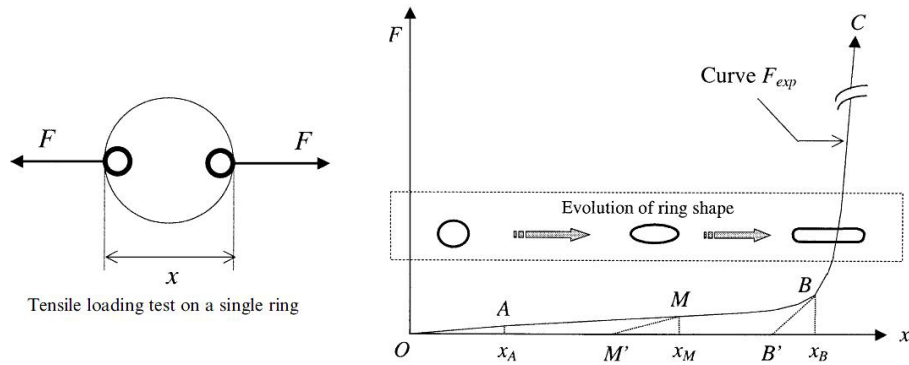


Figure I. 26 : Comportement en traction d'un anneau, [NIC 01]

Un deuxième essai mené sur une cellule de 7 anneaux (1 central et 6 périphériques) permet de valider le comportement de la structure (Figure I. 27).

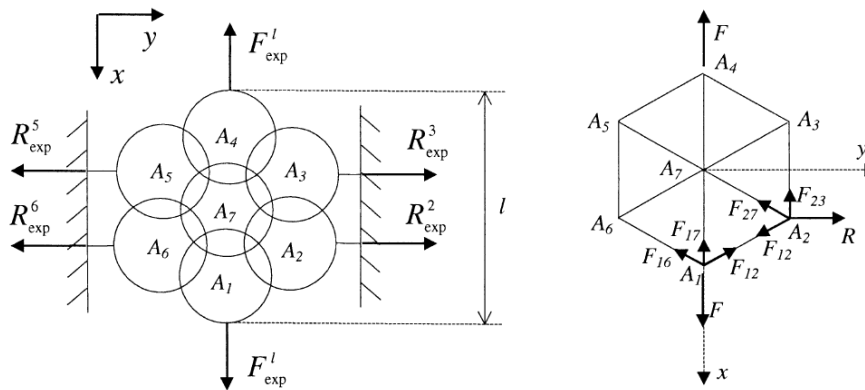


Figure I. 27 : Essai de traction sur 7 anneaux et modèle mécanique associé, [NIC 01]

L'intégration de cette loi de « comportement » permet de gérer le calcul d'une nappe moyennant beaucoup moins d'éléments de discrétisation.

Volkwein [VOL 04] a établi aussi une courbe associant la force et la déflexion rigoureusement déterminée (Figure I. 28). Le filet étudié aussi s'agit du ASM à 4 points de contact. Il prend comme hypothèse que les mailles ne sont soumises à de la traction qu'en ces 4 points (Figure I. 29).

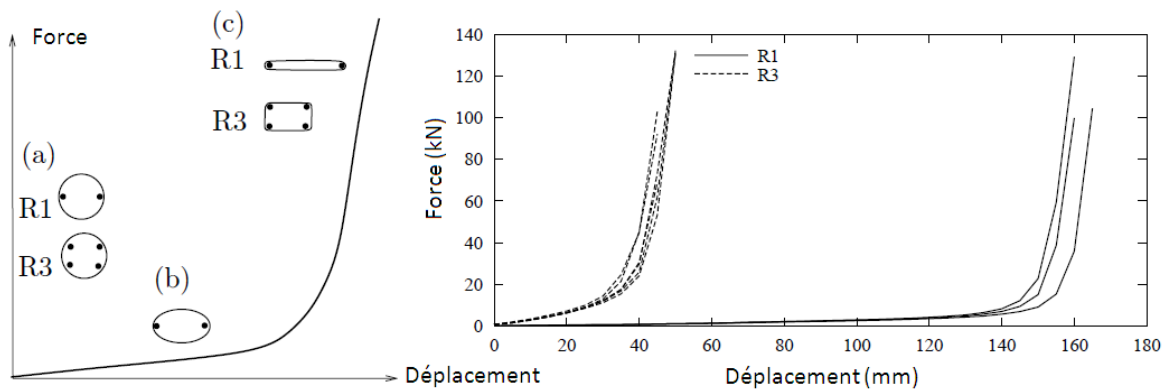


Figure I. 28 : Comportement d'une maille soumise à une force de traction, [VOL 04]

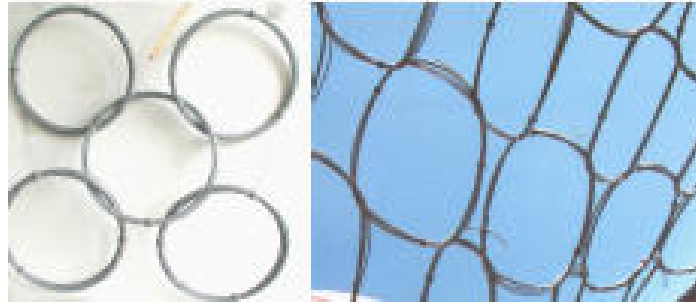


Figure I. 29 : Filet ASM à quatre points de contact, [VOL 04]

I.5.1.3. Caractérisation du filet

Deux types d'essais sont généralement utilisés pour caractériser le comportement de la nappe de filet, les deux essais bien que différents par la nature du chargement, pour le premier, le filet est excité directement dans son plan, cet essai est dit de membrane ; pour le second, le chargement est hors plan, cependant pour les deux configurations, in fine les mailles sont bien mises en traction.

I.5.1.3.1. Traction dans le plan

Cette approche particulièrement simple, est essentiellement utilisée pour étudier le comportement des filets plaqués aux parois (Figure I. 30), ([MUH 05], [SAS 06]).

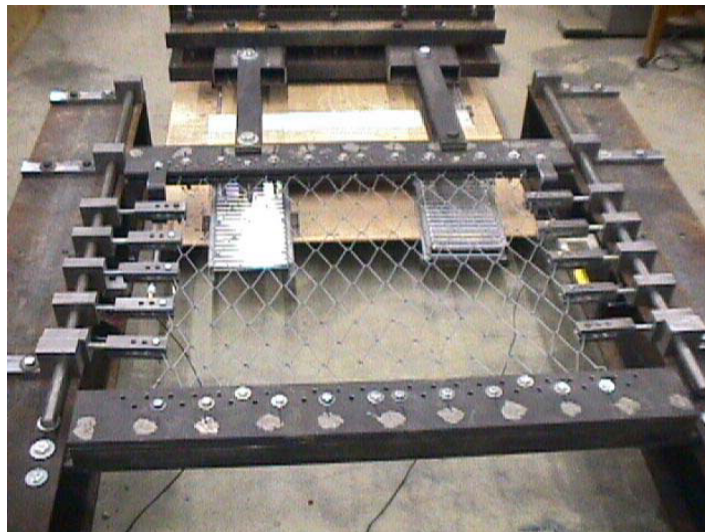


Figure I. 30 : Traction statique du filet dans le plan, [MUH 05]

Le banc d'essai a été conçu et fabriqué pour manipuler des échantillons de 1m × 1m. Bien qu'il soit reconnu que ce n'est pas tout à fait possible de reproduire exactement les conditions de mise en place sur le terrain, une attention particulière a été portée pour représenter au mieux les conditions aux limites. Le chargement dans le plan a été appliqué en utilisant un vérin hydraulique contrôlé en déplacement imposé. L'instrumentation permet de disposer de l'effort appliqué et des déplacements dans la direction de chargement ainsi que dans la direction directement perpendiculaire au chargement. Des essais ont été réalisés sur des produits des entreprises Geobrugg et Maccaferri. Les résultats sont détaillés en Figure I. 31 ci-dessous. Ces données ont servi pour la détermination du module d'élasticité et du coefficient de poisson d'une membrane équivalente qui a été proposée pour la modélisation.

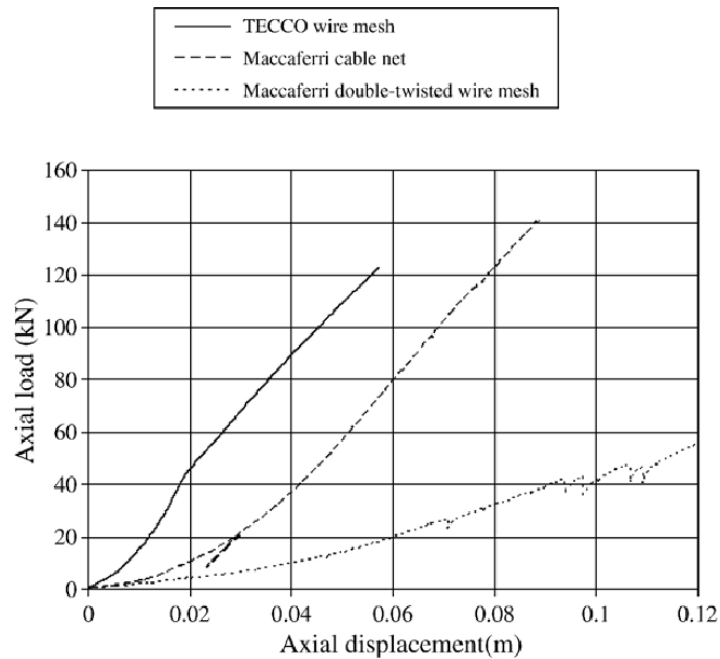


Figure I. 31 : Comportement typique en plan de 3 types de filets différents, [MUH 05]

I.5.1.3.2. Poussé hors plan

I.5.1.3.2.1. Essais quasi-statiques sur modèles réduits

Cet essai simule l'impact d'un bloc rocheux sur un filet de protection en quasi-statique. Il est utilisé pour caractériser les filets destinés aux écrans de protection ([BER 09], [CAS 08]). Une portion de filet est installée sur un banc rigide de dimensions 2 m × 2 m avec des conditions aux limites de type articulation. Un vérin hydraulique permet d'appliquer une force orthogonale au filet, en son centre (Figure I. 32). Pour ce type d'essais, l'effet de la taille et de la position d'impact peuvent être aussi étudié.

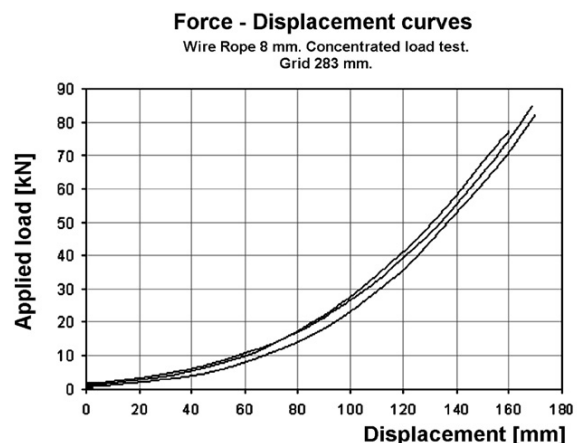


Figure I. 32 : Essai sous charge localisée, banc d'essai et comportement [CAS 08]

I.5.1.3.2.2. Essais quasi-statiques à échelle 1

Dans le but de la validation de son nouveau filet, l'entreprise GTS a réalisé des essais comparatifs avec le filet ASM (filet de base pour les barrières de protection le plus utilisé jusqu'à ce jour). Il s'agit d'essais de poussé hors plan sur des filets à échelle 1. Ces essais consistent à simuler de façon quasi-statique, l'action d'un bloc rocheux intercepté

perpendiculairement à sa course par un filet de 10 m × 6 m, maintenu en ses quatre coins par l'intermédiaire d'un câble de pourtour. La sollicitation a été assurée par une pelle à câble d'une capacité de 60 tonnes, un capteur de force et un capteur de déplacement permettent de caractériser le comportement (Figure I. 33). Les résultats obtenus sont détaillés ci-après.



Figure I. 33 : Essai de traction sur le filet de GTS

Les filets testés sont, le S350-16 de GTS (filet avec ouverture de mailles de 350 mm et diamètre du câble de 16 mm), ainsi que le filet ASM 16 mm (filet avec diamètre d'anneau de 16 mm). Les résultats des essais effectués sont fournis au Tableau I. 4.

Produit	Effort	Allongement	Energie absorbée
GTS S350-16	650 kN	2,00 m	390 kJ
ASM 16 mm	620 kN	2,39 m	379 kJ

Tableau I. 4 : Résultats des essais comparatifs GTS vs ASM

Afin de supprimer l'effet de la mise en tension préliminaire, les courbes effort/déplacement sont translatées pour avoir la même origine en effort (Figure I. 34). Ces courbes permettent de visualiser le comportement des différents produits et d'en apprécier l'élongation et l'énergie absorbée (Figure I. 35). L'énergie absorbée par le filet est calculée par l'intégration de la courbe de variation de la force en fonction du déplacement.

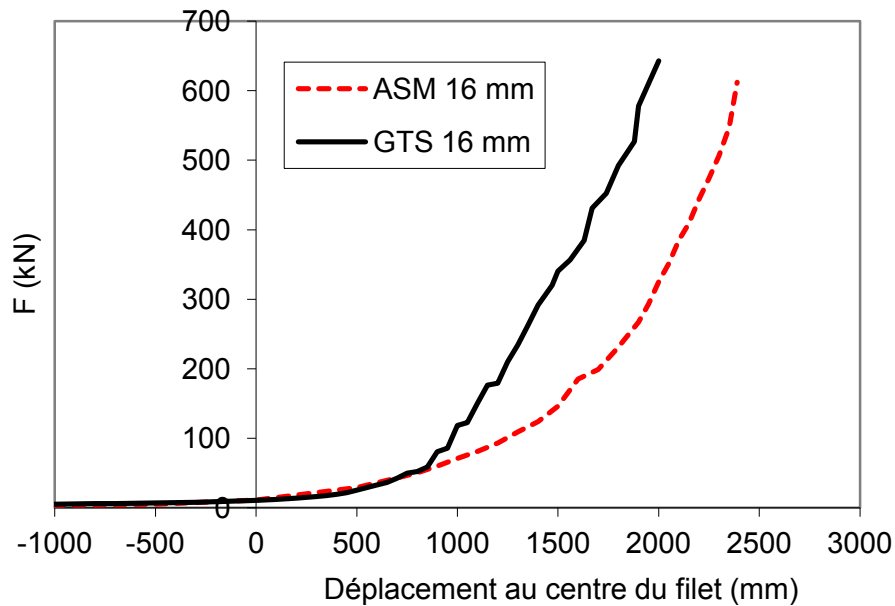


Figure I. 34 : Comparaison entre les comportements du filet GTS et du filet ASM

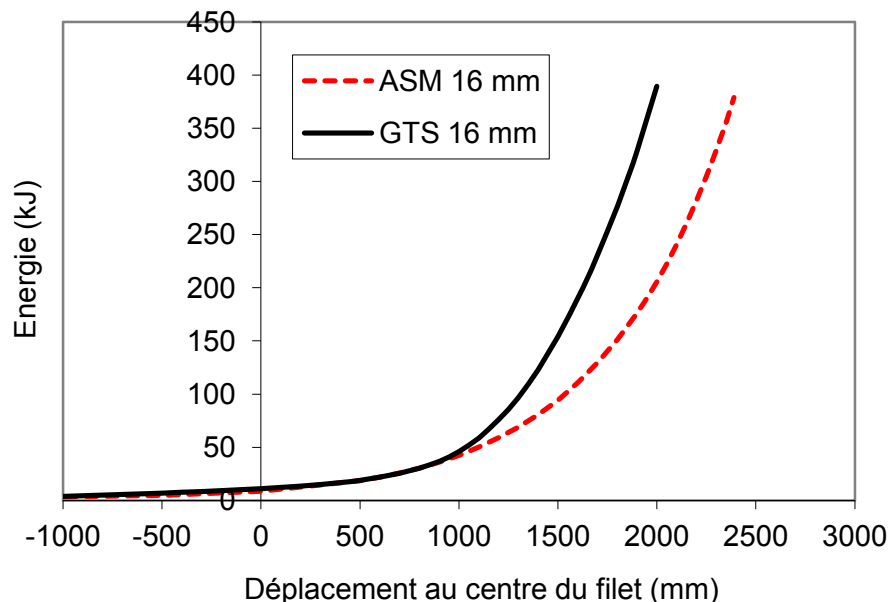


Figure I. 35 : Comparaison entre l'énergie absorbée par le filet GTS et par le filet ASM

Ces courbes montrent que le filet GTS a le même comportement que le filet ASM en termes de force ultime et d'énergie absorbée. Par contre, le filet GTS est un peu plus raide que le filet ASM en termes de déplacement maximal au centre.

I.5.1.3.2.3. Essais dynamiques à échelle 1

La caractérisation et l'analyse du comportement réel d'un filet nécessite des essais dynamiques représentatifs des conditions réelles de fonctionnement. C'est l'approche qui a été privilégiée par les récentes études menées en Suisse ([GRA 03], [EDO 02] et [VOL 05]). Les filets sont testés sur un dispositif d'essais spécialement conçu pour cette étude. Le largage d'un boulet instrumenté se fait à la verticale, sans vitesse initiale, le filet impacté est positionné à l'horizontale (Figure I. 36).



Figure I. 36 : Dispositif d'essais dynamiques sur filets [EDO 02]

Le banc d'essai permet de tester des filets directement fixés sur le cadre du banc, ou suspendu à des câbles avec ou sans freins. Les détails de ces configurations et les dimensions du filet et du banc sont précisés en Figure I. 37. Les essais sont menés sur des filets ASM de 5, 7, 12 et 19 spires par anneau. Les résultats sont restitués en Figure I. 38.

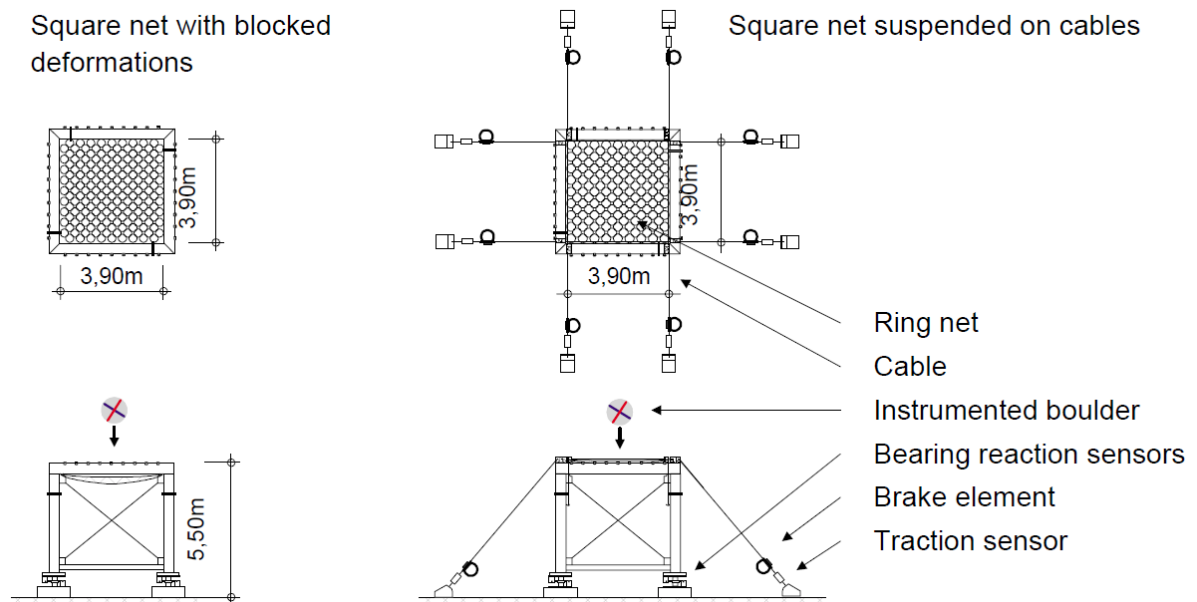


Figure I. 37 : Détails du banc d'essai et des configurations de filets testés, [GRA 03]

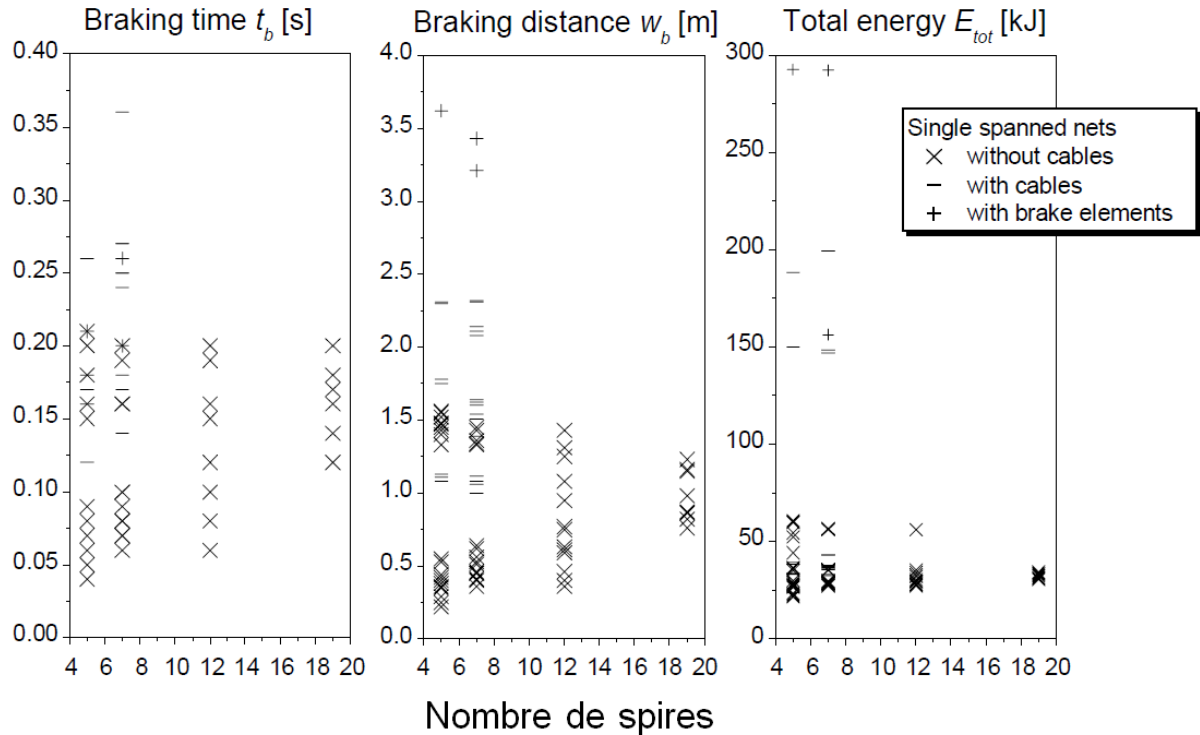


Figure I. 38 : Résultats des essais dynamiques sur les filets ASM, [GRA 03]

Cette installation, plus économique que l'installation d'un filet en contrebas d'une paroi, a également d'autres avantages. En effet, elle permet une meilleure modélisation du filet, les conditions aux limites pouvant être plus facilement interprétées. Il est également facile de déterminer l'énergie absorbée par l'impact puisque la hauteur de chute et la masse du boulet sont connues. L'application de la charge peut se faire sur un espace localisé (largage d'un tronç à la verticale) ou distribué (largage d'un boulet en béton contenant des accéléromètres). Un enregistrement vidéo avec une caméra rapide permet de visualiser le comportement du filet.

1.5.1.4. Caractérisation des dissipateurs d'énergie

Les dissipateurs d'énergie sont considérés comme les éléments maîtres dans la mesure où ils permettent de dissiper une part importante de l'anergie transmise par le bloc incident. Ces dispositifs sont fixés soit entre les poteaux et les câbles de support, soit entre ces derniers et les ancrages. Dans une première phase, ces composants travaillent linéairement. A partir d'une certaine force, un déplacement continu se produit qui correspond à la déformation plastique sans nécessité d'augmenter la force de traction. Une fois le dispositif de freinage arrive en butée, la force augmente considérablement jusqu'à la rupture finale.

Plusieurs dispositifs de freinage ont été développés et testés en quasi-statique.

Peila et al (1998 et 2006) ont proposé deux systèmes de freinage. Le premier fonctionne par le frottement d'un câble entre des pièces boulonnées (Figure I. 39 a), plus que le couple de serrage des boulons est important plus que la force de freinage est importante. Le deuxième système travaille par la déformation plastique d'un tube en aluminium. Une pièce métallique de forme spéciale est fixée à l'extrémité d'un tube en aluminium, cette pièce vient s'enfoncer dans le tube en provoquant son ovalisation (Figure I. 39 b).

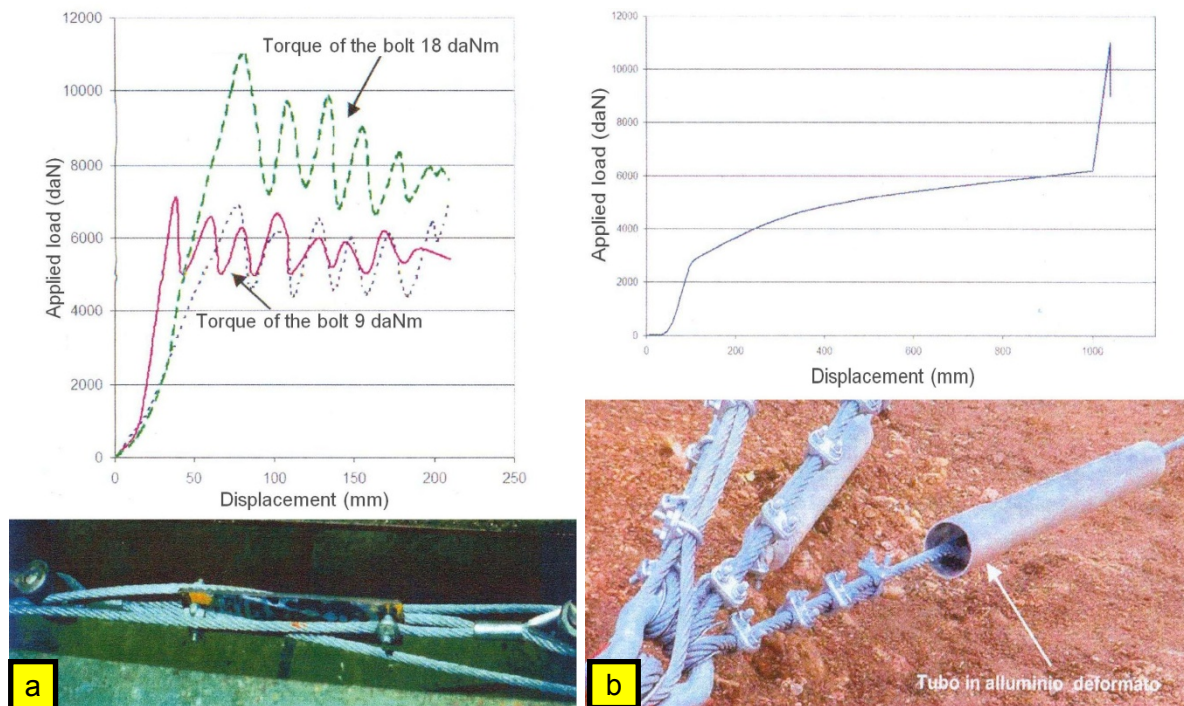


Figure I. 39 : Dissipateurs d'énergie utilisés par Peila et al (1998 et 2006)

Anderheggen et al (2002) et Castro-Fresno et al (2009) ont proposés aussi d'autres systèmes de freinages. La force de freinage de ces systèmes est générée par la déformation plastique d'un mini-tube métallique comme montré en Figure I. 40 et Figure I. 41.

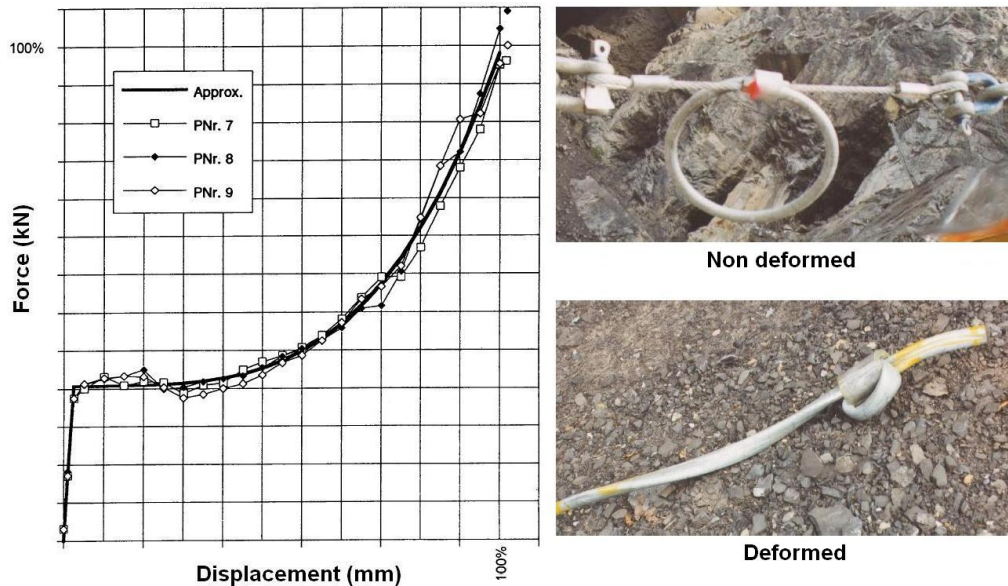


Figure I. 40 : Dissipateur d'énergie utilisé par Anderheggen et al (2002)

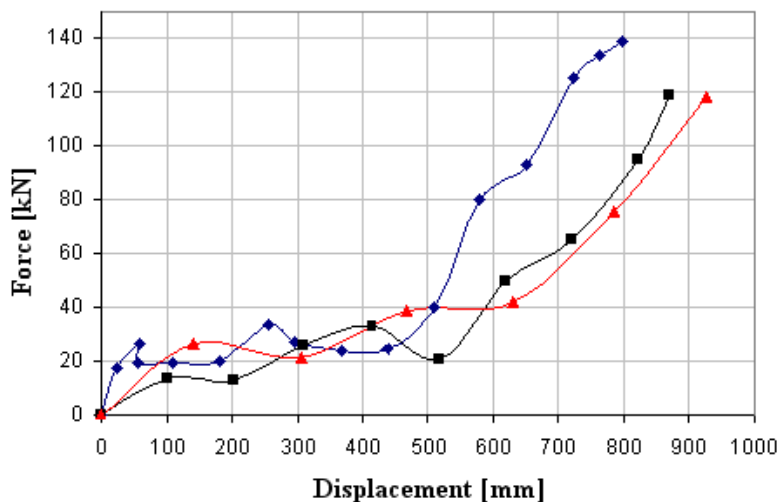
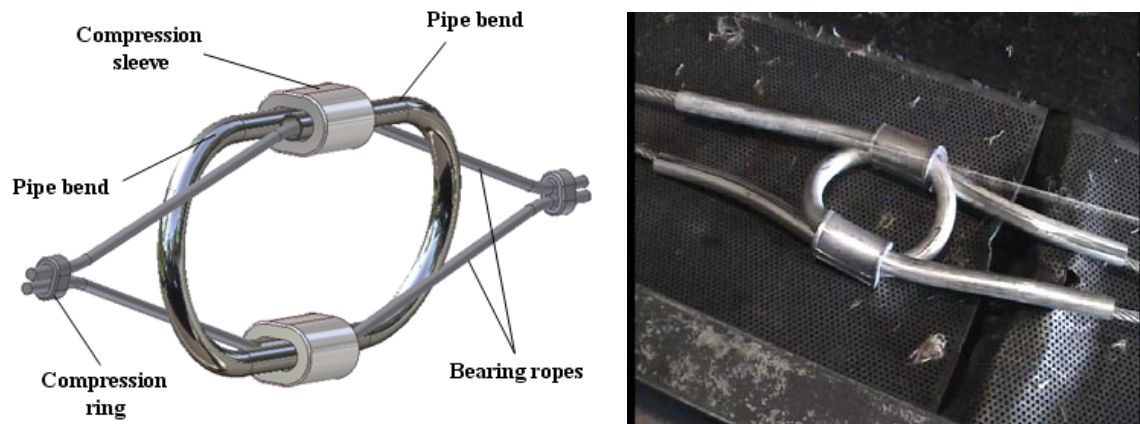


Figure I. 41 : Dissipateur d'énergie utilisé par Castro-Fresno et al (2009)

Le point commun entre tous ces travaux est que la caractérisation a été effectuée toujours en quasi-statique malgré que le dispositif de freinage doit travailler réellement en dynamique. Plusieurs auteurs soulignent que la sollicitation statique n'est pas suffisante pour bien caractériser ces dispositifs ([NIC 99], [CAS 09]).

I.5.1.5. Sollicitation dynamique des barrières de filets

Une vue panoramique de l'ensemble des essais dynamiques réalisés en grandeur réel au niveau international est présentée dans cette partie.

Entre les années 1989 et 1990, des essais ont été réalisés par le département gouvernemental de Californie chargé des transports afin d'évaluer des barrières de filets qui sont dimensionnées pour absorber des énergies d'impact jusqu'à 190 kJ [SMI 90]. Le site d'essais s'agit d'un flanc d'une colline naturelle de hauteur 40 m, de longueur 76 m et incliné à 34°. Les blocs utilisés ont des masses de 136 kg à 5897 kg. Ces blocs ont été lâchés du sommet du talus pour venir impacter les barrières de filets installés à l'aval, Figure I. 42.

En total, 80 essais ont été réalisés. L'énergie d'impact est calculée par la somme de l'énergie cinétique de translation et de rotation.

$E_{\text{impact}} = \frac{1}{2} m v^2 + \frac{1}{2} I w^2$, où m est la masse du bloc, v est sa vitesse, I est son moment d'inertie et w est sa vitesse de rotation.



Figure I. 42 : Site d'essais utilisé par le département gouvernemental de Californie, [SMI 90]

Les auteurs ont conclu que l'impact direct d'un bloc sur un poteau augmente les problèmes de maintenance de la barrière. En se basant sur leurs essais, ils recommandent :

- Faire attention au dimensionnement des fondations, surtout leurs profondeurs.
- Mettre en place un manuel qui prend en compte la nature du terrain et les propriétés des blocs pour l'installation des filets dans les zones où les fondations ne sont pas nécessaires.
- Mesurer et bien analyser les efforts dynamiques développés dans la barrière lors des essais d'impact.

A Colorado, au début des années 90, le département gouvernemental chargé des transports a testé aussi différents types de barrières de protection contre la chute de blocs. La plupart de ces essais ont été effectués sur un talus de 91 m de hauteur. La méthode d'essai est très similaire à celle décrite juste avant. Des mires ont été installées sur le talus pour permettre de remonter à la vitesse d'impact du bloc par les photos enregistrées par les caméras vidéo.

En se basant sur cette base de données expérimentaux, Hearn et al. (1995) ont proposé et calibré un modèle analytique pour la simulation de ces essais d'impact. Les auteurs soulignent la complexité des phénomènes physiques à prendre en compte. L'analyse est compliquée par de grands changements dans la rigidité des éléments (en particulier les termes de rigidité géométrique des éléments de câble), de grands changements dans la géométrie, une zone de contact mobile du rocher dans le filet de la barrière, et un changement de magnitude et de direction des forces de contact entre le bloc et le filet [HEA 95].

Une nouvelle procédure d'essai a été mise en place en Italie [PEI 98]. Pour cette méthode, initialement développée par [BAL 96], le mouvement du bloc avant l'impact, est guidé par un charriot qui glisse sur un câble. Un dispositif de largage permet de détacher le bloc juste avant qu'il impacte la structure à tester.

Les essais ont été réalisés sur un écran formé de trois panneaux. Le site d'essais permet une vitesse d'impact pouvant atteindre 34 m/s, le poids maximal de l'impactant étant de 7000 kg, soit une énergie maximale d'impact de 4000 kJ (Figure I. 43).



Figure I. 43 : Vue globale du site d'essais et de l'écran testé, [PEI 98]

Des dynamomètres, installés sur les câbles de la structure, permettent de contrôler les forces transmises aux constituants de l'écran. Des caméras rapides sont placées pour contrôler la chute du bloc contre l'écran. Les films ainsi obtenus, permettent de suivre l'évolution de la déformation du filet ou encore la perte de hauteur utile au moment de l'impact avec le boulet. L'évolution de la trajectoire du bloc permet alors de déterminer avec précision l'énergie acquise par le boulet juste avant l'impact. Plusieurs essais sur différents types d'écrans ont été réalisés, ces divers essais ont permis d'obtenir les résultats suivants :

- la déflexion maximale pour chaque écran testé.
- le temps d'arrêt (la différence entre le moment de l'impact et celui où la déflexion maximale est atteinte), toujours inférieur à 1 seconde.
- les forces agissantes sur les ancrages, elles varient entre 200 kN et 600 kN.
- la réaction de l'écran : n'est pas constante mais elle a le même comportement typique pour toutes les barrières testées. Elle atteint un maximum après un déplacement entre 1 et 2 m. Après et à cause des effets plastiques, cette force diminue et atteint un nouveau pic une fois la déflexion maximale atteinte et le bloc est arrêté par la barrière.
- de nombreux dissipateurs d'énergie n'ont pas été activés alors qu'ils étaient prévus comme principalement sollicités. Ce fait signifie que l'inertie des éléments de la structure et la vitesse de chargement influencent la déformation des divers éléments de la structure. Par conséquent, les essais quasi-statiques sur les dissipateurs d'énergie peuvent donner des résultats qui ne sont pas directement applicables sans prendre en compte les facteurs de sécurité appropriés.
- les fondations montrent parfois de larges déformations et dans certains cas elles ont cisailé le terrain (cela souligne l'importance d'un dimensionnement correct).

Les écrans testés sont des produits commerciaux des deux entreprises ELITE (racheté par GTS en 1998) et Tubosider France. Les résultats obtenus pour les différents types d'écrans testés sont regroupés en Tableau I. 5.

Type d'écran	N	m (kg)	H (m)	Ep (kJ)	Ec (kJ)	v (m/s)	α (°)	Dx (m)	Dx max (m)	t (s)
TSB30/E	1	7200	45	3178	3027	29	32,3	14	18	1,04
TSB23/E	2	2700	16	423	291	14,6	38,5	1	1,7	0,64
TSB23/E	3	2700	48	1270	1175	29,5	32	0	4,2	0,44
TSB23/E	4	4450	55	2398	2002	30	36	1	5,5	0,4
TSB23/E	5	2700	48	1200	1150	29	33	5,3	5,3	0,6
TSB15/E	6	4450	37	1615	1574	26,6	35,8	3	5	0,84
TSB11/R	7	3300	52	1683	1545	30,8	39	8	5,8	0,6
TSB6	8	3300	26	842	660	20	37,5	4,6	4,6	0,76
TSB4	9	1500	34	500	347	21,5	36,8	2,8	2,8	0,8

Tableau I. 5 : Principaux résultats obtenus pour les différents types d'écrans testés, [PEI 98]

m: masse du bloc, *H*: hauteur de chute, *Ep*: énergie potentiel, *Ec*: énergie cinétique, *v*: vitesse d'impact, α : angle d'impact par rapport à l'horizontale, *Dx* et *Dx max*: distance finale et distance maximale mesurés entre le barycentre du bloc et les pieds des poteaux, *t*: temps d'arrêt du bloc.

La méthode de validation adoptée pour ces écrans de filets est robuste au sens large, ces essais permettent de valider si le kit assure la rétention du bloc ou non. Ils sont donc représentatifs du cas réel de chute du bloc.

Muraishi et Sano (1999) ont décrit la procédure des essais réalisés par l'institut japonaise de recherches techniques de chemin de fer afin de vérifier les conceptions de barrières de protection. La certification d'un type de barrière de filets est déterminée sur la base des essais in situ à échelle réelle. Ces derniers sont menés en laissant tomber un poids à partir d'une grue dans une barrière construite sur une pente abrupte. La barrière est installée à 35° par rapport à l'horizontale de sorte que l'impact de la roche avec le filet soit à un angle fixe de 55°, Figure I. 44.

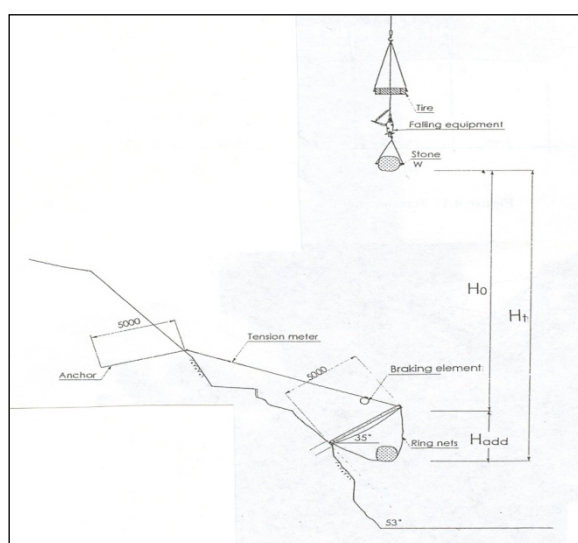


Figure I. 44 : Site d'essai utilisé par l'institut japonaise, [MUR 99]

Quatre types d'essais ont été réalisés : essais basiques, essais cumulés, essais maximaux et essais spéciales. Les essais basiques servent à évaluer le niveau de dommages que la barrière subit lors des essais avec des niveaux d'énergies d'impact inférieures aux niveaux nominaux. Les essais cumulés sont réalisés afin d'évaluer les performances de barrières testés avec des accumulations de blocs. Les essais maximaux sont des essais aux niveaux d'énergies nominaux. Lors des essais spéciaux, des impacts du bloc contre un câble porteur ou contre un poteau sont réalisés. Les résultats ont montré que ces derniers sont les plus faibles dans la barrière. Chaque essai a été filmé par des caméras vidéo rapides afin d'analyser le comportement d'une façon détaillée.

Les auteurs ont conclu que l'essai de chute verticale est souhaitable car l'emplacement, l'angle et l'énergie d'impact peuvent être reproduits plus facilement et avec plus de précision [MUR 99]. Cette précision réduit le nombre d'impacts nécessaires comme dans le cas de roulage d'un bloc sur un flanc de colline.

En Suisse, quatre méthodes d'essais ont été utilisées depuis 1988. Les trois premiers sont illustrés à la Figure I. 45. Ces méthodes ont été modifiées au fur et au mesure afin d'augmenter la précision de la vitesse d'impact, de l'endroit d'impact et d'éviter le contact du bloc avec le sol afin que la totalité de l'énergie soit absorbée par la barrière et non pas par le sol.

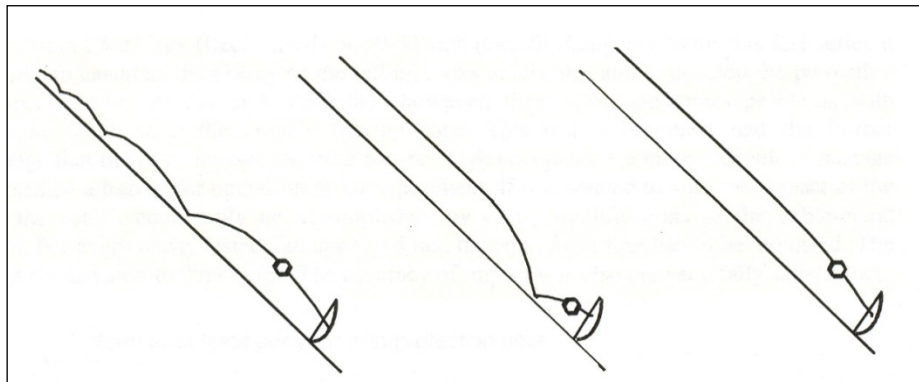


Figure I. 45 : Schéma de trois méthodes d'essais développés en Suisse, [BAU 02]

Baumann, [BAU 02], a signalé qu'en 1997 et 1998 des enquêtes sur les rochers qui tombent ont indiqué un besoin de normaliser la méthode d'évaluation des barrières de filets pour permettre une meilleure comparaison de produits et de fournir des informations pertinentes sur la capacité énergétique, sur l'entretien, etc. En conséquence, l'office fédéral de l'environnement, des forêts et du paysage (OFEFP) a commencé le développement d'une procédure de certification. Une méthode d'essai a été conçue pour surmonter les insuffisances dans les méthodes antérieures. De nombreux essais ont prouvé la pertinence de la nouvelle méthode pour le processus de certification.

Une station d'essais permanente a été construite dans une ancienne carrière près de Walenstadt en Suisse. L'essai consiste à lâcher des blocs en béton, d'une dimension et de densité bien spécifiques, d'une grue dans les barrières de filets. Ces derniers sont installés sur une paroi rocheuse verticale (Figure I. 46).

Cette configuration permet un contrôle relativement facile de la vitesse d'impact, l'énergie, l'emplacement de l'impact, et des ajustements faciles de ces paramètres. L'angle d'impact est constant et le sol ne contribue pas à la dissipation d'énergie. Les essais sont filmés par des caméras rapides et des capteurs de force sont installés.

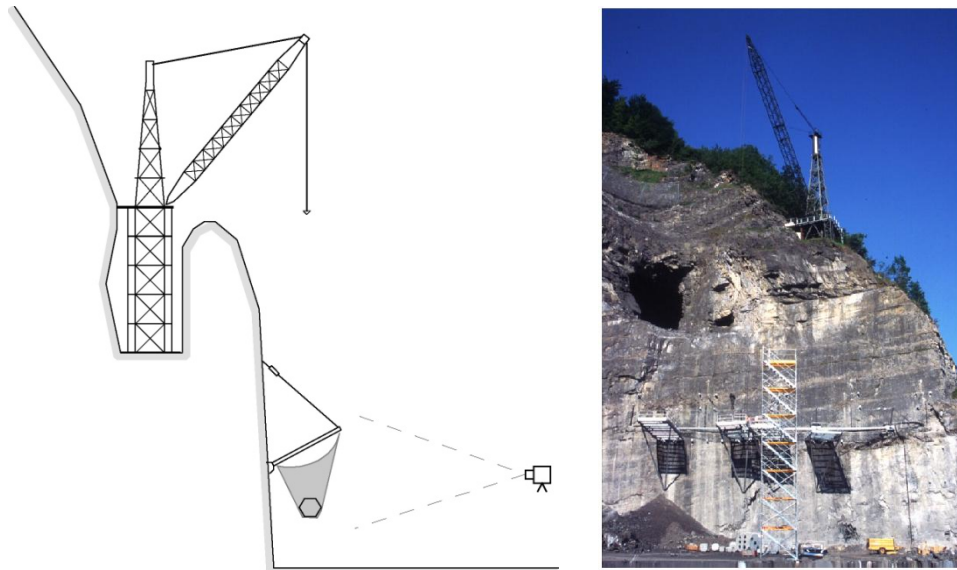


Figure I. 46 : Site d'essais de Walenstadt en Suisse, [AND 02]

Un guide pour la validation de ce type de structures a été mis en place [GER 01]. Ce guide est très similaire à l'ETAG 27 décrit à la section I.3. La différence majeure concerne l'essai de service, il doit être réalisé à 50 % de l'énergie nominale de la barrière. En plus, des valeurs maximales pour la distance de freinage du bloc sont imposées dans ce guide, alors que dans l'ETAG 27 il n'y a pas des conditions particulières concernant ce point.

Plusieurs essais ont été réalisés suivant les recommandations du guide suisse, on décrit ici les résultats publiés par Gerber et Boell (2006).

Les essais sont instrumentés par des capteurs de force avec fréquence de prise de mesures de 2 kHz. Des caméras rapides de fréquence 250 images par seconde et de résolution d'image de 480×420 pixels ont été utilisés. Des mires de dimensions bien définies ont été fixées sur la falaise (Figure I. 47). Cette instrumentation a permis calculer la position du bloc à chaque instant ainsi que sa vitesse (Figure I. 48).

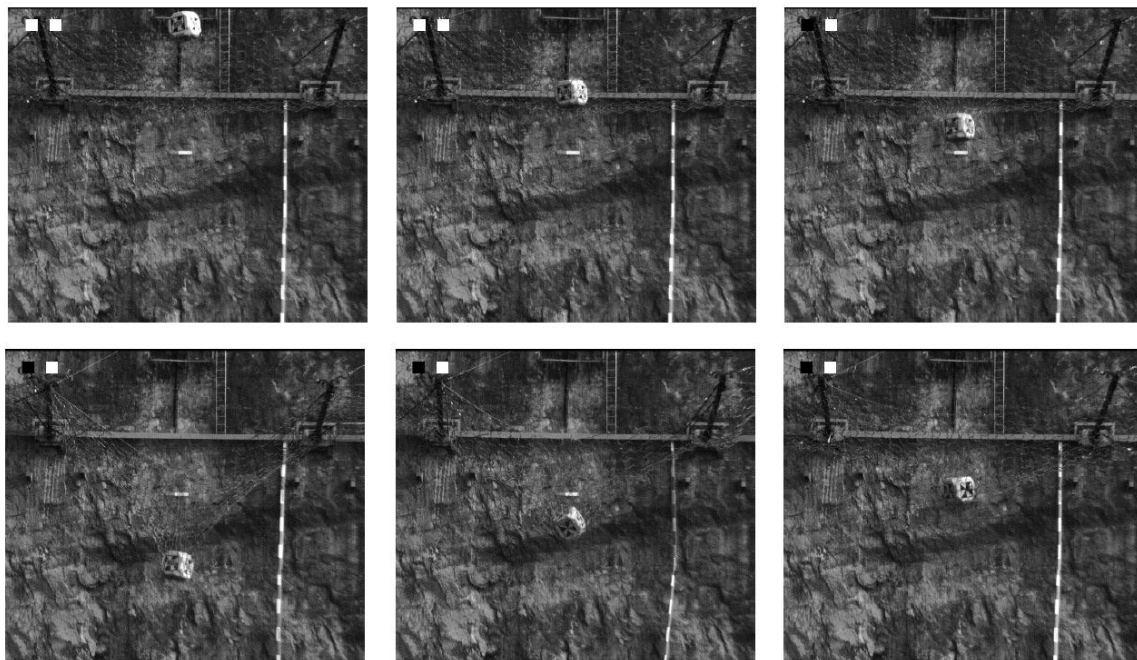


Figure I. 47 : Images enregistrées par la caméra rapide, [GER 06]

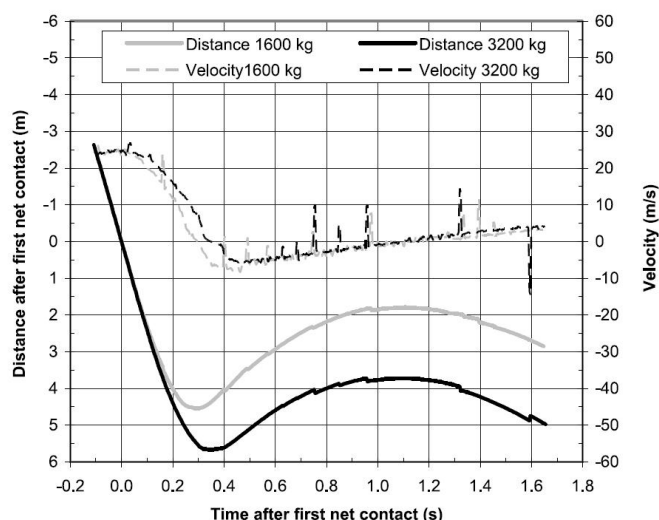


Figure I. 48 : Variation de la flèche du filet et de la vitesse du bloc en fonction du temps, [GER 06]

Les résultats des essais les plus importants, à partir des données publiées dans les certificats correspondants (<http://www.umwelt-schweiz.ch/typenpruefung>), vont être résumés ici. Ils sont les résultats concernant :

- Le processus de freinage de la vitesse du bloc (la distance et le temps de freinage).
- Les forces maximales sur les câbles supérieurs, inférieurs et les câbles de soutien.
- La hauteur nominale du filet et la hauteur résiduelle après l'essai.

Tous les blocs qui tombent atteignent le filet de protection à des vitesses comprises entre 24,9 à 25,2 m/s, ces blocs sollicitent le filet avec une énergie correspondant à leur masse. Pour l'ensemble des barrières testées (de 250 kJ à 3000 kJ), les temps d'arrêt du bloc sont compris entre 0,2 et 0,5 seconde et les distances de freinage sont entre 2,8 et 7,0 mètres. Les résultats sont présentés en Figure I. 49. Pour les essais à 50% d'énergie d'impact, les valeurs sont légèrement à gauche de l'axe de l'énergie nominale correspondante. Ceux des essais à 100% sont présentés légèrement à droite de l'axe.

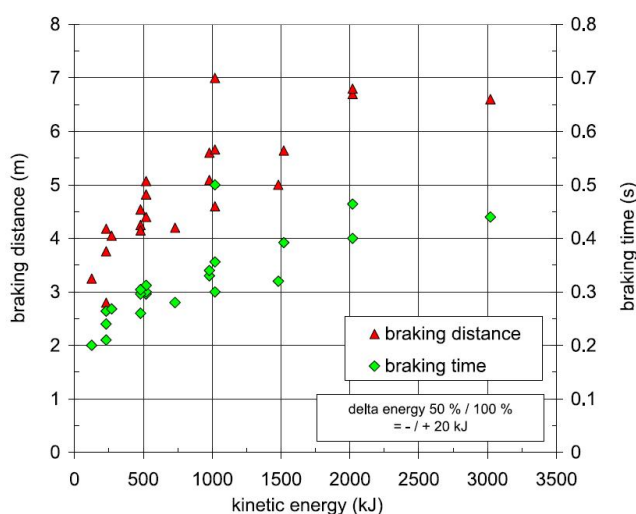


Figure I. 49 : Temps et distance de freinage du bloc, [GER 06]

Toutes les barrières de filets de protection testées ont des câbles inférieurs, supérieurs et des câbles de soutien. Ces éléments sont également présentés dans les résultats des essais. Cela nous permet de comparer ces niveaux maximum sur une plage globale d'énergie comprise entre 250 et 3000 kJ et d'arriver à quelques déclarations générales à l'égard de ces derniers. La plus grande des sommes de 100 à 550 kN est survenue dans les câbles supérieurs. Ces valeurs sont généralement plus élevées que les valeurs des câbles inférieurs qui sont entre 60 à 500 kN. Dans les câbles de soutien, les forces maximales sont entre 35 à 350 kN.

Les hauteurs nominales des barrières testées sont entre 2,1 et 5,0 m. Après les essais à 100 % de l'énergie nominale, les hauteurs résiduelles ont été entre 1,4 et 3,2 m. La Figure I. 50 présente ces résultats avec le niveau des hauteurs résiduelles minimales acceptée par le guide suisse.

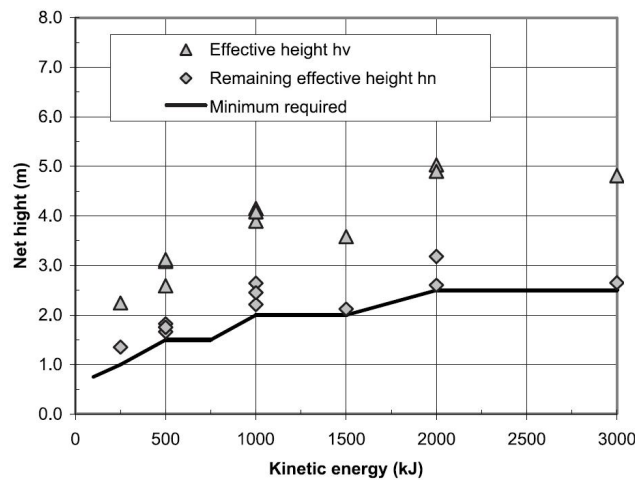


Figure I. 50 : Hauteurs nominales et résiduelles des barrières testées, [GER 06]

Gottardi et Govoni (2010) ont publié aussi des résultats expérimentaux des essais effectués en grandeur réel à la station d'essai situé à Fonzaso en Italie, [GOT 10]. La station d'essais a été améliorée durant les dix dernières années pour pouvoir réaliser des essais conformes aux recommandations de l'ETAG 27. La grue du site d'essai permet de lever des charges jusqu'à 200 kN. La hauteur maximale de largage est de 16 mètres. Une vue générale du site est montrée en Figure I. 51.



Figure I. 51 : Station d'essais de Fonzaso en Italie, [GOT 10]

Un système de précision de topographie a été utilisé pour décrire la géométrie exacte de la barrière avant l'essai et la position du bloc avant le largage.

Un capteur laser situé légèrement en dessus de la ligne horizontale des pieds de poteaux permet de remonter à la vitesse réelle d'impact du bloc. Un tel système enregistre l'interruption de 3 faisceaux laser placé à une courte distance l'un de l'autre et calcule le temps écoulé entre les interruptions avec une erreur inférieure à 1%. La vitesse du bloc au point d'impact optimal est donc extrapolée à partir des données mesurées en supposant un mouvement uniformément accéléré.

Deux caméras rapides placées en face du kit testé et une autre placée sur le côté, permettent d'enregistrer l'évènement dans son ensemble. Ces caméras rapides permettent de contrôler la vitesse du bloc à l'impact, le temps de freinage et de savoir la déflexion maximale du filet. Tous les ancrages amont et latéraux sont équipés avec des capteurs de force de capacité 500 kN. Trois autres capteurs de force installés sur les fondations des poteaux peuvent fournir les trois composantes de la force F_x , F_y et F_z suivant l'axe local du poteau. Les mesures sont faites à une fréquence d'acquisition de 1 kHz.

Les essais sont effectués sur des produits commerciaux de l'entreprise Maccaferri nommés comme suit : CTR 05/07/B, CTR 10/04/B, CTR 20/04/B, l'OM CTR 30/04/A, l'OM CTR 50/07/A. Une barrière typique de cette série est constituée de trois modules fonctionnels de filets maintenus en position par quatre poteaux en acier espacés d'une distance de 10 mètres et inclinés de 10° vers l'amont. Les pieds des poteaux sont articulés et leurs têtes sont maintenues par des haubans amont et latéraux qui à leur tour transfèrent les efforts vers les fondations. La Figure I. 52 illustre les détails d'une barrière cette série.

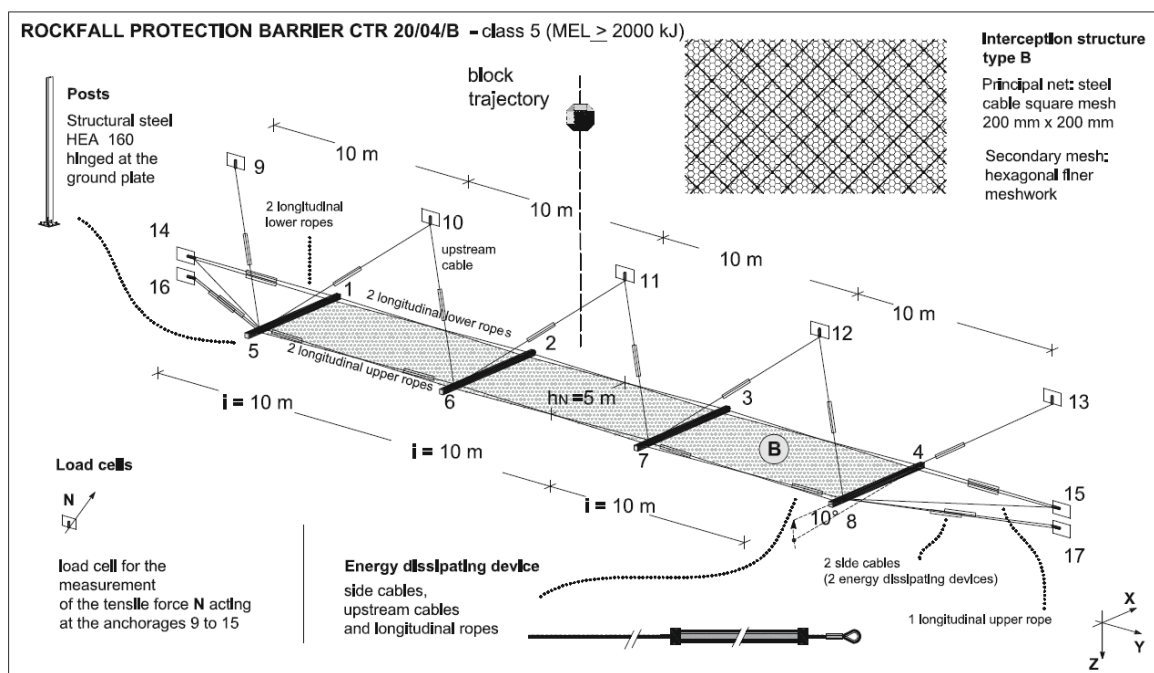


Figure I. 52 : Détails des barrières de protection testées, [GOT 10]

Les principales différences entre les barrières testées résident dans le type du filet, les diamètres des câbles de support et le nombre et la position des dissipateurs d'énergie.

Les essais sont effectués suivant les recommandations de l'ETAG 27. Tous les prototypes de barrières ont été soumis à des essais d'impact suivant le niveau d'énergie maximal MEL, seul les barrières CTR 05/07/B, CTR 10/04/B et OM CTR 30/04/A ont subi des impact suivant l'énergie de service SEL mais juste les résultats du premier largage au

niveau de service seront présentés ici. Le Tableau I. 6 récapitule les données des essais effectués.

Barrier name	Energy MEL/SEL (kJ)	m (kg)	v_i (m/s)	E_{kt} (kJ)	v_m (m/s)	E_{km} (kJ)
CTR 05/07/B	Maximum: 500	1,610	25.6	528	25.44	521
	Service (1st launch): 170	540	25.7	178	25.49	175
CTR 10/04/B	Maximum: 1,000	3,320	25.7	1,100	25.46	1,076
	Service (1st launch): 330	1,085	25.7	359	25.42	351
CTR 20/04/B	Maximum: 2,000	6,855	25.6	2,250	25.35	2,203
OM CTR 30/04/A	Maximum: 3,000	9,560	25.9	3,206	25.61	3,136
	Service (1st launch): 1,000	3,430	26.1	1,168	25.80	1,141
OM CTR 50/07/A	Maximum: 5,000	16,200	25.8	5,392	25.45	5,246

m mass of the concrete test block; v_i estimated velocity of the concrete test block at the impact: $(2g\Delta H)^{1/2}$; E_{kt} estimated kinetic energy of the concrete test block at the impact; v_m measured velocity of the concrete test block at the impact; E_{km} measured kinetic energy of the concrete test block at the impact

Tableau I. 6 : Données des essais, [GOT 10]

Le temps écoulé entre le premier contact du bloc avec la barrière et son élongation maximale a été évalué en comptant le nombre d'images entre ces deux événements enregistrés par une caméra installée en face du kit qui fournit des images avec une fréquence de 23 im/s. Le temps de freinage des essais effectués en fonction de l'énergie d'impact mesurée est montré Figure I. 53. Cette figure montre aussi le temps écoulé pour que le signal de force sur les ancrages atteigne son maximum, t_p . Ces valeurs sont représentées sur la figure par des flèches verticales, elles sont légèrement inférieures aux temps de freinage. Les gros points noirs sur la figure représentent les essais MEL et les points en gris représentent les essais SEL.

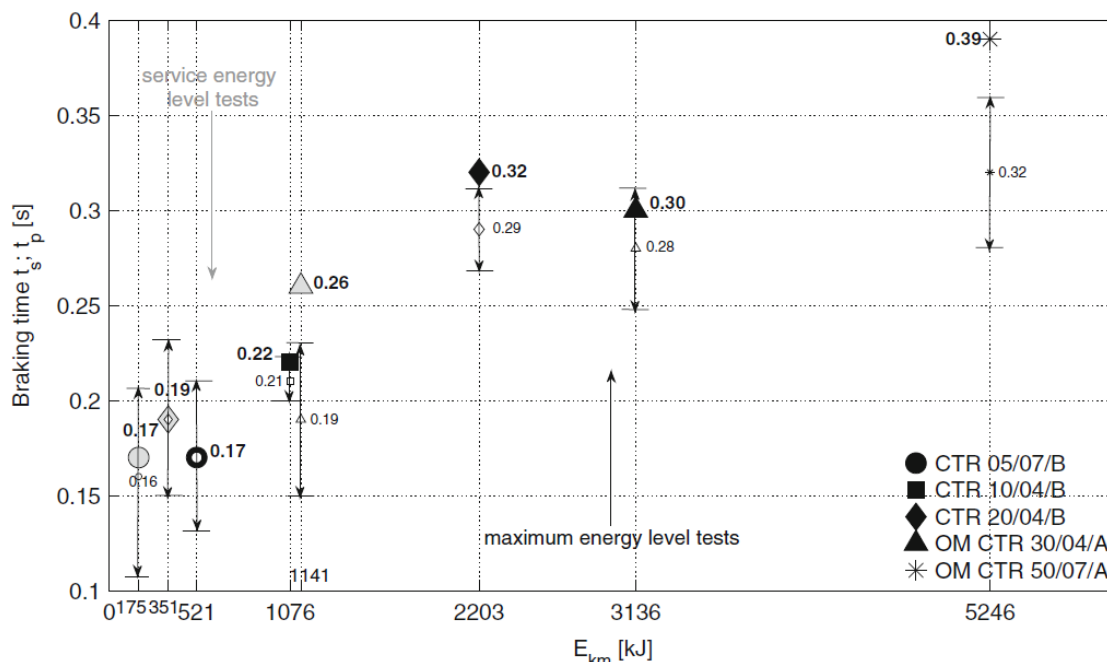


Figure I. 53 : Temps de freinage en fonction de l'énergie d'impact, [GOT 10]

La déformation de la barrière a été décrite par trois paramètres principaux, l'élongation maximale S_m , l'élongation finale S_f et la hauteur résiduelle h_R . Pour une meilleure comparaison entre les barrières testées, ces données ont été normalisées par rapport à la

hauteur nominale. La hauteur résiduelle normalisée pour les essais MEL et SEL était autour de 0,7 et 0,8 respectivement (Figure I. 54).

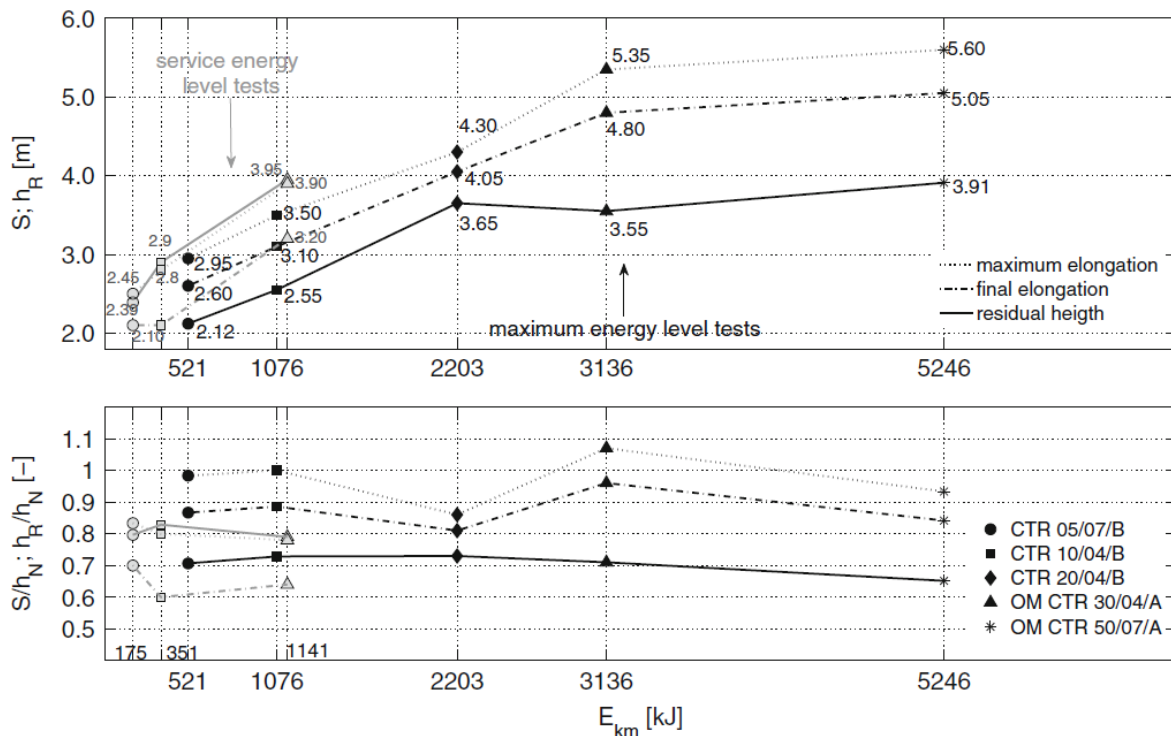


Figure I. 54 : Les paramètres de déformation des barrières testées

Les élongations maximales des kits testés ont tendance à être de 10 à 20 % plus élevées que les élongations finales, fournissant ainsi une indication approximative mais cohérente de la quantité d'énergie élastique du kit, ce qui donne en fait lieu à un important rebond du bloc d'essai.

Les kits de protection sont équipés avec des cellules de mesure de forces agissant sur les ancrages et sur les fondations des poteaux. La Figure I. 55 montre les diagrammes des efforts enregistrés en fonction du temps pour la barrière OM CTR 50/07/A lors de l'essai MEL: en particulier, les forces de traction des dix ancrages en amont (9-13 et 9b-13b) et sur les quatre ancrages latéraux (14-17 et 14b-17 et 14b-17b), ainsi que les trois composantes de la force F agissant à la base des deux poteaux intérieurs (2 et 3) le long des axes de référence locaux (voir Figure I. 52). Les données représentent le cas d'un impact typique correspondant à la chute libre d'un bloc. On constate que les forces augmentent rapidement, atteignent le premier pic dans un intervalle de temps inférieur à une demi-seconde, ensuite, en raison du rebond du bloc, un deuxième pic environ quatre fois plus petit que le premier apparaît après un laps de temps d'environ une seconde. Enfin, un troisième pic a été détecté par les cellules de force avant que les conditions statiques soient finalement atteintes.

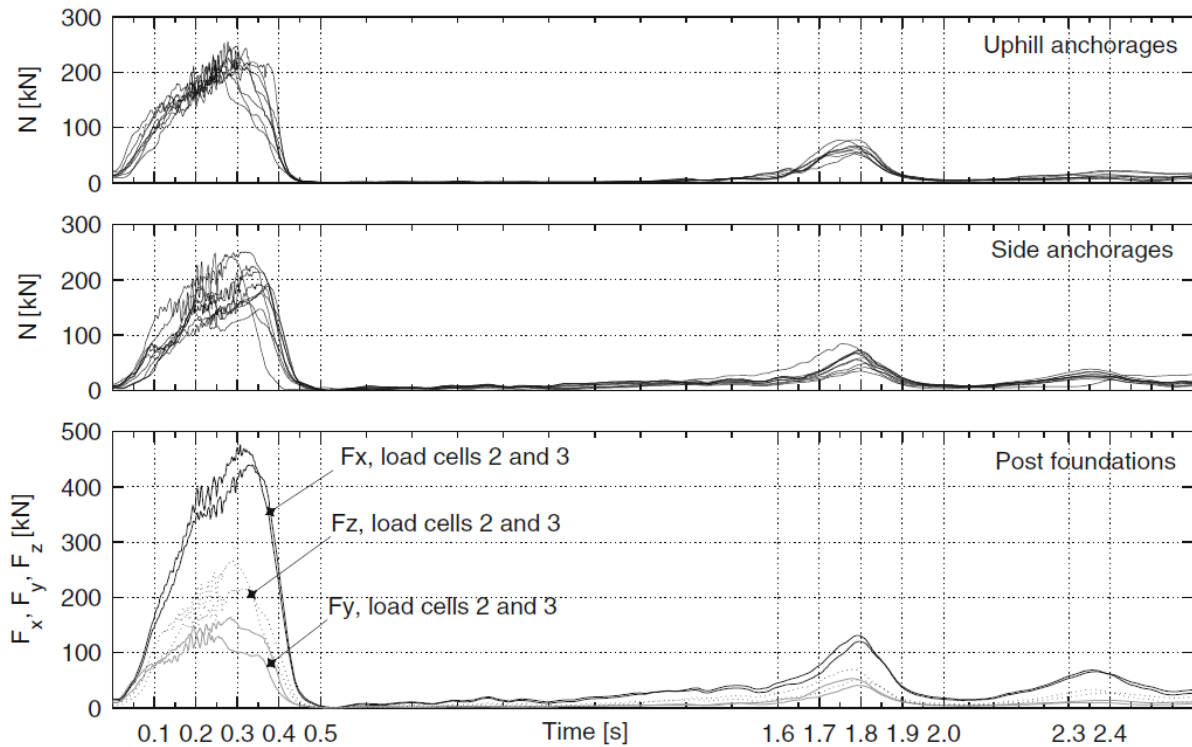


Figure 1. 55 : Forces enregistrées lors des deux premiers secondes d'impact au niveau d'énergie maximal MEL sur la barrière OM CTR 50/70/A

Pour les dissipateurs d'énergie, seule la course de freinage a été mesurée après l'essai. Ces valeurs permettent de fournir une idée sur le schéma de diffusion des efforts. Les auteurs n'ont pas pu réaliser des essais de caractérisation dynamique des dissipateur d'énergie et donc les informations sur la quantité d'énergie dissipée par les freins n'est pas disponible.

En outre, concernant les mesures vidéo, compte tenu de la fréquence d'acquisition de la caméra (23 image/s) par rapport au temps d'impact du bloc (temps maximum = 0,39 s), il est sans doute possible d'améliorer significativement la précision de ces mesures de vitesse, de temps et de distance d'arrêt.

1.5.2. Modélisations numériques

1.5.2.1. Approche continue par la méthode des éléments finis MEF

1.5.2.1.1. Présentation de la méthode MEF

La méthode des éléments finis (MEF) est une approche numérique destinée à résoudre des équations aux dérivées partielles [ZIE 77]. Cette méthode peut être utilisée dans plusieurs domaines (mécanique des fluides, mécanique des solides, thermique, etc) et est très bien adapté pour la modélisation de matériaux continus. Afin d'obtenir le champ de déplacement en fonction des chargements appliqués, le système est discrétisé en éléments finis et les déplacements sont obtenus à chaque nœud. Des comportements de matériaux complexes, contenant diverses non-linéarités, peuvent être pris en compte (élasto-plastique, visco-élasto-plastique, matériaux endommageables, etc). En outre, les grands déplacements et grandes rotations peuvent aussi être décrits, ainsi que les contacts ou les propagations des fissures [MEO 99]. Toutefois, la prise en compte des non-linéarités (géométriques, contact, matériau, etc) conduisent à l'utilisation d'algorithmes de résolution complexes où les critères de convergence ne sont pas toujours facile à assurer.

La méthode explicite est considérée comme moins "pure" que la méthode implicite dans le sens qu'il n'y a pas d'itération de correction d'équilibre après chaque incrément de chargement. Elle permet justement de passer les caps difficiles d'un calcul incrémental ; difficultés qui ne sont parfois que très localisées mais qui se traduisent par une impossibilité de convergence et donc par une absence de solution dans le cas d'un calcul implicite.

La méthode explicite en temps peut aussi permettre, à partir d'un calcul dynamique, de retrouver un résultat statique en introduisant un amortissement numérique. D'un point de vue pratique, l'intérêt peut sembler limité étant donné qu'un calcul statique est relativement rapide par rapport à cette approche. Mais, dans le cas de structures complexes le calcul statique est parfois impossible du fait d'un trop grand nombre de degrés de liberté. Il s'agit donc de trouver le coefficient optimal pour que la phase transitoire soit la plus courte possible.

Un calcul dynamique explicite présente un intérêt dans les cas faisant intervenir un grand nombre de degrés de liberté puisqu'on ne calcule pas la matrice de raideur dont l'assemblage est fort coûteux en temps de calcul. Cependant, si les paramètres du calcul dynamique ne sont pas bien maîtrisés, notamment l'amortissement, on peut ne jamais obtenir de solution stable. Il s'agit donc de déterminer ici, une méthode de calcul du terme d'amortissement intervenant dans les calculs dynamiques explicites.

En ce qui concerne les calculs en dynamique, la différence entre la méthode explicite et la méthode implicite provient de l'instant où est calculé l'équilibre. En effet, pour la méthode implicite, l'équilibre est calculé à $t + \Delta t$ alors que pour la méthode explicite, l'équilibre est calculé à t . Dans ce cas, le système à résoudre, exprimé à l'instant t est classiquement :

$$M.X'' + CX' + KX = F$$

- M = masse
- X'' = pseudo-accélération
- K = raideur
- X = déplacement (déformée)
- C = amortissement
- X' = vitesse
- F = Forces extérieures appliqués

1.5.2.1.2. Modélisation du filet et de ses composants par la MEF

1.5.2.1.2.1. Modélisation par des éléments de poutres et de barres

Cazzani et al ont adopté en 2002 une approche qui se base sur des simulations numériques d'un événement dynamique dans le cas d'une chute de blocs contre les filets de protection à l'aide d'un code éléments finis [CAZ 02].

Les objectifs d'une telle approche étaient :

- Montrer qu'un modèle éléments finis traduisant l'impact d'un bloc contre un écran peut être formulé et permet de retrouver les caractères fondamentaux des phénomènes physiques observés.
- Evaluer la capacité du modèle à rendre compte des effets des paramètres d'impact, tels que la taille, la forme, la vitesse et le point d'impact du bloc.
- Proposer d'adopter la simulation numérique comme un nouvel outil bon marché pour dimensionner les filets.

Cazzani et al. (2002) ont considéré que le bloc a la forme d'une sphère de diamètre D pour deux raisons :

- Caractériser l'impact de la manière la plus simple, sans le besoin de préciser l'orientation du bloc par rapport au filet.
- L'absence de tout bord aigu, ce qui permet l'évaluation de la réponse globale du filet sans tenir compte des déchirures locales qui sont très difficile à prendre en compte avec la méthode des éléments finis.

Ils ont considéré aussi que le bloc est parfaitement rigide, il ne se divise ni se fragmente.

Le choc d'un bloc contre un seul module de l'écran est tout d'abord considéré pour obtenir des informations préliminaires sur le comportement du filet. L'étude a été menée à l'aide du code aux éléments finis "ABAQUS/Explicit" (Figure I. 56).

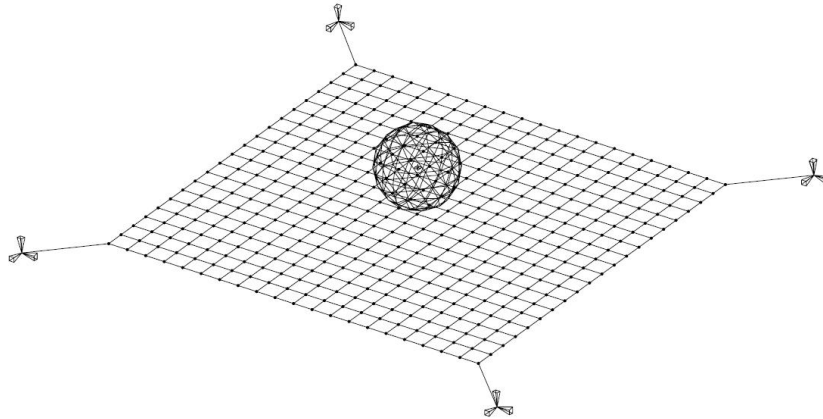


Figure I. 56 : Modèle éléments finis, [CAZ 02]

Le panneau de 5 m × 5 m dont les mailles sont de 0,2 m × 0,2 m est considéré fixe et suspendu à ses sommets par quatre dissipateurs d'énergie alignés avec les diagonales.

Le filet et les dissipateurs d'énergie sont représentés par des éléments de barres 3D. Les câbles de la nappe ont pour diamètre 8 mm et ceux du pourtour 16mm. Chaque intersection entre les mailles et le câble de pourtour a été considéré comme une articulation sphérique. Le bloc impactant perpendiculairement le filet est modélisé par des éléments triangulaires rigides.

Trois cas d'impact ont été étudiés (Figure I. 57):

- La gravité n'est pas prise en compte
- Cas 1 : La vitesse et la gravité sont dans la même direction
- Cas 2 : La vitesse est perpendiculaire à la gravité

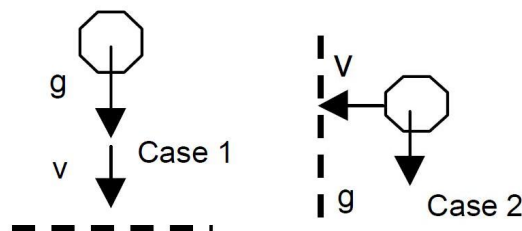


Figure I. 57 : Cas d'impact étudiés, [CAZ 02]

Les Figure I. 58 et Figure I. 59 représentent les variations de l'énergie cinétique limite et de la vitesse limite en fonction du diamètre du bloc. Le terme "limite" traduit la capacité portante maximale de la structure sans aucune rupture dans ses composants même si cette rupture n'influe pas sur la tenue globale.

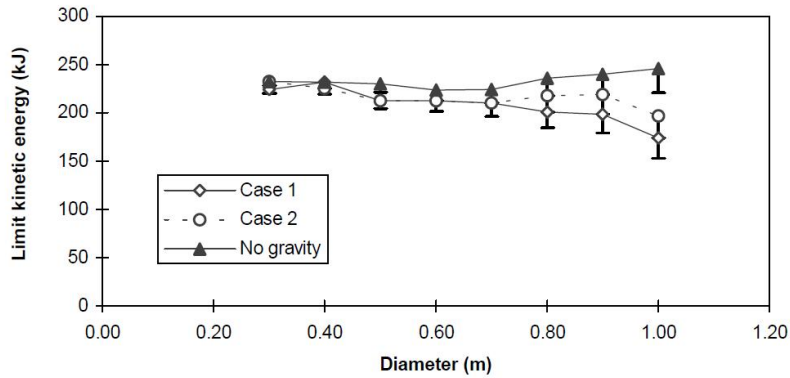


Figure I. 58 : Energie cinétique en fonction du diamètre du bloc, [CAZ 02]

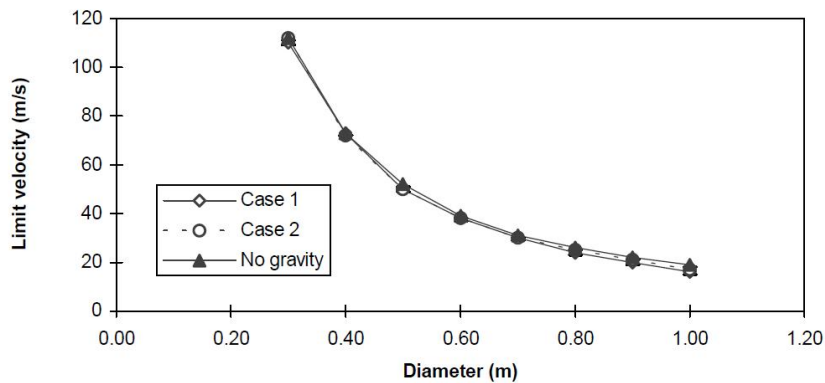


Figure I. 59 : Courbe vitesse en fonction du diamètre du bloc, [CAZ 02]

Ces figures montrent que la vitesse est une fonction non-linéaire du diamètre du bloc, alors que l'énergie cinétique n'est pas constante en fonction du diamètre du bloc.

Cazzani et al (2002) ont aussi mené une étude paramétrique qui permet de quantifier l'effet de la position d'impact sur le comportement du filet, ils ont considéré quatre diamètres différents de bloc : 0,25, 0,5, 0,75 et 1,00 m, les dimensions du filet et ses conditions aux limites restant inchangées. Ils ont considéré que le bloc peut entrer en collision avec le panneau au centre O et en 9 autres points (A-I), (Figure I. 60).

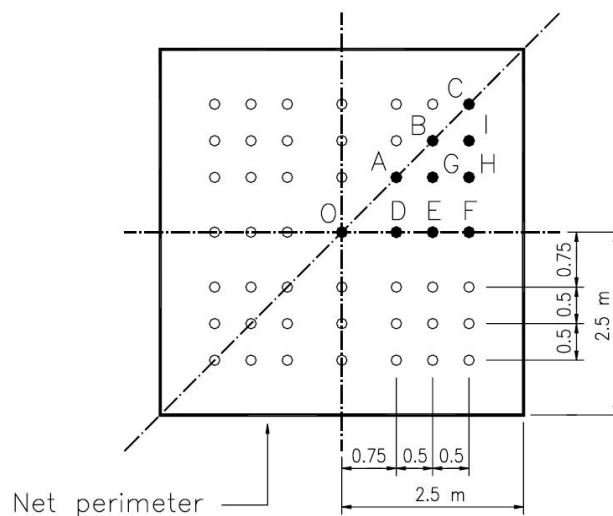


Figure I. 60 : Positions d'impact, [CAZ 02]

Leurs résultats montrent que le point de collision et la taille du bloc affecte, d'une manière significative, la résistance du module. Dans le cas d'un bloc de diamètre 0.5 m impactant le panneau au centre, l'énergie cinétique ($E_{c \max} = 239 \text{ KJ}$) est dissipée, tandis que si l'impact se produit près d'un sommet, seulement 39 % de l'énergie cinétique est dissipée.

Cazzani et al (2002) ont développé aussi des simulations numériques à l'aide de la méthode des éléments finis pour modéliser l'impact d'un bloc sur un écran de filets à 3 modules [CAZ 02]. Ils ont modélisé les écrans testés par Peila et al (1998) [PEI 98] et ont comparé leurs résultats numériques à ceux obtenus expérimentalement. Leur étude se concentre principalement sur l'écran de type TSB6. Il est formé de trois panneaux. Chaque panneau a une longueur de 10 m et une largeur de 3 m (Figure I. 61).

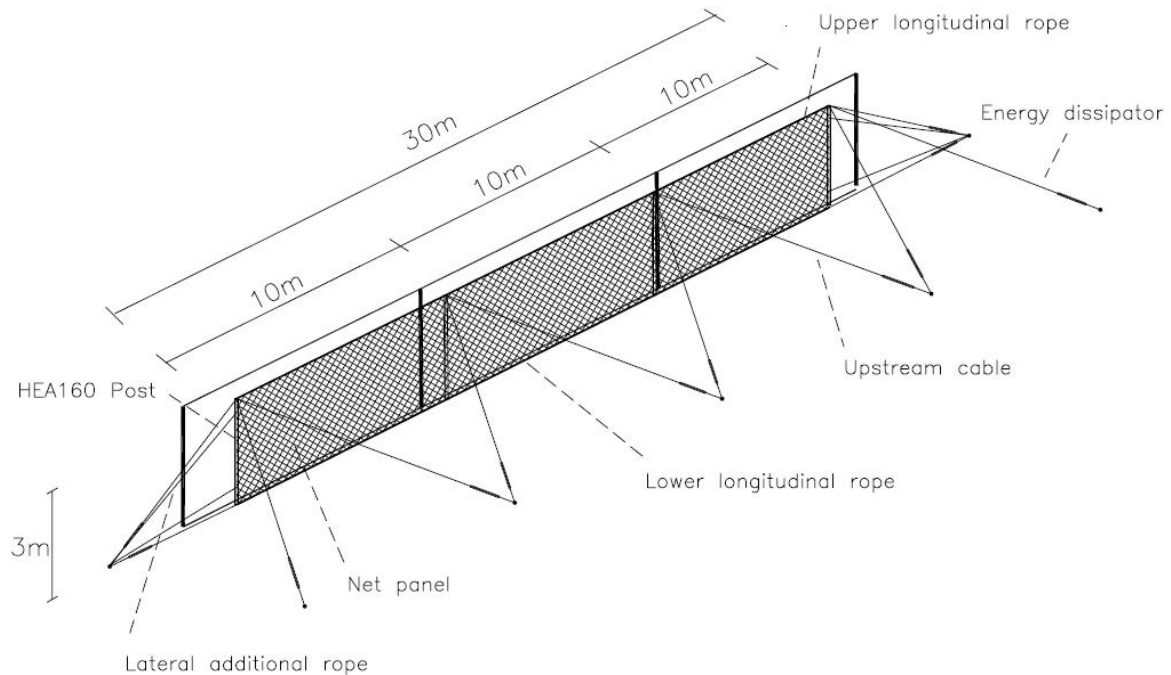


Figure I. 61 : Géométrie de l'écran modélisé par [CAZ 02]

Cet écran a les mêmes propriétés géométriques que le panneau étudié ci-dessus, mais les mailles sont inclinées à 45° par rapport à l'horizontale. La nappe et le bloc sont modélisés de la même façon, les poteaux sont modélisés à l'aide de 10 éléments poutres 3D à 2 nœuds. Les liens entre les câbles longitudinaux supérieurs et les sommets des poteaux sont modélisés par de petits treillis ne permettant que de faibles mouvements relatifs. Enfin, les fondations sont considérées parfaitement rigides.

Initialement, le filet se trouve fixé dans un plan vertical. La trajectoire du bloc rocheux entrant en collision avec le panneau est sur un plan formant un angle $\alpha = 50^\circ$ avec la direction verticale du panneau (Figure I. 62).

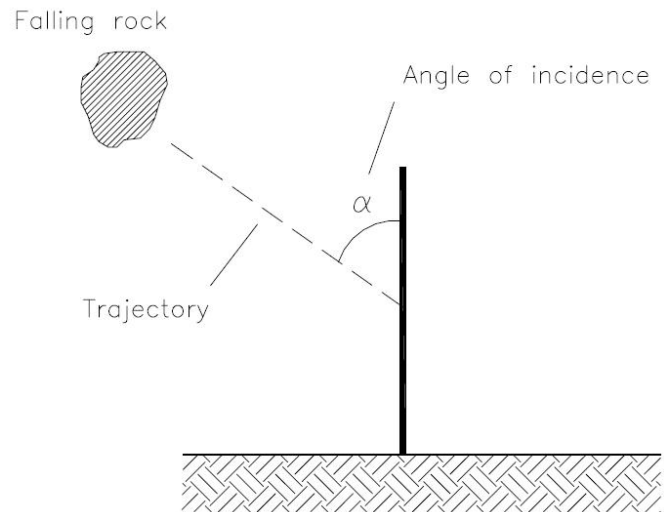


Figure I. 62 : Trajectoire du bloc par rapport au filet, [CAZ 02]

La comparaison des résultats expérimentaux et numériques, résumés au Tableau I. 7, permet de conclure que les résultats expérimentaux sont sous-estimés d'environ 10 % en termes de vitesse (Figure I. 63). Cela est dû sans doute à la présence de plusieurs dispositifs de dissipation qui ne sont pas bien représentés dans le modèle.

	M (kg)	V_{lim} (m/s)	E_{c lim} (kJ)	f_{max} (m)	t_{arrêt} (s)
TSB 6 - Résultats expérimentaux	3300	20	660	4,6	0,75
TSB6 - Simulation E.F	3300	18	535	3,5	0,5

Tableau I. 7 : Comparaison entre résultats expérimentaux (Peila et al) et numériques, [CAZ 02]

M : masse du bloc, V_{lim} : vitesse limite, $E_{c lim}$: énergie cinétique limite, f_{max} : flèche maximale, $t_{arrêt}$: temps d'arrêt.

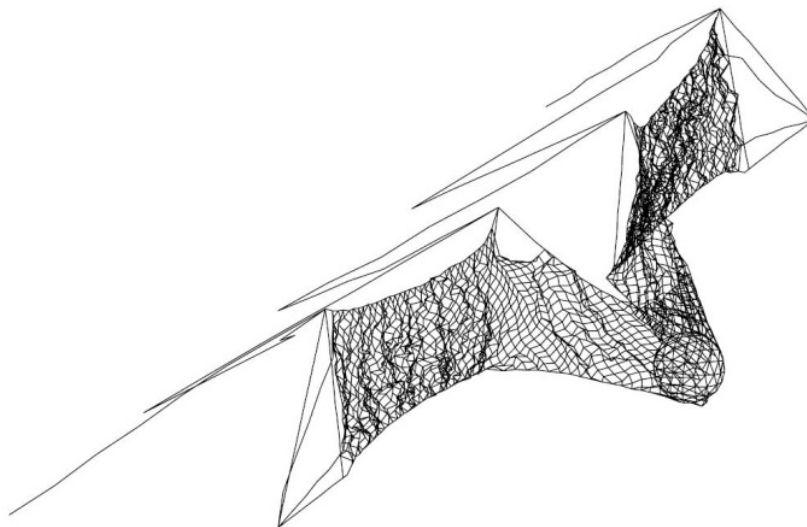


Figure I. 63 : Modélisation de l'impact d'un bloc (diamètre 1,35m, vitesse 18 m/s) [CAZ 02]

L'effet de la taille du bloc sur la vitesse limite (V_{lim}) et sur l'énergie cinétique limite ($E_{c_{lim}}$) est également évalué pour des impacts centraux (Tableau I. 8).

D (m)	V_{lim} (m/s)	V_{cr} (m/s)	$E_{c_{lim}}$ (kJ)	$E_{c_{cr}}$ (kJ)
0.30	54	54	54	54
0.50	44	44	165	165
0.75	28	34	225	332
1.00	21	26	300	460
1.30	16	19	383	540

Tableau I. 8 : Effet de la taille du bloc sur la vitesse critique [CAZ 02]

Il est à noter que le comportement du système à trois panneaux rectangulaires est différent de celui d'un seul panneau carré. Cette différence peut être due à :

- dans le cas d'un seul panneau, le choc est perpendiculaire alors qu'il est oblique pour les cas du système entier et donc la contribution du frottement est beaucoup plus importante.
- la nappe est carrée avec des mailles orthogonales pour le cas d'un seul panneau alors que pour la structure entière elle est rectangulaire et les mailles sont inclinées à 45°. Cette différence change le mécanisme de distribution des charges durant l'impact.

Une autre étude qui consiste à déterminer l'effet de la position d'impact sur l'énergie maximale dissipée par l'écran ($E_{critique}$) a été réalisée [CAZ 02]. L'impact se fait toujours sur le module central, les positions d'impact sont désignées par des lettres de A à I, (Figure I. 64).

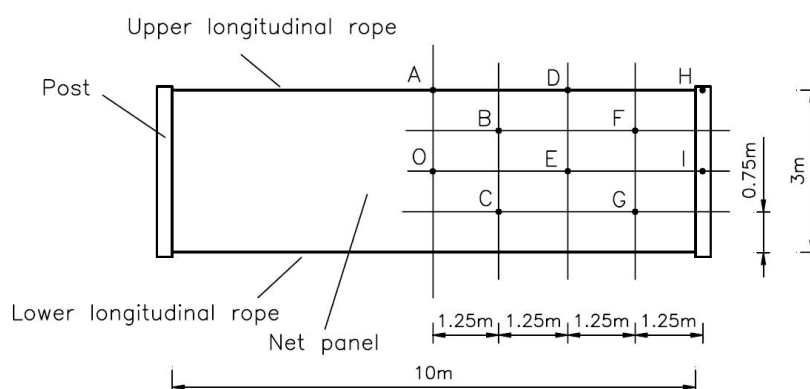


Figure I. 64 : Positions des impacts sur le module central [CAZ 02]

Les résultats, résumés en Tableau I. 9, montrent que l'impact en plein centre de l'écran n'est pas la position la plus critique, ce qui est attendu, par contre ce n'est pas non plus la position la plus favorable, ce qui est moins évident. La position E est la plus dangereuse pour l'écran. Les calculs d'impact de poteau sont fortement liés aux conditions aux limites des pieds des poteaux. Dans le cas de cette étude les pieds des poteaux sont encastés.

	E_{critique} pour D = 0.30 m	E_{critique} pour D = 0.75 m	E_{critique} pour D = 1.30 m
Position O	54	332	540
Position A	203	437	659
Position B	46	332	383
Position C	39	294	336
Position D	98	209	215
Position E	32	194	215
Position F	36	276	253
Position G	39	258	293
Position H	142	294	861
Position I	71	194	432

Tableau I. 9 : Effet de la position d'impact pour 3 tailles de blocs différents [CAZ 02]

1.5.2.1.2.2. Modélisation par des ressorts

Volkwein *et al.* (2004) ont modélisé les filets ASM en se basant sur le principe de différences centrées. Le processus dépendant du temps est décrit par un algorithme explicite qui suppose l'équilibre entre l'élément et les forces externes pour des intervalles de temps très petits, ([VOL 04], [EDO 02], [GRA 03]).

Dans la Figure I. 65 on remarque bien que les cellules de rives sont plus sollicitées que les cellules centrales et donc se déforiment plus. La discrétisation des mailles ainsi qu'un modèle de maille à 4 nœuds pour les cellules centrales et à 3 nœuds pour les cellules de rive sont montrés Figure I. 66.



Figure I. 65 : Sollicitation des cellules de rive et des cellules centrales, [VOL 04]

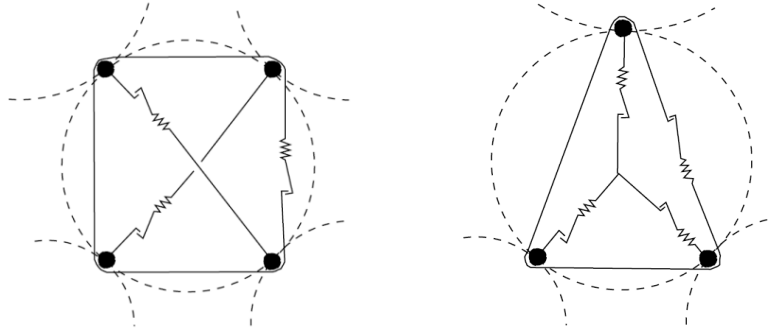


Figure I. 66 : Modèle proposé pour les cellules centrales et les cellules de rive [VOL 04]

Cette modélisation comporte deux éléments différents :

Pour les cellules centrales :

- 2 ressorts en tension suivant la diagonale, caractérisés par une rigidité k_b .
- 1 ressort sur la circonférence, qui lorsqu'il atteint la longueur totale l_{min} « active » une rigidité k_t jusqu'à la charge maximale de rupture N_{max} .

Pour les cellules de rive :

- 3 ressorts en tension suivant les médianes, caractérisés par une rigidité k_b .
- 1 ressort sur la circonférence, qui lorsqu'il atteint la longueur totale l_{min} « active » une rigidité k_t jusqu'à la charge maximale de rupture N_{max} .

Cette modélisation permet de simuler toutes les phases du comportement non-linéaire des mailles. Les paramètres du modèle ont été calibrés à l'aide d'essais mécaniques de traction. Il est à noter que de nombreuses difficultés semblent intervenir dans les différentes études pour modéliser les structures formées de câbles. L'élément « câble » dans les modèles numériques ne subit aucune flexion alors qu'en réalité, une flexion, certes minime est toutefois discernable. L'élément « poutre » peut être utilisé mais cette fois-ci, la rigidité est trop importante et la déformation de l'élément sous flexion est faible, c'est pourquoi dans la plupart des études, les auteurs prennent des éléments de ressorts.

Pour déterminer le comportement non linéaire et la capacité d'absorption d'énergie d'un anneau, des essais de traction quasi-statiques ont été effectués. Différentes configurations, s'agissant d'anneau simple ou d'un groupe d'anneau, ont été testées et modélisées (Figure I. 67). L'essai avec un groupe d'anneau sert à quantifier le frottement induit entre les anneaux.

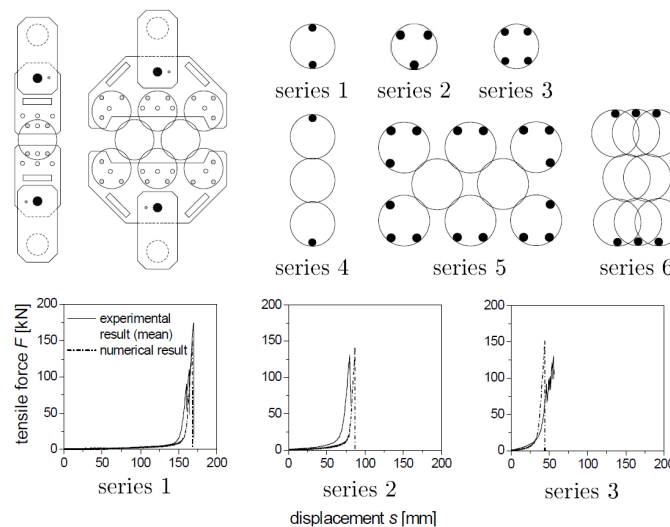


Figure I. 67 : Caractérisation d'un anneau ou groupe d'anneaux : comparaison essais-calculs

On constate généralement qu'au moment de l'impact, les mailles se concentrent dans la partie déformée du filet comme le montre la Figure I. 68. Cet effet est couramment nommé « effet rideau ». Il semble indispensable de le modéliser si on veut obtenir le bon schéma de diffusion des efforts.



Figure I. 68 : Concentration des mailles le long du câble de pourtour, [VOL 04]

Les travaux de [VOL 04] et [AND 02] offrent une modélisation possible de cet effet. Des éléments nodaux sont disposés le long des câbles de pourtour (Figure I. 69). Les nœuds intermédiaires peuvent se déplacer suivant un plan. Un équilibre des forces aux nœuds impose d'équilibrer les forces des câbles de gauche et de droite. Le câble agit alors entre les nœuds 1-2, 2-3 et 3-4 comme un ressort.

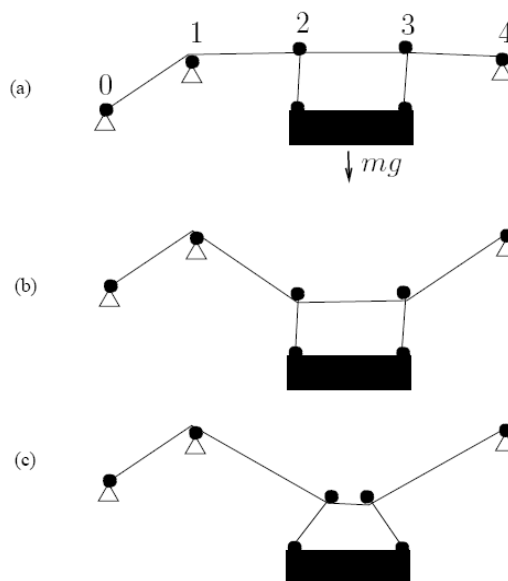


Figure I. 69 : Modélisation des câbles de Pourtour, [VOL 04]

L'essai d'impact sur le filet présenté plus haut a été modélisé. La Figure I. 70 montre la comparaison entre les résultats numériques issus de cette approche et les résultats expérimentaux. Les données expérimentales ont été mesurées via le bloc qui était instrumenté par des accéléromètres. Les courbes montrent la composante verticale de l'accélération du bloc. L'instant $t = 0$ s correspond au contact entre le bloc et le filet.

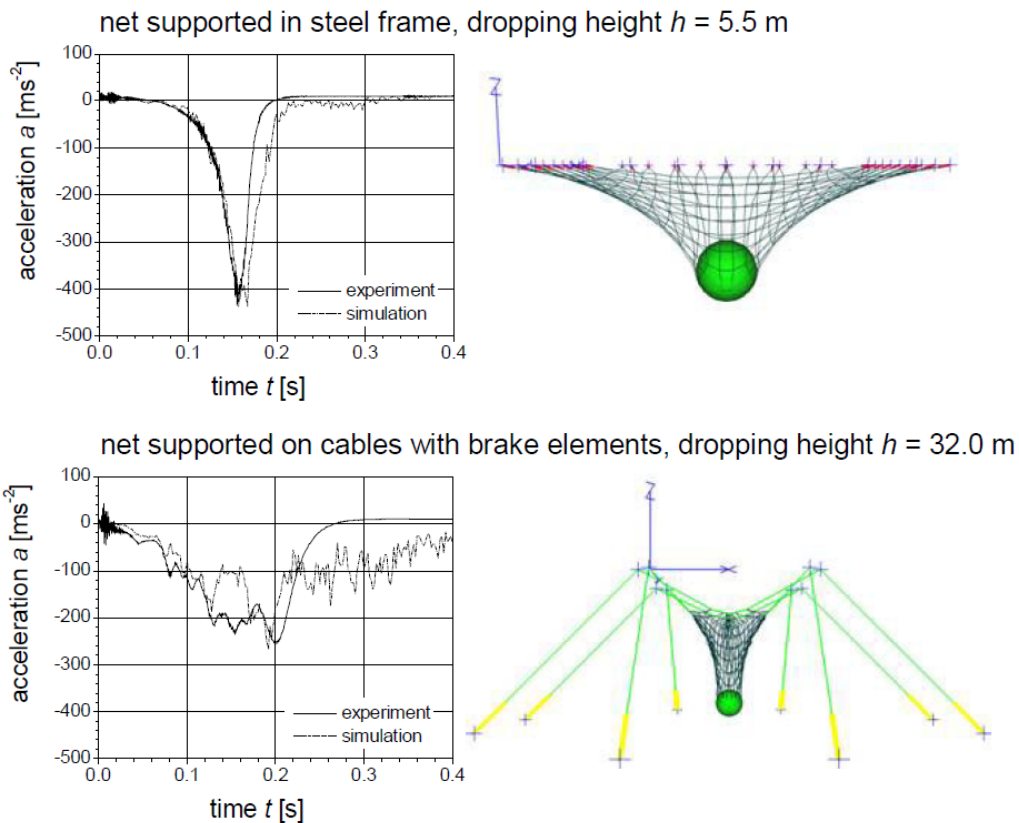


Figure I. 70 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques de l'essai d'impact sur un filet ASM avec 5 spires par anneau. Masse du bloc = 825 kg. [GRA 03]

1.5.2.1.2.3. Modélisation par une membrane équivalente

Sasiharan et al (2006) ont simulé les filets utilisés pour les ouvrages de type « filet pendu », [SAS 06]. Ces filets peuvent être modélisés par une membrane équivalente. Les câbles de pourtour par une poutre hybride qui est un élément de la librairie Abaqus. Les éléments hybrides ont des variables internes supplémentaires liées à la force axiale dans la poutre et doivent être utilisés pour des poutres extrêmement flexibles. Les liens du filet avec les ancrages sont modélisés par des rotules (Figure I. 71).

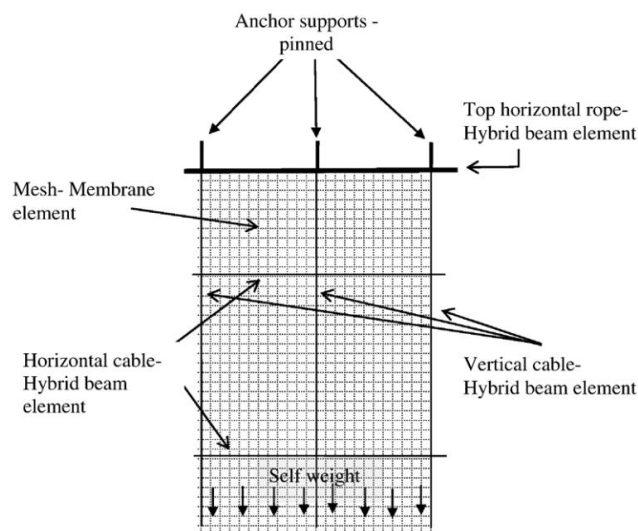


Figure I. 71 : Modélisation proposée pour le filet, [SAS 06]

Ci-dessous, Figure I. 72, la modélisation d'un filet pendu suivant ce principe d'homogénéisation par membrane équivalente.

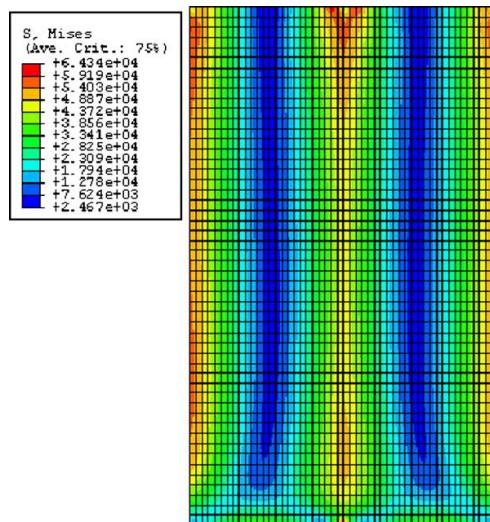


Figure I. 72 : Distribution des contraintes de Von Mises sur la nappe de filet

I.5.2.2. Approche discrète par la méthode des éléments discrets MED

I.5.2.2.1. Présentation de la méthode MED

La méthode des éléments discrets est une méthode numérique développée par Cundall & Strack [CUN 79] pour modéliser à l'origine l'assemblage d'éléments granulaires. Cette méthode largement utilisée de nos jours, est utilisée pour un spectre de plus en plus large en termes d'applications, et souvent pour des études visant à capturer des discontinuités très localisés: écoulements granulaires, béton, propagation d'ondes : ouverture de cavités, ouvrages géotechniques dans leur environnement.

La méthode des éléments discrets modélise les interactions entre éléments particuliers. Les éléments de base sont des particules sphériques considérées comme des corps rigides. Toutes les particules interagissent les unes avec les autres par l'intermédiaire de lois de contact ou des lois d'interaction à distance (Figure I. 73).

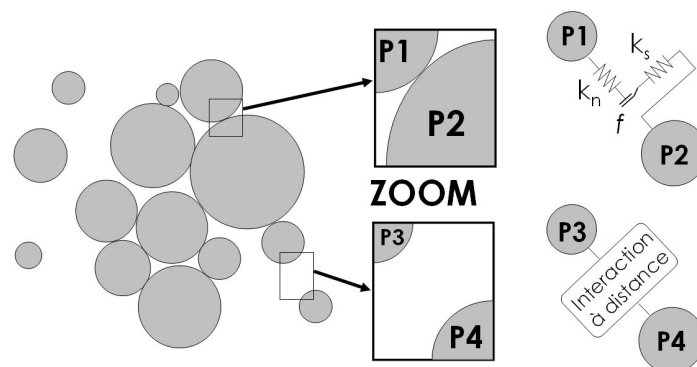


Figure I. 73 : Interactions entre éléments par la méthode des éléments discrets, (k_n , raideur normale, k_s raideur tangentielle, f coefficient de friction)

Lorsqu'un contact existe, la force d'interaction s'exerce proportionnellement à la pénétration entre les éléments concernés, pénétration qui reste très limitée comparativement à la taille des éléments. La force et la pénétration sont pilotées par la raideur normale k_n , et la raideur tangentielle, k_s . La force tangentielle maximum dépend de l'angle de friction défini par la loi de Coulomb. Le coefficient de friction f (Figure I. 73) est défini comme $f = \tan \Phi$, où Φ est l'angle de friction entre les éléments en contact. Des lois d'interaction à distance sont introduites par l'utilisateur et peuvent représenter des comportements particuliers pour des éléments qui ne sont pas en contact direct. L'objectif de la méthode des éléments discrets est la détermination, quel que soit l'instant t considéré et pour un pas de temps dt , des positions de toutes les particules du milieu et des forces appliquées sur toutes les particules. Au début du cycle de calcul, les positions de toutes les particules au temps t et toutes les forces de contact au temps $t - dt$ sont connues. Le calcul des positions de toutes les particules au temps $t + dt$ et de toutes les forces de contact au temps t est réalisé en 4 étapes (Figure I. 74) :

- Etape 1 : mise à jour des contacts et des interpénétrations entre particules à partir des positions des particules au temps t ;
- Etape 2 : calcul et stockage de toutes les forces de contact au temps t à partir des interpénétrations calculées à l'étape 1 et des forces de contact au temps $t - dt$ par application de la loi de contact ;
- Etape 3 : calcul du déplacement des particules entre les temps t et $t + dt$ par résolution des équations issues du principe fondamental de la dynamique ;
- Etape 4 : calcul des positions des particules au temps $t + dt$.

A la fin du cycle de calcul, la connaissance des positions des particules au temps $t + dt$ et de toutes les forces de contact au temps t permet d'initier le cycle de calcul au pas de temps suivant.

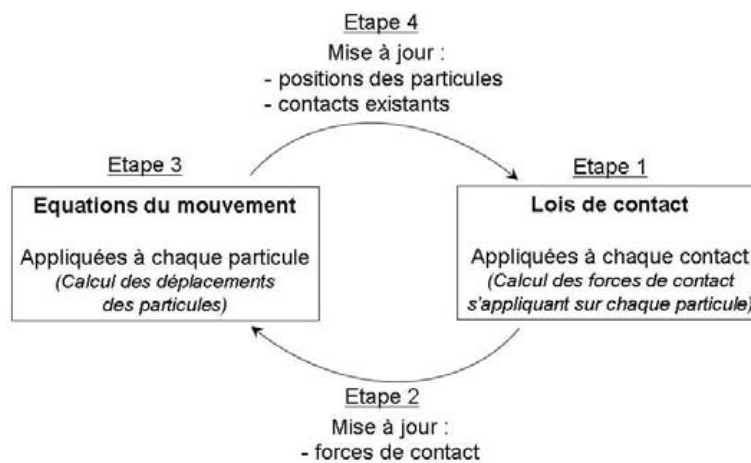


Figure I. 74 : Cycle de calcul de la méthode des éléments discrets

1.5.2.2. Modélisation du filet et de ses composants par la MED

[NIC 01] a proposé une modélisation basée sur la méthode des éléments discrets. L'idée fondamentale est de décrire la nappe de filet par un assemblage de nœuds, en lesquels la masse totale est distribuée de façon homogène. Cela permet de remplacer une structure continue par un système de points matériels, dont la description mécanique est beaucoup plus simple. A chaque anneau sera affecté un nœud I , de masse m , confondu avec son centre d'inertie, Figure I. 75.

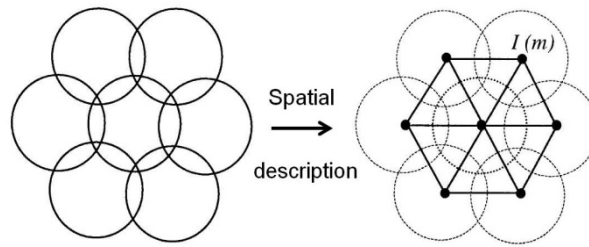


Figure I. 75 : Discrétisation spatiale des anneaux ASM, [NIC 01]

En négligeant les aspects tridimensionnels de la nappe, liés à l'organisation des anneaux, et en considérant une nappe de grande dimension, suffisamment tendue, les hypothèses suivantes pourront être raisonnablement retenues :

- Le contact entre deux anneaux voisins demeure quasi-ponctuel.
- Le motif élémentaire est plan.

Avec ces hypothèses, on peut supposer, en première approximation, que la liaison entre les anneaux ne transmet que des efforts de traction. Comme il a été évoqué précédemment, chaque anneau est modélisé par un nœud ; la liaison entre anneaux sera donc modélisée par une barre qui ne résiste qu'à la traction. De cette façon, le système sera globalement modélisé par un treillis articulé dont les barres ne résistent qu'à des efforts de traction.

Dans le motif élémentaire (Figure I. 75), on observe que les sept anneaux réels sont modélisés par les douze barres correspondant aux douze liaisons réelles. Le comportement de ces barres fictives sera défini à partir du comportement réel de la liaison entre anneaux, que l'on évaluera avec des essais expérimentaux. A ce titre, on peut noter que le comportement réel de la liaison entre deux anneaux sera assimilé à celui d'un anneau soumis à un essai de traction uni-axiale dans son plan. On remarquera également que le comportement sera défini sur un élément mono-dimensionnel (une barre), sollicité uniquement en traction. Le modèle de comportement sera donc décrit par une relation entre deux scalaires (la traction et l'allongement). En revanche, compte tenu de l'effet de structure, le comportement du filet est tri-dimensionnel; le modèle prend bien en compte cet effet de structure : par exemple, une traction sur deux nœuds opposés (I_2 et I_5) va en particulier générer une évolution des efforts dans les autres barres du motif élémentaires.

En conclusion, la description proposée offre l'avantage d'une mise en œuvre aisée de l'analyse de l'équilibre des nœuds; elle s'appuie sur un type d'essai expérimental particulièrement simple à mettre en œuvre. Toutefois, cette description n'offre qu'une image réduite de la réalité. Il convient de noter qu'elle ne prend pas en compte la nature des contacts entre les anneaux, source de dissipation d'énergie par frottement, ni le caractère tridimensionnel de la déformation des anneaux.

La réalisation d'essais expérimentaux sur des portions de nappe comportant plusieurs anneaux permet d'apprécier quantitativement la performance du modèle, par comparaison des résultats expérimentaux aux prédictions de ce dernier.

Afin de poursuivre la modélisation en éléments discrets, une maille seule est considérée car le comportement mécanique doit être analysé sans aucune interaction des autres mailles. Un essai de traction sur la maille seule est alors effectué. Le graphique (Figure I. 76) montre la courbe force – allongement de la cellule.

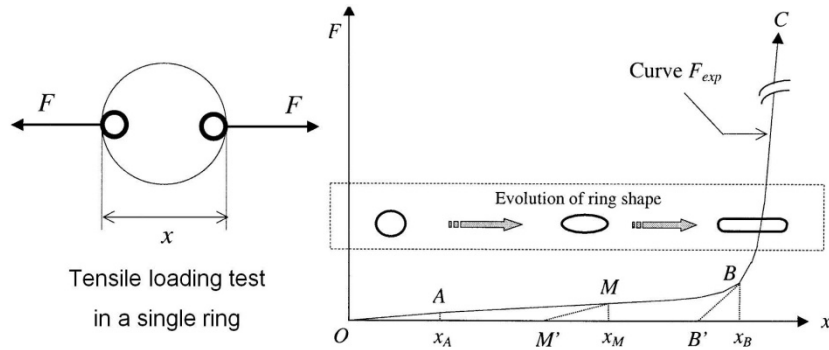


Figure I. 76 : Comportement en traction d'un anneau, [NIC 01]

Un équilibre des forces permet d'obtenir une relation entre le déplacement de la maille x_i et la force F_{exp} qui lui est appliquée. Procédant par étapes, on considère que F_{exp} est linéaire entre x_i et x_{i+1} . Un deuxième essai mené sur une cellule de 7 anneaux (1 central et 6 périphériques) permet de valider le comportement de la structure (Figure I. 77).

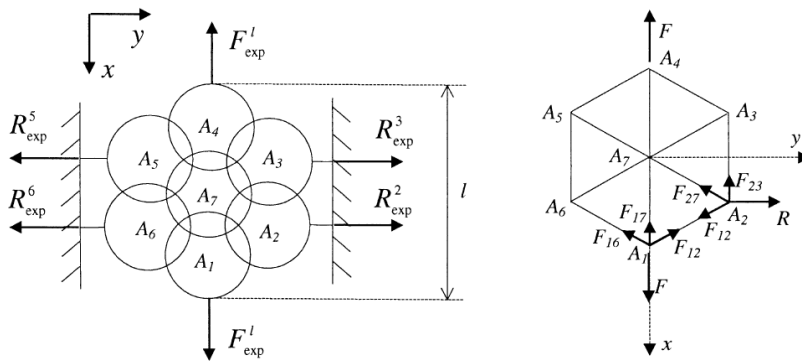


Figure I. 77 : Essai de traction sur 7 anneaux et modèle mécanique associé, [NIC 01]

Le modèle numérique élaboré à partir de l'essai de traction sur un anneau simple a été recalé ici pour s'approcher au mieux du comportement expérimental obtenu. Ce recalage a eu pour effet de diminuer la raideur du modèle dans la zone des grandes déformations. La Figure I. 78 montre une comparaison entre le comportement expérimental et numérique, l'adéquation est très bonne.

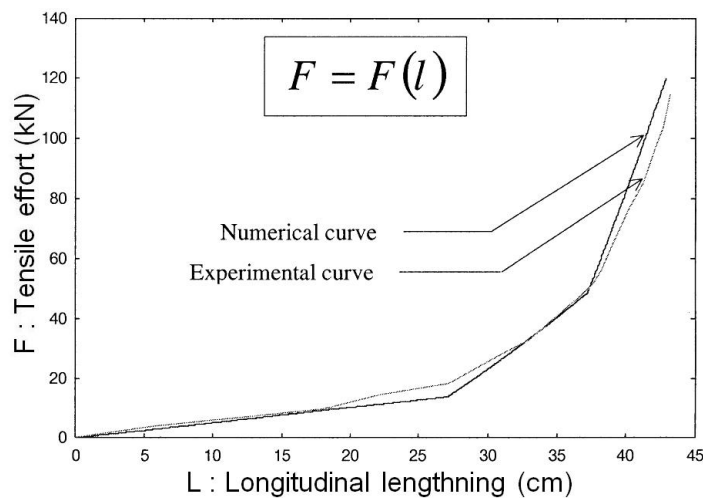


Figure I. 78 : Comparaison entre résultats expérimentales et numériques de l'essai de traction sur 7 anneaux, [NIC 01]

De façon similaire, à plus grande échelle, et toujours sur des filets ASM, Nicot et al. (2001) ont proposé une modélisation des écrans en utilisant cette méthode [NIC 01]. Les poteaux sont supposés immobiles, et de cette manière, les haubans n'interviennent pas dans la description de l'interaction mécanique du projectile avec la structure. De plus, chaque poteau peut être décrit à l'aide seulement de deux nœuds situés au niveau des deux diabolos. Les dispositifs de freinage s'assimilent à un câble qui admet un comportement mono-dimensionnel du type rigide-parfaitement plastique. Ils peuvent donc être décrits géométriquement par deux nœuds : un premier nœud situé au niveau de l'ancrage et un second nœud situé à la jonction avec les dissipateurs. Les câbles de rive sont en contact avec les anneaux du filet; ce contact peut légitimement être considéré comme ponctuel (Figure I. 79). Or, chaque anneau est décrit par un nœud unique confondu avec son centre d'inertie. Par conséquent, la zone de contact de chaque anneau avec le câble de rive sera présentée géométriquement par le nœud décrivant déjà l'anneau.

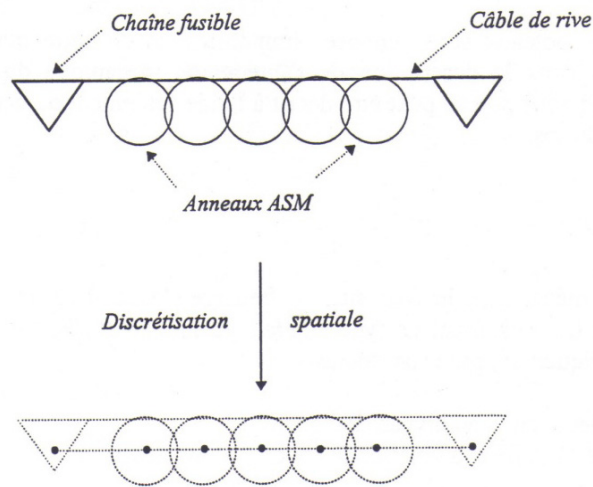


Figure I. 79 : Description géométrique des câbles de rive, [NIC 99]

Le bloc est considéré comme une sphère rigide homogène et les ancrages sont décrits spatialement par un nœud fixe. Le modèle numérique est détaillé Figure I. 80.

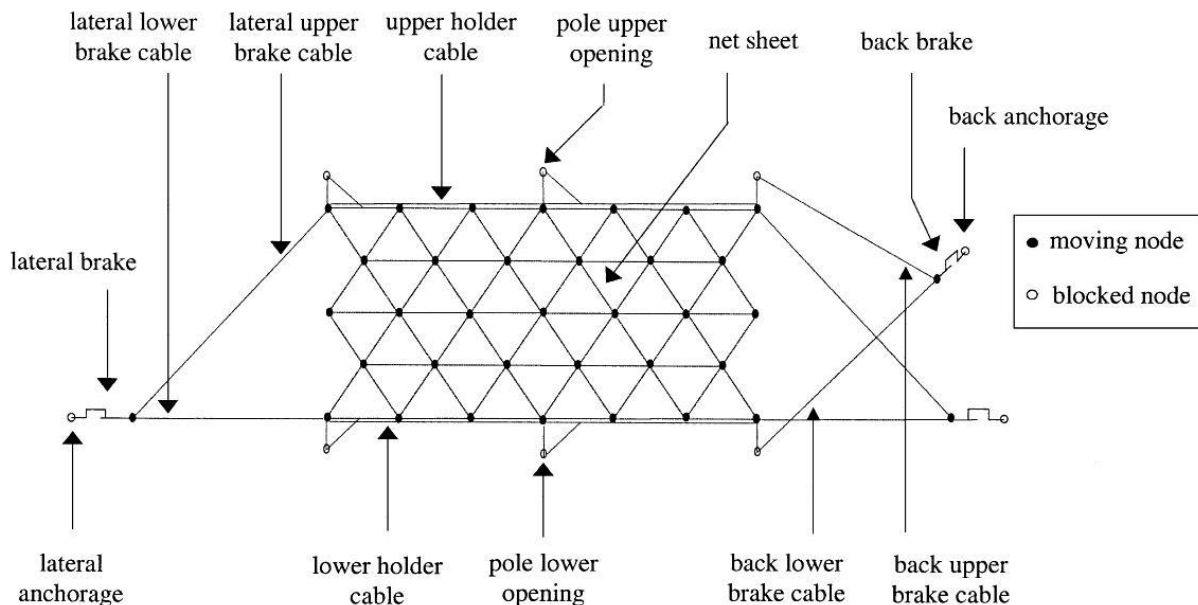


Figure I. 80 : Modèle aux éléments discrets d'un écran de 2 panneaux et 3 poteaux [NIC 01]

Quand un bloc impacte une nappe, il entre en contact avec quelques nœuds qui changent de position. Ce mouvement génère des forces dans la nappe qui provoquent un champ de contraintes, ce qui permet la distribution des forces dans toute la nappe et impliquent des réactions sur le projectile qui sont appliquées aux nœuds de contact et qui changent le mouvement du projectile. Le Tableau I. 10 représente les résultats expérimentaux et numériques, on constate une bonne corrélation entre les deux résultats. Les déplacements des freins sont cependant plus petits dans le cas des simulations numériques. En fait, une fois qu'un système de freins à friction fonctionne, la force de frottement est susceptible d'être plus faible que dans une situation statique. Cette différence n'est pas prise en compte par la modélisation.

Déplacements des freins (cm)	Frein latéral gauche	Frein aval n°1	Frein aval n°2	Frein aval n°3	Frein aval n°4	Frein latéral droite
Résultats expérimentaux	50	30	275	200	25	60
Simulation numérique	35	14	183	181	17	38

Tableau I. 10 : Déplacement des freins, résultats expérimentaux et numériques, [NIC 01]

Enfin, ce type de modélisation permet d'examiner l'influence de chaque paramètre, tels que la masse et les dimensions du bloc, sa position initiale, sa vitesse initiale juste avant impact, ou sa vitesse de rotation initiale, ainsi le bloc peut rouler sur la nappe (Figure I. 81).

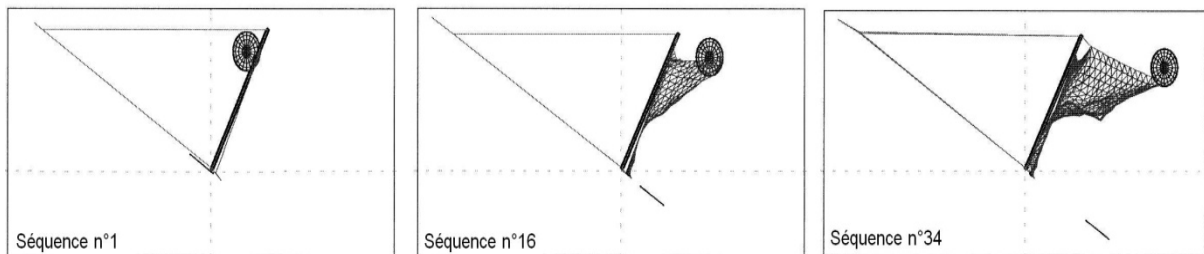


Figure I. 81 : Impact de la partie supérieure de la nappe par un bloc, [NIC 01]

En analysant la trajectoire du bloc, il est possible de vérifier si la structure le retient ou pas. L'analyse de l'évolution des forces dans chaque partie de la structure (poteaux, câbles, nappe, ancrages), permet d'évaluer l'efficacité de l'écran, ses points faibles, et permet d'amener les améliorations nécessaires.

Un écran a pour but de fournir la protection contre la chute des blocs pour plusieurs années. Il est difficile d'évaluer sa capacité résiduelle, s'il a subi un premier impact. La modélisation numérique permet d'apporter des éléments de réponse.

Deux impacts ont été simulés, le 2^{ème} se produit 0.5 s après le 1^{er} (Figure I. 82). Les deux blocs ont les mêmes conditions cinématiques initiales.

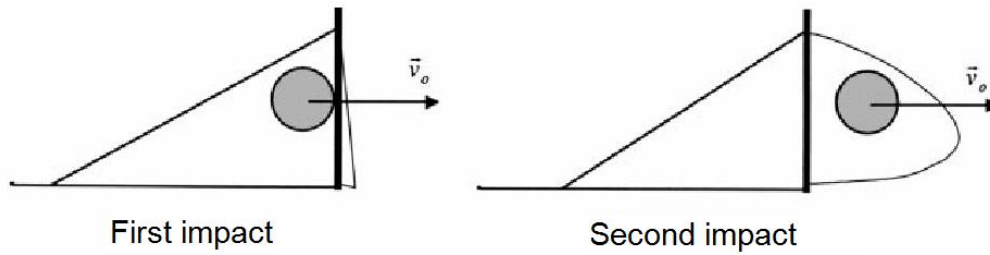


Figure I. 82 : Modélisation de 2 impacts successifs, [NIC 01]

La simulation montre que le 1^{er} bloc s'arrête à 0.33 s après le début du choc. Malgré l'importante déformation de la nappe après le 1^{er} impact, cette dernière est capable d'arrêter le second bloc (Figure I. 83), il faut cependant noter que les forces dans la structure ont augmenté considérablement.

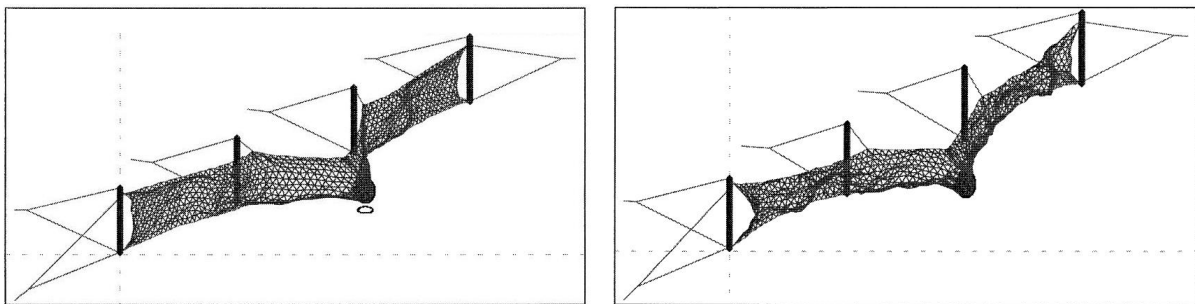


Figure I. 83 : Déformation de la nappe après l'arrêt du 1er bloc (à gauche) et après arrêt du 2ème bloc (à droite), [NIC 01]

L'étude des poteaux permet de vérifier le risque de flambement (Figure I. 84). Le rapport P/P_c est ici plus petit que 1 sachant que P est la force normale et P_c la force critique.

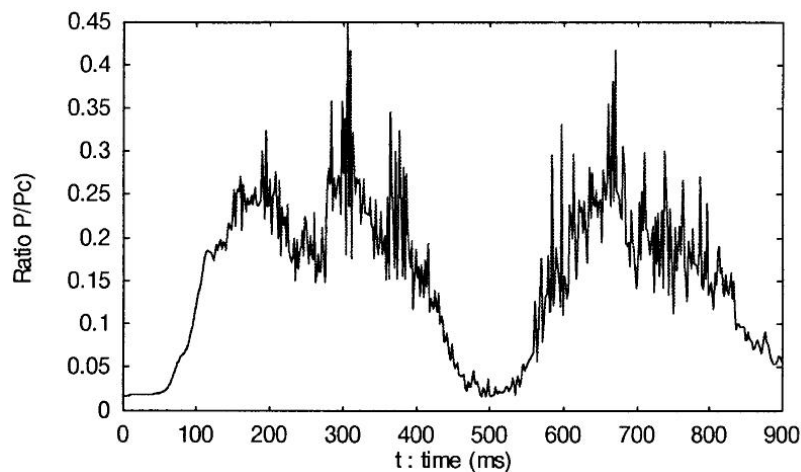


Figure I. 84 : Rapport P/P_c en fonction du temps, [NIC 01]

I.6. Conclusions et orientation de l'étude

Il ressort de l'étude bibliographique, que si l'on veut caractériser et optimiser un objet aussi complexe qu'un filet de protection, les deux approches expérimentale et numérique sont nécessaires.

Pour le filet GTS, une première difficulté réside dans la géométrie particulière de la maille, qui induit un comportement orthotrope. Il faudra en effet via la modélisation intégrer ce comportement orthotrope ou alors opter pour des maillages fins qui permettent de le générer. Il s'agira ensuite de vérifier l'intérêt de ce comportement orthotrope, particulièrement en termes de diffusion des efforts avec sans doute une meilleure répartition des efforts latéralement et donc une absorption d'énergie plus importante à force égale comparativement à une configuration symétrique de la maille. Il faudra aussi vérifier que la diffusion vers les fusibles et les ancrages est mieux maîtrisée.

De plus, la présence des agrafes doit permettre de dissiper de l'énergie localement par frottement ou par plastification induite par l'ouverture de ces dernières. Ce comportement devra être caractérisé par des essais adéquats, puis la question de la modélisation des agrafes dissipatrices voire fusibles devra être traitée, il s'agit de recourir à des modélisations qui ne soient pas prohibitives en termes de temps de calculs.

Dans un premier temps, des essais de caractérisation des éléments constitutifs du filet doivent être menés, câble, agrafe, maille doivent être sollicités de façon représentative pour déterminer leur fonctionnement et les courbes force/flèche les caractérisant. Il est logique ensuite de caractériser le filet, son orthotropie et l'effet des agrafes fusibles. Dans ce but, un essai de poussée sur un échantillon de nappe doit être réalisé. Il servira à valider la modélisation. Une nappe de forme carrée serait un choix judicieux puisqu'il permettrait d'étudier le filet sans privilégier une direction particulière. Un maximum d'informations doit être relevé lors de l'essai. Les valeurs de F (force appliquée au centre de la nappe) et de w (la flèche) sont évidemment les données principales. D'autres données complémentaires permettraient de caractériser plus finement le comportement du filet. La détermination des réactions d'appui nous permettrait de caractériser l'orthotropie de ce dernier. Une étude de ce phénomène (orthotropie) permettrait une meilleure compréhension du comportement global du filet et permettrait de travailler à l'optimisation du fonctionnement.

Le deuxième volet de cette étude concerne les dissipateurs d'énergie, les différentes publications détaillées dans la bibliographie se basent sur des caractérisations des dissipateurs d'énergie en quasi-statiques. Les auteurs notent que la caractérisation quasi-statique n'est pas suffisante et que le caractère dynamique doit être pris en compte.

Notre étude passe par la conception, le développement, la caractérisation quasi-statique et la validation dynamique. Plusieurs types de dissipateurs ont été développés et caractérisés. Pour ces types, la dissipation d'énergie est générée soit par frottement, soit par déchirure ductile du métal, soit par flambement. Dans ce dernier cas, une étude bibliographique bien détaillée est fournie dans le cas de flambement de tubes à sections carré. Un nouveau concept travaillant par une combinaison entre frottement et déchirure a été mis au point et a donné des très bonnes performances en quasi-statique ainsi qu'en dynamique. Ce concept a été retenu et breveté au niveau européen.

La caractérisation des différents éléments constitutifs du filet ainsi que la caractérisation des dissipateurs d'énergie est capitale pour une meilleure compréhension du fonctionnement de la structure. Cette caractérisation est nécessaire aussi pour le contrôle de qualité de fabrication des produits afin d'obtenir du marquage CE.

Ensuite, il faut vérifier la tenue de la structure entière, ce qui passe par des essais sur la structure complète, à échelle 1 et dans des conditions réelles de fonctionnement. Ces essais seront réalisés selon les recommandations européennes de l'ETAG 27.

Le guide d'agrément technique européen, ETAG 27, impose uniquement des essais en plein centre du filet du module central. La probabilité qu'un bloc impact un poteau n'est pas négligeable. [SMI 90] et [MUR 99] montrent que l'impact d'un poteau d'une barrière de filets est plus critique que l'impact au milieu du module central. Cela dépend bien sûr du dimensionnement des fondations des poteaux mais ce point n'est pas traité dans le cadre de ce guide.

Pour la prévention contre l'impact d'un bloc sur un poteau, les barrières testées dans le cadre de cette thèse ont été conçues d'une façon à positionner le filet à l'amont des poteaux, de cette façon les poteaux seront bien protégés.

Enfin, le développement de modèles numériques capables de simuler la réponse mécanique sous impact des écrans de filets pare-pierres serait un atout considérable, afin de procéder pas à pas quant à l'étude de chaque paramètre d'influence et in fine d'optimiser en atteignant le comportement désiré (recommandations ETAG27). Les essais expérimentaux réalisés sur les différents éléments constitutifs (câble, filet, dissipateurs) et sur la structure entière seront utilisés pour calibrer les paramètres des différents modèles numériques développés.

Le comportement d'une barrière de filets métallique sous chargement de type impact comporte plusieurs phénomènes physiques complexes qu'on peut classer comme suit, par ordre d'importance :

- Phénomènes principaux : très grands déplacements et grandes rotations, non linéarité du matériau (plasticité, endommagement, rupture), les frottements et les glissements entre le filet et les câbles de pourtour
- Phénomènes secondaires : les frottements entre le filet et les poteaux, les frottements entre le bloc rocheux et le filet, les frottements entre les câbles et les frottements entre les agrafes et les câbles
- Phénomènes négligeables : les frottements internes du câble, la torsion du câble

Ces phénomènes principaux et secondaires sont très durs à reproduire numériquement. Vu cette complexité, il est clair que le modèle numérique sera un modèle simplifié par rapport aux phénomènes physiques mis en jeu.

Plusieurs idées sont proposées pour la modélisation du filet :

- Modélisation en éléments finis du filet par une approche homogénéisée. Dans ce cas on cherchera à remplacer l'ensemble du filet par un seul corps continu, une membrane. Le but de la modélisation est de proposer un modèle fiable, rapide et pratique du filet.
- Modélisation en éléments finis du filet par des éléments de type « filaires » (câble, poutre). Dans ce cas, on cherchera à modéliser localement les mailles et les agrafes.
- Modélisation par une approche éléments discrets. L'avantage dans ce cas est de pouvoir modéliser et visualiser facilement les ruptures.

Suivant la complexité des résultats obtenus pour les différents essais à différentes échelles (maille, filet) le type de modélisation sera à faire évoluer.

Le filet est soumis à de très grands déplacements. Cette caractéristique principale du filet doit absolument être reproduite dans la modélisation. Le comportement des agrafes, sous sollicitation, risque de modifier le comportement global du filet après une certaine charge. Ce phénomène est également à prendre en compte mais ne pourra l'être dans le cas de la modélisation en membrane équivalente. Les conditions aux limites seront à étudier afin d'aboutir à une modélisation représentative. Enfin, les essais permettront de vérifier les différentes hypothèses simplificatrices. L'objet des études expérimentales et numériques est bien la validation et l'optimisation du nouveau concept de filet GTS.

Chapitre II : Etude à l'échelle du filet

Afin de caractériser et de simuler le comportement des filets de protection contre les chute des pierres, une large campagne expérimentale est menée, elle aborde la caractérisation des câbles, des agrafes, le comportement des mailles constitutives du filet ainsi que le filet. Ces essais ont permis de mettre en exergue les comportements non linéaires observés à différentes échelles et d'estimer la capacité portante des différents éléments constitutifs. Les essais sont menés sur des configurations de géométries et de chargements simplifiées, mais suffisamment représentatifs des conditions de charges in-situ, notamment pour ce qui est des conditions aux limites. Pour l'ensemble de ces essais, nous avons eu recours à la simulation numérique, elle permet de reproduire le comportement observé moyennant des simplifications à l'échelle géométrique et à l'échelle du comportement du câble.

II.1. Caractérisation du câble

Le câble est l'élément constitutif de base de la structure, sa fonction première est de transmettre les efforts tout au long du processus de changement de forme que subit la nappe du filet. Il est donc essentiel d'évaluer la capacité portante du câble et la nature du comportement (fragile ou ductile) à l'état ultime. Le comportement des câbles est caractérisé de façon classique par un essai de traction piloté à déplacement imposé. Un extensomètre, positionné sur une base de mesure suffisamment grande pour tenir compte de la structure en hélice des fils constitutifs du câble, permet de remonter à la mesure de la déformation. Figure II. 1 et Figure II. 2 présentés ci-après montrent le banc d'essais et les lois de comportements obtenus pour deux câbles de diamètre 6 mm et 8 mm. Précisons que les divers essais menés traduisent une très bonne reproductibilité de cette loi. Pour l'ensemble des essais, le comportement est quasi-linéaire jusqu'à un seuil de contrainte de l'ordre de 1200 MPa, au-delà, le comportement non linéaire observé traduit à la fois de la plasticité, et de l'endommagement que l'on associe à la rupture de fils constitutifs. Le module de Young varie entre 95 000 MPa et 115 000 MPa. Lors de ces essais, une torsion est constatée aux extrémités du câble. L'agencement en spirale des fils constitutifs du câble explique que la traction induit une cinématique de torsion. Cette torsion engendre des frottements entre les fils constitutifs du câble, et donc une dissipation d'énergie; dissipation qui reste cependant négligeable. La loi de comportement obtenue sous traction uniforme dans le cas d'une rotation bloquée est cependant quasi identique à celle obtenue dans le cas où la rotation aux extrémités est libérée. Cet effet, torsion induite par traction, sera considéré du second ordre et sera donc négligé dans notre approche de modélisation; sachant qu'il est sans aucun doute à considérer pour des études où les câbles peuvent être sollicités en fatigue par un grand nombre de cycles. Précisons qu'une étude détaillée des effets de la torsion qui génère des frottements inter fils a été réalisée [ELA 03], les conclusions confortent nos résultats, les lois de comportement du câble tenant compte ou inhibant cet effet sont quasi identiques, un écart maximal de 5% est constaté. Nous n'avons pas dans nos essais la possibilité de découpler la mesure de l'allongement induit par la traction, et le raccourcissement induit par la torsion du fait de l'agencement hélicoïdal des fibres. Cet effet est dû au couplage au niveau de la matrice de rigidité entre la cinématique de torsion angulaire et la cinématique d'allongement-raccourcissement due à la traction.

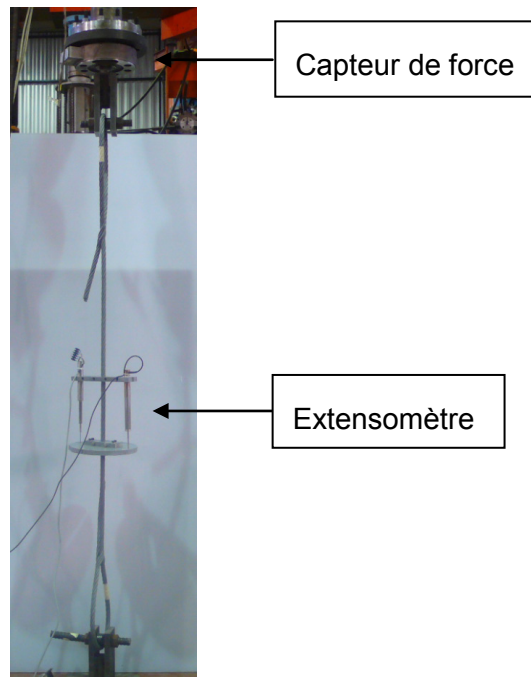


Figure II. 1 : Banc d'essais de traction sur câble

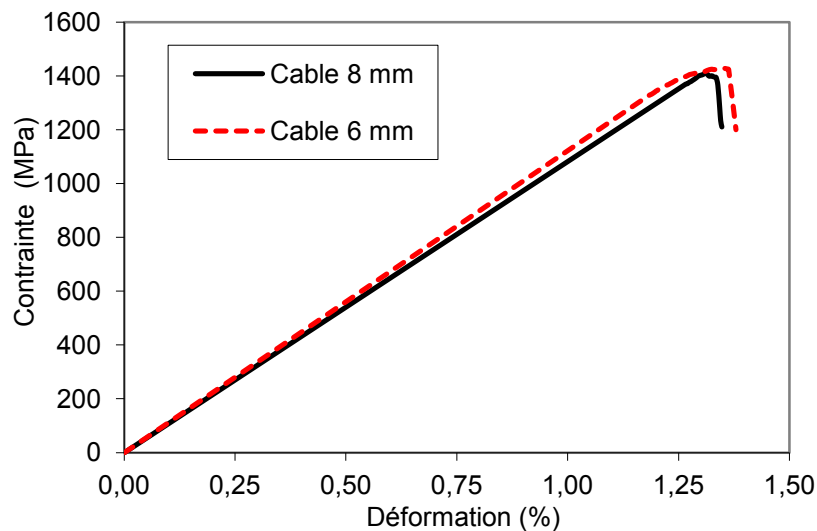


Figure II. 2 : Comportement typique des câbles de diamètres 6 mm et 8 mm sous traction

La caractérisation d'un câble sous sollicitation uni-axiale de traction n'est cependant pas suffisante, en ce sens que d'une part les effets de torsion induits ne sont pas réellement quantifiés comme discuté auparavant, on se demande en particulier s'il faut envisager une matrice de rigidité couplant la membrane et la torsion, d'autre part certains câbles présentent une rigidité de flexion qui bien que minime comparativement à la rigidité de membrane peut sans doute avoir un rôle puisque les filets et donc les câbles sont sollicités par des charges dites hors-plan. Afin de mieux appréhender le comportement d'un câble sous sollicitation orthogonale à sa ligne moyenne, nous avons mis en place des essais qui nous permette de quantifier précisément le comportement et ainsi vont nous permettre d'alimenter la modélisation afin de valider pas à pas nos hypothèses et les modèles numériques retenus à l'échelle du câble.

Un câble de longueur L , rotulé à ces deux extrémités sur un châssis rigide, est soumis à une force de pré tension (P) appliquée dans le sens du câble, force dite de membrane, puis

une force ponctuelle (T) perpendiculaire appliquée en son centre est incrémentée progressivement (Figure II. 3). Plusieurs essais sont menés pour différents seuils de la précontrainte (P).

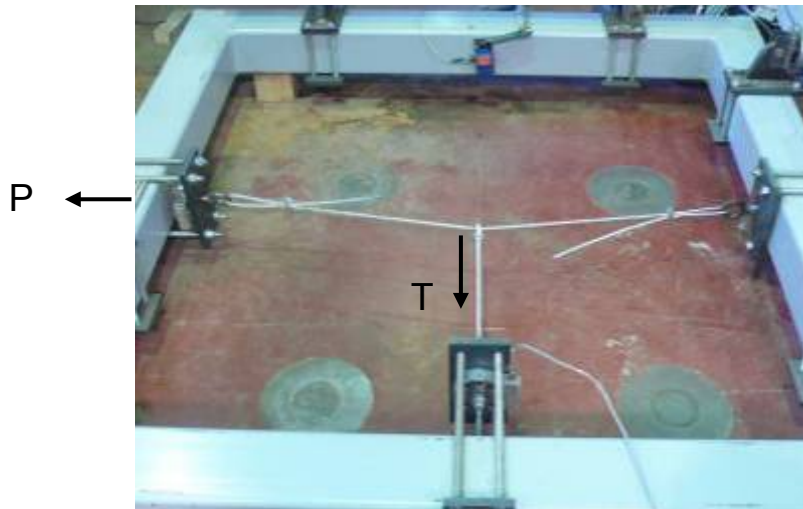


Figure II. 3 : Essai de flexion sur câble

Nous proposons ci-dessous un modèle analytique simplifié, en ce sens que les effets de torsion induite, de frottement interne, ne sont pas considérés. On se contente de gérer le changement de configuration d'équilibre, ce qui revient à écrire l'équilibre sur la configuration déformée et non la configuration géométrique initiale. Implicitement cela permet de prendre en compte les grands déplacements ou rotations et donc de gérer les non linéarités géométriques liées aux changements de configurations d'équilibre. Nous restons cependant sur une approche privilégiant un comportement de type barre, la rigidité de flexion étant jugée nulle. L'objet ici est d'étudier la pertinence de ces hypothèses, et de quantifier l'influence de la précontrainte sur le comportement sous charge latérale (Figure II. 4).

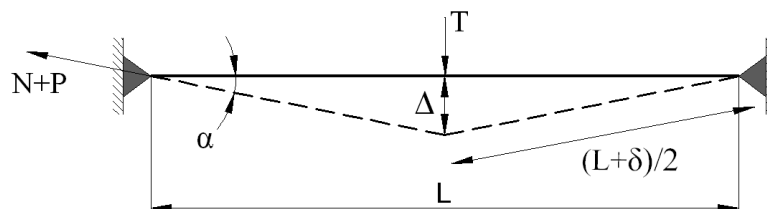


Figure II. 4 : Modèle analytique de l'essai

La force perpendiculaire T va créer un effort de traction supplémentaire dans le câble (effort membranaire), cet effort de tension génère une elongation δ tel que :

$$\delta = \frac{NL}{ES} \quad (a)$$

E est le module d'Young du câble et S sa section.

On suppose que le matériau est isotrope et purement élastique.

$$\text{On a encore} \quad \sin \alpha = \frac{\Delta}{(L + \delta)/2} = 2 \times \frac{\Delta}{L} \times \frac{1}{(1 + N/ES)} \quad (b)$$

L'équilibre des forces donne selon Y :

$$2(N + P)\sin \alpha = T$$

$$\text{Donc } 4(N + P) \frac{\Delta}{L} \times \frac{1}{\left(1 + \frac{N}{ES}\right)} = T \quad (\text{c})$$

L'équation cinématique donne :

$$\sqrt{\Delta^2 + \frac{L^2}{4}} = \frac{1}{2}(L + \delta)$$

$$\text{D'où } \Delta^2 = \frac{L\delta}{2} + \left(\frac{\delta}{2}\right)^2 \quad ; \quad \left(\frac{\delta}{2}\right)^2 \text{ sera négligé devant } \left(\frac{\delta}{2}\right) \Rightarrow 2\left(\frac{\Delta}{L}\right)^2 = \frac{\delta}{L}$$

$$\text{Or } \delta = \frac{NL}{ES}$$

$$\text{Donc } \frac{N}{ES} = \frac{\delta}{L} = 2\left(\frac{\Delta}{L}\right)^2$$

Et l'équation (c) devient :

$$4(N + P) \frac{\Delta}{L} \frac{1}{\left(1 + 2\left(\frac{\Delta}{L}\right)^2\right)} = T$$

$$4\left[2ES\left(\frac{\Delta}{L}\right)^2 + P\right] \frac{\Delta}{L} \times \frac{1}{1 + 2\left(\frac{\Delta}{L}\right)^2} = T$$

$$\text{Or } \frac{\Delta}{L} < 1 \text{ donc } \left(\frac{\Delta}{L}\right)^2 \ll 1$$

$$\text{D'où } 4\left[2ES\left(\frac{\Delta}{L}\right)^2 + P\right] \frac{\Delta}{L} = T$$

$$8ES\left(\frac{\Delta}{L}\right)^3 + 4P\frac{\Delta}{L} = T$$

$$8\left(\frac{\Delta}{L}\right)^3 + 4\frac{P}{ES}\frac{\Delta}{L} = \frac{T}{ES}$$

$$\text{Posons } \frac{\Delta}{L} = X \quad , \quad \frac{T}{ES} = Y \quad \text{et} \quad \frac{P}{ES} = K_0$$

On obtient donc une équation cubique $8X^3 + 4K_0X = Y$

On peut donc tracer $\frac{T}{ES} = f\left(\frac{\Delta}{L}\right)$ soit $Y = f(X)$ pour des valeurs de K_0 fixées (Figure II. 5).

Cette figure montre que le comportement du câble est non linéaire et que la rigidité augmente quand le niveau de pré-tension (P) est plus important.

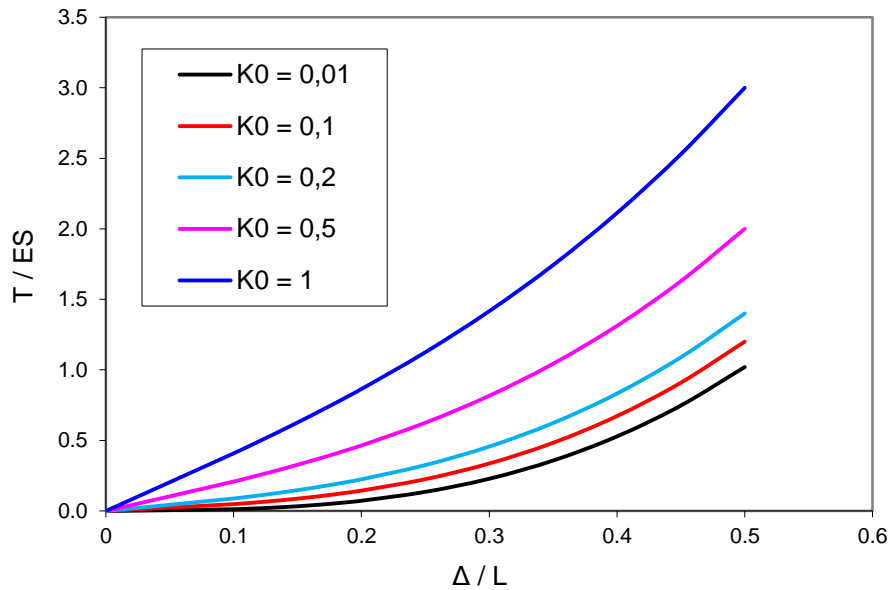


Figure II. 5 : Comportement non linéaire du câble en fonction de la pré-tension

Une modélisation de ces essais a été menée à l'aide du code aux éléments finis CAST3M. Les calculs sont menés en considérant les non linéarités géométriques, grands déplacements et grandes rotations, l'aspect incrémental permet une réactualisation de la configuration d'équilibre et de la matrice de rigidité tangente. Le modèle a été construit en utilisant les éléments de poutres de Bernoulli à deux nœuds et 6 DDL par nœud, bien que le problème soit plan. En effet nous avons voulu valider ainsi le choix de l'élément fini qui sera utilisé par la suite dans le cas de la simulation 3D. L'inertie de flexion et la section sont calées de façon heuristique pour se rapprocher au mieux du comportement observé. Le recalage permet d'aboutir au choix optimal de l'inertie de flexion qui est fortement dégradée (environ 20 % de la valeur théorique) afin de recouper au mieux les résultats obtenus pour les quatre niveaux de pré tension. Rappelons que le modèle analytique, pour lequel la rigidité de flexion est nulle, recoupe bien le comportement dans la phase régie essentiellement par la « flexion » du câble. La légère différence constatée entre les comportements analytiques, numériques et expérimentaux (Figure II. 6 et Figure II. 7), est due aux imperfections de mesures expérimentales mais aussi aux effets négligés dans nos modélisations, tels que les éventuels frottements entre les fils du câble dus à sa géométrie hélicoïdale, ainsi que la cinématique de torsion induite par la traction (couplage membrane-torsion).

Les valeurs numériques d'un câble de diamètre 8 mm recalées par la modélisation sont :

- Section : 26 mm² (la somme des sections des fils élémentaires).
- Inertie : 20 mm⁴ (valeur théorique = 108 mm⁴)
- Module d'Young : 105 000 MPa

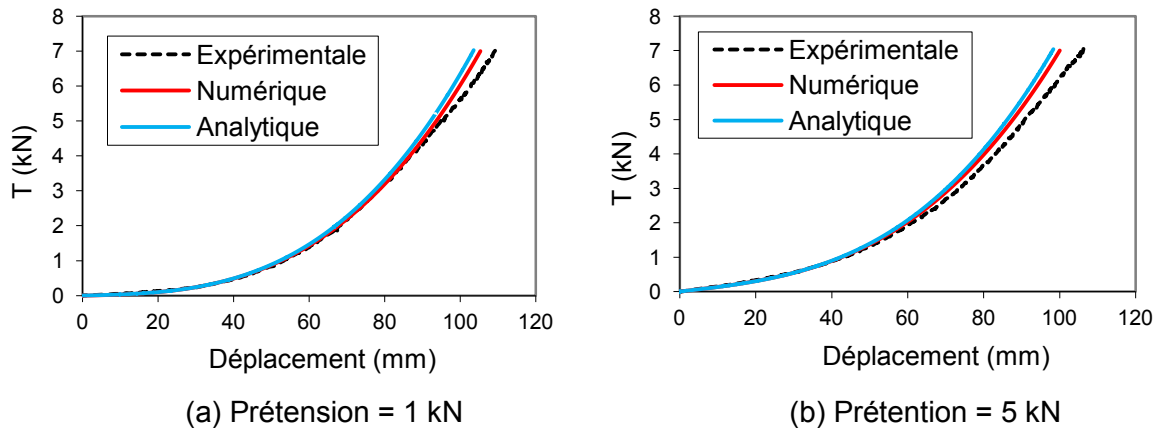


Figure II. 6 : Résultats expérimentaux, analytiques et numériques pour 1 kN et 5 kN de pré-tension

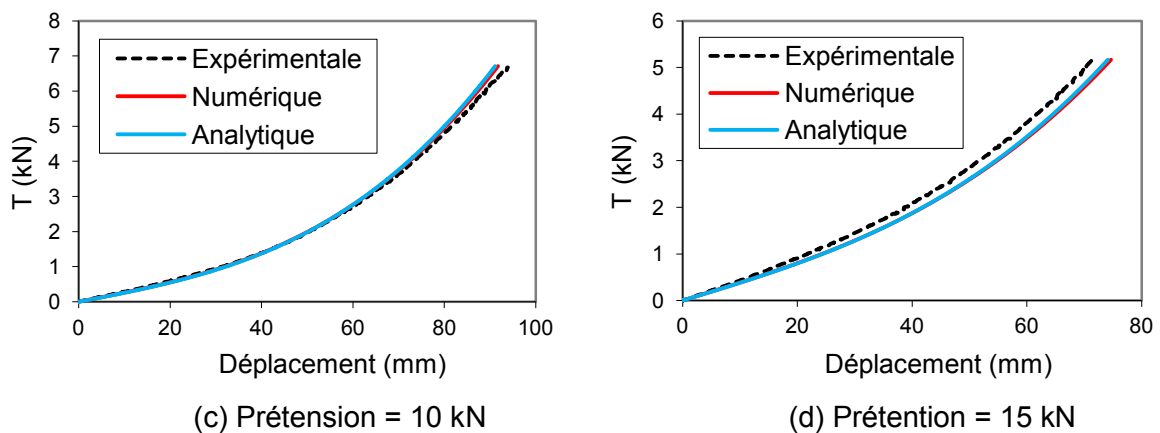


Figure II. 7 : Résultats expérimentaux, analytiques et numériques pour 10 kN et 15 kN de pré-tension

Finalement ces essais et leur modélisation numérique et analytique, permettent de conforter les hypothèses simplificatrices suivantes :

- Le comportement est essentiellement de type câble, travaillant essentiellement en membrane et n'ayant qu'une très faible rigidité de flexion. Celle-ci est recalée de façon heuristique, pour des éléments de poutre (ce qui permet d'élargir la bibliothèque d'éléments finis susceptibles d'être utilisés, sachant aussi que certains codes ne disposent pas des éléments de câble). Notons que l'adjonction d'une faible rigidité de flexion permet de contourner les problèmes de convergence induits par la forte non linéarité observée au début du chargement dans le cas de charges hors plan.
- Les frottements internes induits par la géométrie en hélice des différents fils constituant le câble, ainsi que le couplage de la cinématique de traction et de torsion induite (et vis-versa), ne sont pas importants à l'échelle du câble, il en sera jugé de même à l'échelle d'un câble comportant des singularités tel que les agrafes rigides ou fusibles, ainsi qu'à l'échelle d'une structure constituée de plusieurs câbles tel que pour la nappe de filet.

II.2. Caractérisation des agrafes

Cet essai a pour but de caractériser la loi de comportement des agrafes rigides et fusibles.

Le concept d'agrafes fusibles a été proposé dans l'objectif d'optimiser l'absorption d'énergie à l'échelle de la nappe, l'idée est aussi de garantir une dissipation plus diffuse en ce sens qu'elle serait répartie et non localisée. Cependant afin d'avoir la loi de comportement d'une agrafe fusible, et de quantifier l'énergie dissipée par plastification correspondant à l'ouverture progressive de l'agrafe mais aussi au glissement et au frottement du câble dans celle-ci, un essai spécifique est proposé.

Deux boucles de câble reliées par une agrafe dans lesquels a été introduite dans chaque une poutrelle rectangulaire d'acier très rigide (par rapport à la rigidité du câble) permettent de reproduire la géométrie de deux mailles de filet. Les poutrelles simulent l'existence des mailles latérales adjacentes, à droite et à gauche, et permettent ainsi de conserver la géométrie de la maille lors de la traction. La caractérisation des agrafes est réalisée à l'aide d'une machine de traction (Figure II. 8) pilotée en déplacement imposé. Les données recueillies sont le déplacement axial du vérin, l'effort appliqué, ainsi que les changements de forme des mailles observés à l'aide d'une caméra CCD. Cette caméra, synchrone avec le logiciel d'acquisition, permet de visualiser l'évolution de la géométrie de l'agrafe en fonction de la force appliquée et de détecter précisément les différentes phases du comportement, avec le début d'ouverture, l'ouverture complète, et la rupture. Le traitement des photos permet de confirmer que le début d'ouverture de l'agrafe correspond bien à une baisse de la rigidité et donc au seuil d'élasticité.

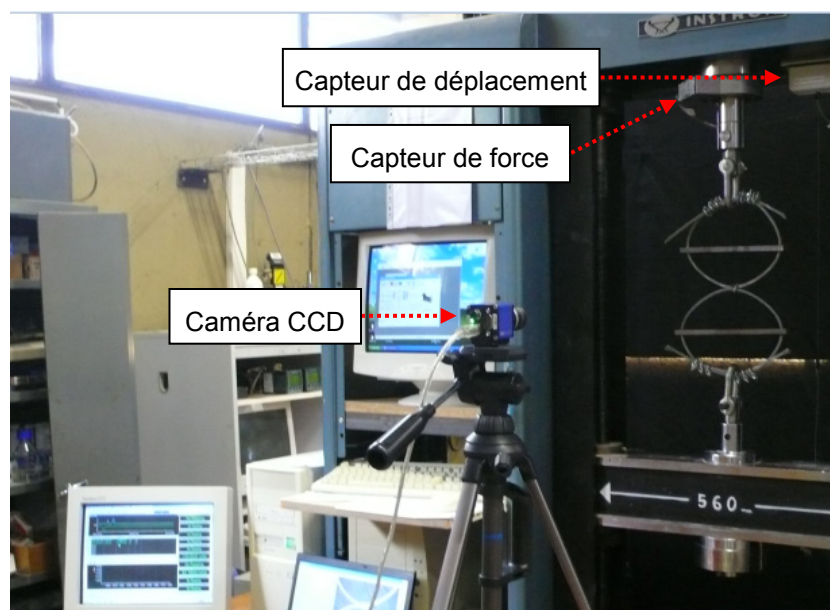


Figure II. 8 : Banc d'essai de caractérisation des agrafes

Lors du chargement du filet, l'angle d'ouverture des mailles (Figure II. 9) évolue, ce qui peut entraîner une variation du comportement de l'agrafe, notamment en présence de forces de frottement au niveau de la liaison câble-agrafe. Une cinématique particulière d'ouverture de l'agrafe peut entraîner une variation de forme de la maille. Il est donc important de vérifier le comportement de l'agrafe fusible, et de vérifier s'il y a une interaction maille/agrafe, cela revient à quantifier les non linéarités et de tenter de cerner leur origine. La difficulté réside dans le fait que l'échelle géométrique de l'agrafe et sa forme complexe, ne permettent pas

d'envisager une instrumentation simple (jauge, stéréovision, photoélasticimétrie...). Nous avons donc opté pour une approche qui permet de cerner le comportement de façon globale, mais pour différentes configurations géométriques de la maille, ce qui nous permet d'évaluer les éventuels effets du frottement, et de pouvoir conclure quant à la robustesse qui découlerait d'une faible variabilité ou au contraire à de fortes variations du comportement en fonction de faibles variations dans les configurations géométriques étudiées. Pour ce faire, des essais de caractérisation, suivant différents angles d'ouverture de la maille, ont été réalisés. La géométrie a été reproduite parfaitement avec en particulier le respect de l'angle d'ouverture de la maille, elle est de 130° pour la géométrie initiale, et de 110° pour la géométrie déformée juste avant rupture du filet. Ces angles ont été mesurés sur les photos prises lors des essais quasi-statiques sur la nappe de filet présentés en paragraphe II.4.



Figure II. 9 : Angle d'ouverture d'une agrafe

Le comportement de l'agrafe (avec les deux mailles) se distingue par quatre phases :

- Une première, où le comportement est non linéaire. Il s'agit essentiellement de la mise en place associée à la flexion des câbles, qui correspond au passage de la géométrie en forme de goutte d'eau à la forme en losange. Dans cette phase qui se situe entre 0 et 3,5 kN, on constate de grands déplacements (Figure II. 10).
- Une deuxième phase, entre 3,5 kN et 6,3 kN, où le comportement est élastique linéaire (Figure II. 10). La configuration géométrique en losange n'évolue quasiment pas, les câbles travaillent essentiellement en traction, on parlera de phase en membrane.
- Une troisième phase qui correspond à la plasticité, associée d'une baisse progressive et légère de la rigidité globale. Cette phase traduit l'ouverture de l'agrafe jusqu'à sa rupture. Elle se situe entre 6,3 kN et la charge maximale, correspondant à environ 8 kN, Figure II. 11.

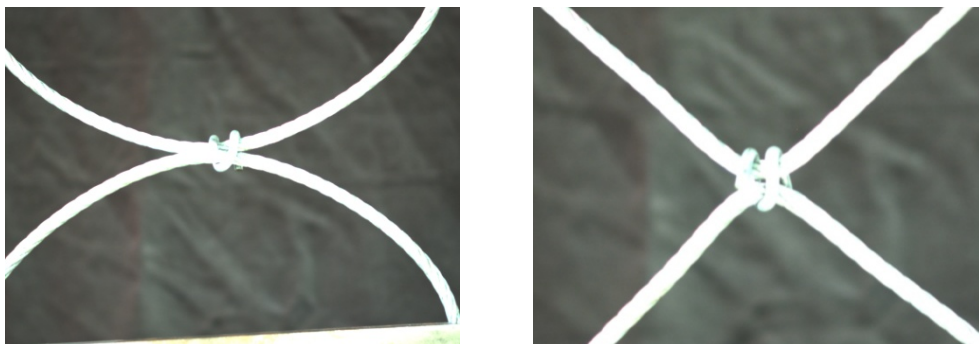


Figure II. 10 : Agrafe à l'état initiale (à gauche), et lors de la phase élastique (à droite)

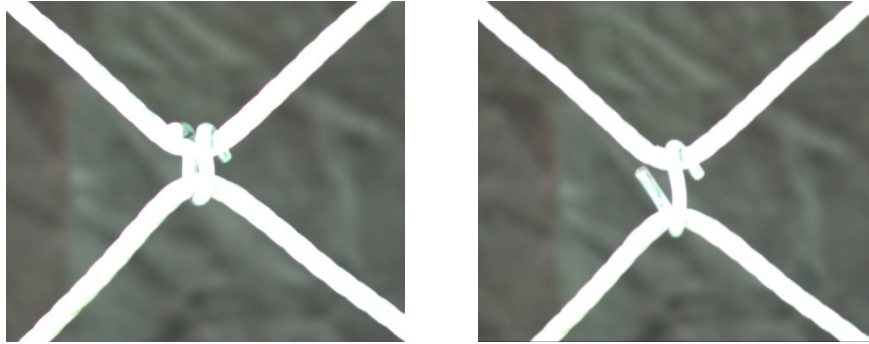


Figure II. 11 : Ouverture progressive et plastification (à gauche) et rupture de l'agrafe (à droite)

- La quatrième phase correspond au comportement adoucissant, l'ouverture complète de l'agrafe nécessite des efforts moindres. Un regain de rigidité est systématiquement constaté pour des seuils de charge de l'ordre de 1 kN, la rupture complète est atteinte pour 2,5 à 3 kN selon les essais.

Les essais menés ont montré que le comportement de l'ensemble maille/agrafe n'est pas dépendant de l'angle d'ouverture de la maille (110° ou 130°). Pour confirmer ce constat, un essai avec un angle d'ouverture de 10° a été aussi réalisé (Figure II. 12).

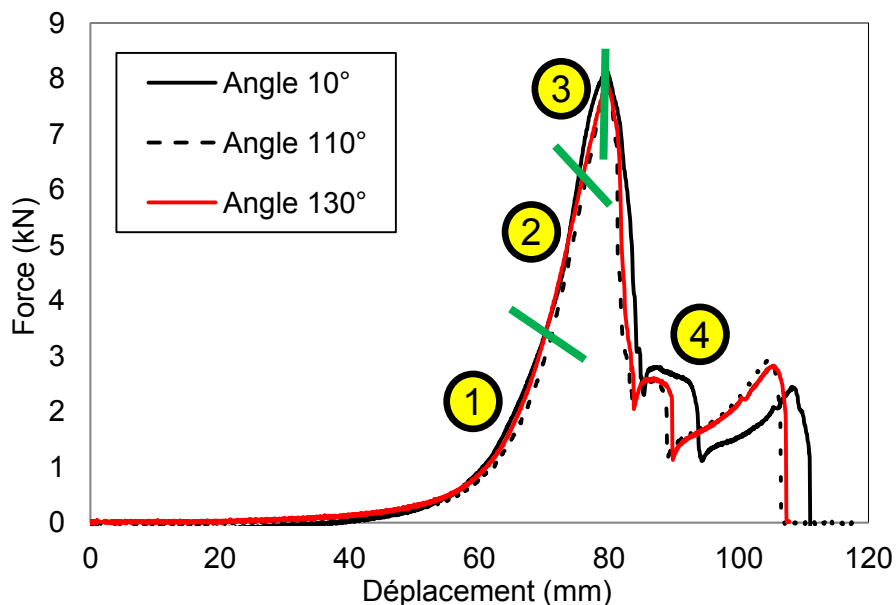


Figure II. 12 : Comportement de l'agrafe 6 mm fusible avec des angles d'ouverture différents

Ces essais nous permettent de confirmer, que le comportement de l'agrafe n'est pas influencé par l'angle d'ouverture. Ce résultat important, permet d'en déduire que les frottements sont faibles et que le comportement reste symétrique. On conclue qu'une loi nodale simple (élasto-plastique avec rupture), permettrait de modéliser le comportement, et qu'il n'est pas nécessaire de considérer des éléments d'interface ou des lois de contacts complexes (gestion de non linéarité du type frottant-glissant).

Des essais avec plusieurs cycles de charge/décharge ont été réalisés afin de vérifier le caractère élasto-plastique. Ces essais permettent de situer le seuil de plasticité, et aussi de conclure que le frottement à l'interface agrafe-câble, même dans la zone plastique, n'affecte pas le comportement global de l'agrafe et aussi de la maille. La Figure II. 13 détaille la comparaison entre le comportement issu d'un essai à chargement monotone jusqu'à rupture et d'un essai avec plusieurs cycles de charge-décharge.

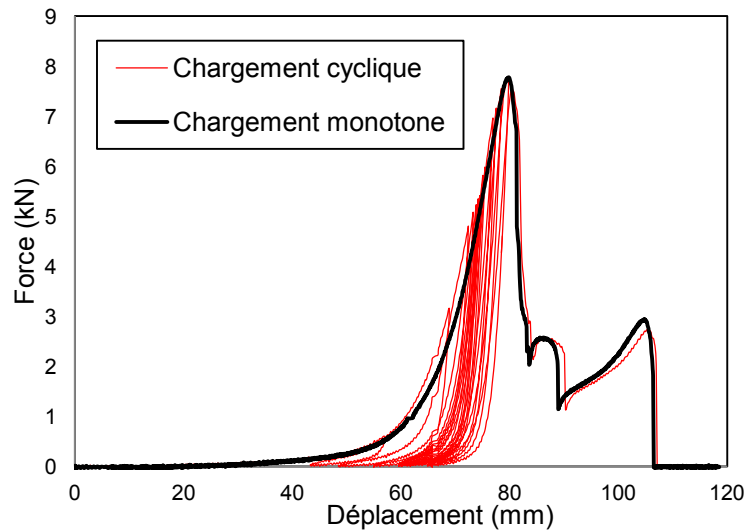


Figure II. 13 : Comportement de l'agrafe : essai monotone et cyclique

Les agrafes rigides sont aussi caractérisées. La Figure II. 14 montre une comparaison entre le comportement des agrafes rigides et des agrafes fusibles.

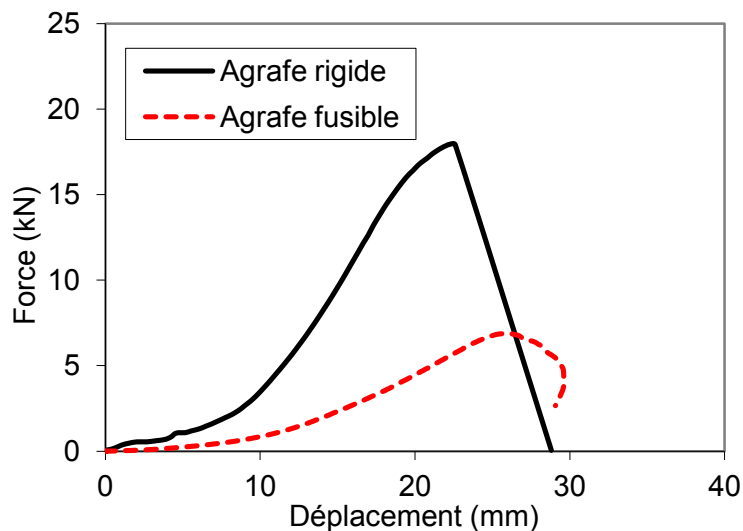


Figure II. 14 : Comparaison entre les comportements des agrafes rigides et fusibles

Pour la modélisation des filets comportant des agrafes fusibles, Il paraît incontournable de développer des éléments spécifiques intégrant des dissipations à l'échelle de lois nodales car la gestion de ces effets via des approches classiques de type contact conduirait à l'échelle de la nappe à des temps de calcul prohibitifs qui de plus vont poser des problèmes difficiles à gérer tel que les problèmes de convergence (contact : frottement-glisement). Nos essais permettent de conclure qu'une modélisation intégrant un élément de type barre, rotulé à ses extrémités pourrait reproduire le comportement de l'agrafe observé. Le calage d'une loi élasto-plastique ne pose dans ce cas pas de difficulté, il suffira de caler une loi simplifiée, gérant aussi l'adoucissement.

Dans le cas de filet avec agrafes rigides, ces derniers ne se rompent pas durant la sollicitation du filet. Ces agrafes sont donc modélisées comme des nœuds sans restrictions pour les conditions aux limites.

II.3. Caractérisation d'une maille constitutive

Notre filet étudié possède des propriétés complexes dues en partie à l'arrangement de son maillage qui lui donne des propriétés d'anisotropie. Afin d'étudier et d'analyser le comportement global du filet, on doit étudier le comportement à l'échelle locale, c'est-à-dire d'une maille seule. Une campagne d'essais a été menée dans ce sens. Des échantillons de mailles ont été testés en traction afin de reproduire le fonctionnement général du filet sous sollicitation hors plan.

Les objectifs de ces essais de traction sur une maille seule sont multiples. Premièrement, ils doivent permettre d'observer et de visualiser le comportement de cette maille sous sollicitation, on s'intéressera particulièrement à l'évolution de la géométrie de la maille. Ces essais peuvent en effet être utiles pour comprendre la manière dont une maille se déforme et s'adapte au type de sollicitations qu'elle rencontre. De même ces essais vont nous permettre de qualifier le comportement des agrafes fusibles, et de quantifier les grandeurs caractéristiques telles que le seuil d'effort qui permet l'initiation de la déformation plastique, ainsi que le seuil de rupture associé à son ouverture complète, mais aussi l'énergie absorbée.

Ces essais devront également permettre de vérifier une hypothèse importante, la maille soumise à un effort de traction doit montrer une certaine cohérence depuis sa géométrie initiale jusqu'à la configuration déformée ce qui doit permettre de vérifier la transition d'échelle du local au global qui caractérise le filet. Ceci sera vérifié à l'échelle de la nappe, on entend par là qu'une démarche d'homogénéisation doit être possible à chaque configuration déformée, à chaque configuration de charge on devra bien obtenir une cellule représentative. L'homogénéisation par élément de membrane (ou par éléments de poutres "dégradés") ne pourra se faire que s'il existe une configuration à partir de laquelle la géométrie déformée n'évolue quasiment pas. Deux photos (Figure II. 15) du filet à l'état initial et à l'état tendu montrent que la géométrie, bien que différente comporte bien une cellule représentative que l'on peut dupliquer pour obtenir la nappe complète.

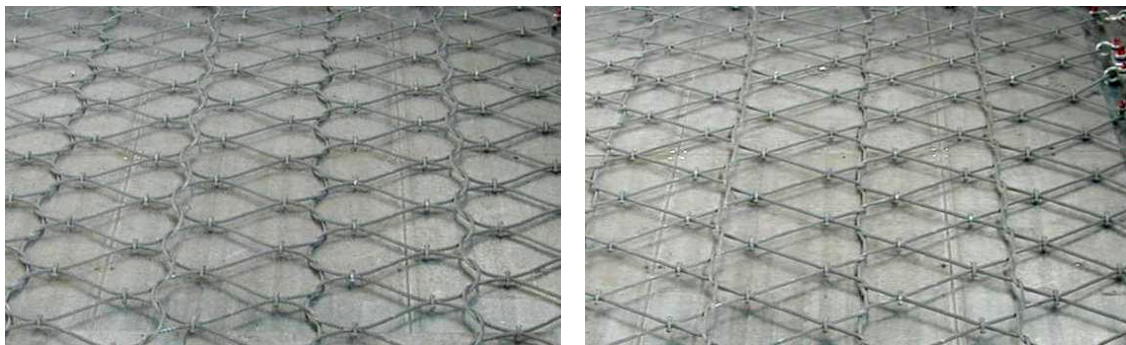


Figure II. 15 : Filet à l'état initial (gauche) et à l'état tendu (droite)

II.3.1. Description du banc d'essais

Le filet possède des agrafes en plus d'un maillage complexe et le concept de maille seule est à nuancer. Pour cette échelle d'étude, la cellule suivante a été adoptée (Figure II. 16) :

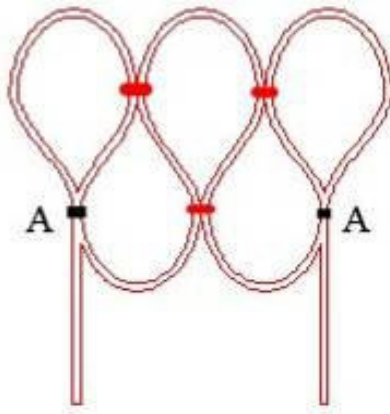


Figure II. 16 : Cellule Adoptée

Des agrafes auto stables (en rouge) ont été utilisées sur les échantillons fournis. Ces agrafes sont également utilisées dans le cas réel de fonctionnement du filet. De plus, afin de réaliser correctement la terminaison des mailles, des épissures ont été faites (points A). L'objectif de ces épissures est d'éviter l'ouverture du câble et d'assurer la continuité de type périodicité. En ces points, les agrafes ne peuvent être utilisées (pas de reprise d'efforts vers l'extérieur). Afin d'éviter tout « effilochement » vers l'extrémité du câble, un serre-câble a été attaché sous chaque épissure.

Le filet est placé entre les deux parties du châssis. Ce dernier est placé verticalement et fixé sur la dalle d'essai, le vérin permet alors d'exercer une force de traction verticale sur la partie haute de l'échantillon à l'aide d'un palonnier (Figure II. 17).

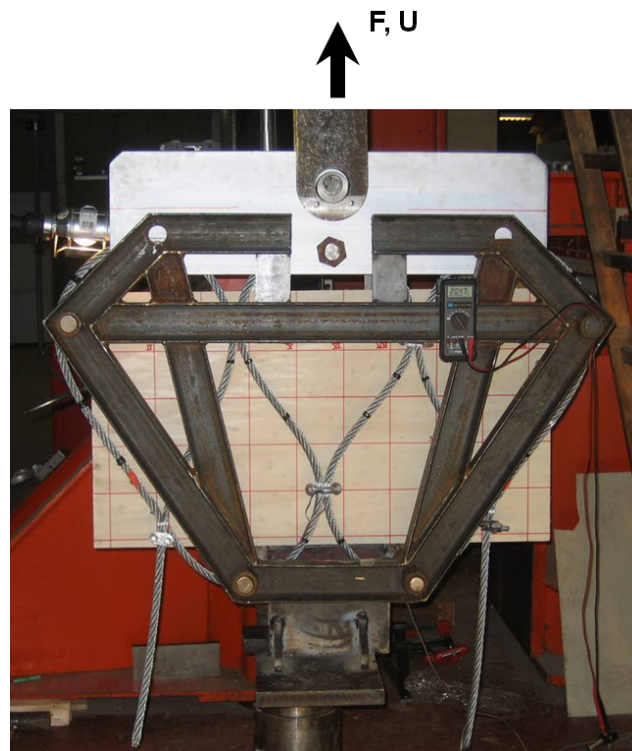


Figure II. 17 : Equipements de l'essai

Deux campagnes d'essais ont été réalisées, une première campagne sur les mailles avec agrafes rigides et une deuxième sur les mailles avec agrafes fusibles.

II.3.2. Mailles avec agrafes rigides

II.3.2.1. Essais expérimentaux

Il s'agit des mailles de filets constituées d'un câble de diamètre 16 mm. Deux types de mailles ont été testés, des mailles avec un câble rigide composé de 7 torons de 7 fils chacun et des mailles avec un câble souple composé de 7 torons de 19 fils chacun. Leur rigidité est cependant différente puisqu'elle dépend de la composition du câble.

Le chargement est assuré par un vérin, la vitesse de déplacement est de 4mm par minute. L'enregistrement vidéo nous a permis de détecter les points suivants :

- un glissement des câbles dans les deux agrafes de bord aux petits chargements, mais au-delà de 120 kN, les mailles prennent la forme d'un losange et on ne constate plus de glissement dans les agrafes.
- passé ce stade, où la géométrie du câble ne varie plus, la force augmente plus rapidement que précédemment. On remarque que la géométrie reste constante même dans les phases de déchargement et de rechargement. Une torsion est remarquée sur les câbles du bord de la maille (Figure II. 18). Cette torsion est détectée pour les différents types de mailles testés.



Figure II. 18 : Torsion dans les câbles de bord

- De nombreux craquements ont été enregistrés. Tout d'abord pour de faible chargement, dès 30 kN, ils correspondent à la mise en place et début de tension. D'autres craquements vers 300 kN correspondent au début de rupture.

Des essais avec plusieurs cycles de charges-décharge ont été effectués, le comportement est montré à la Figure II. 19 ci-dessous.

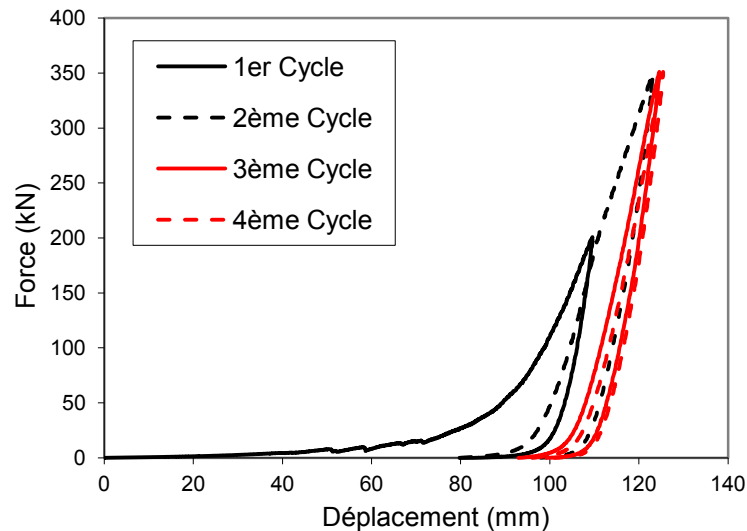


Figure II. 19 : Essai avec plusieurs cycles de charge-décharge

Ces essais montrent que :

- Le deuxième cycle présente une plasticité au-delà de 160 kN, détectée précisément en traçant la courbe correspondante à l'évolution de la rigidité tangente. Une fois la plasticité intervient, la rigidité de la courbe chute. (Figure II. 20).
- L'énergie dissipée par la maille durant la phase de mise en place et le début de sollicitation, qui correspond au travail de la maille en flexion, est assez faible, elle est de l'ordre de 10%.
- L'hystérésis est faible, il est dû au fait qu'on ne revient pas à la même configuration géométrique initiale, on a toujours des effets de glissements des câbles dans les agrafes externes, des torsions dans les portions externes du câble, et surement des effets locaux qu'on ne peut visualiser ici (après décharge, les câbles sont marqués au endroit des conditions aux limites).
- On atteint un comportement asymptotique stabilisé lors du quatrième cycle.
- Au-delà du deuxième cycle où l'on a plastifié, toute autre cycle présente un comportement élastique pure (pas de plasticité) jusqu'à la charge maximale atteinte précédemment.
- Au-niveau de l'énergie absorbée par la maille, une comparaison est faite pour les quatre cycles de chargement effectués (Figure II. 21). Pour la même force appliquée, on observe que l'énergie absorbée lors du premier cycle est de l'ordre du double de celle du deuxième cycle. L'énergie absorbée devient constante après le troisième cycle de chargement.

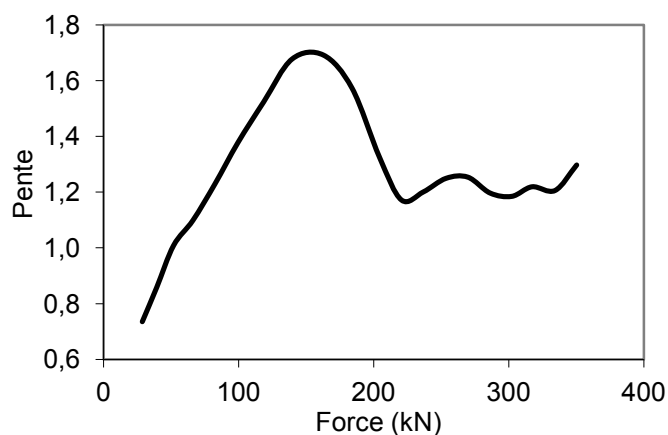


Figure II. 20 : Rigidité tangente (deuxième cycle)

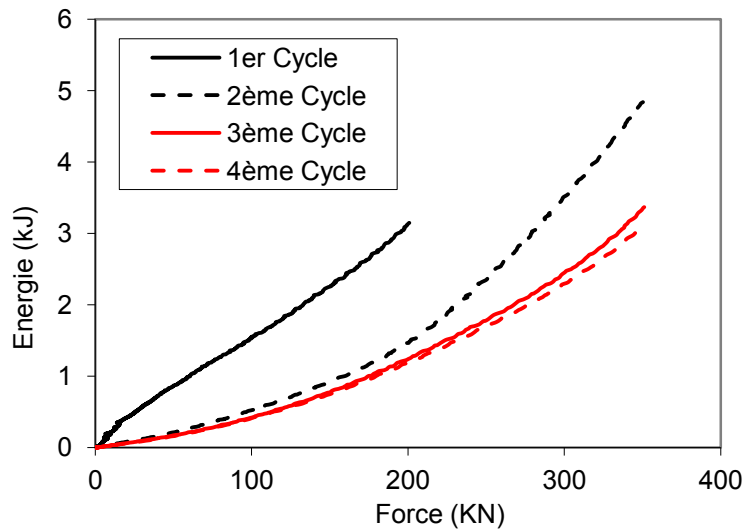


Figure II. 21 : Energie absorbée par la maille lors des quatre cycles de chargement

Cet essai met en exergue qu'une partie du travail des forces externes est initialement consommée par flexion des câbles, ceci se traduit par une très faible rigidité initiale. La particularité des structures constituées de câbles réside dans le comportement très fortement non linéaire dès l'application du chargement. Cette phase traduit le passage par des configurations géométriques ou de formes, très différentes de la configuration initiale. Le câble n'est alors pas tendu, et travaille essentiellement en flexion, dans la direction de faible rigidité. L'atteinte d'une déformée pour laquelle le comportement s'apparente à une membrane, avec essentiellement des efforts de traction, permet ensuite un comportement linéaire avec une rigidité constante qui traduit la rigidité du système pour son fonctionnement optimal (Figure II. 22). Dans cette dernière phase, la géométrie évolue très peu et l'hypothèse des petits déplacements est valable.

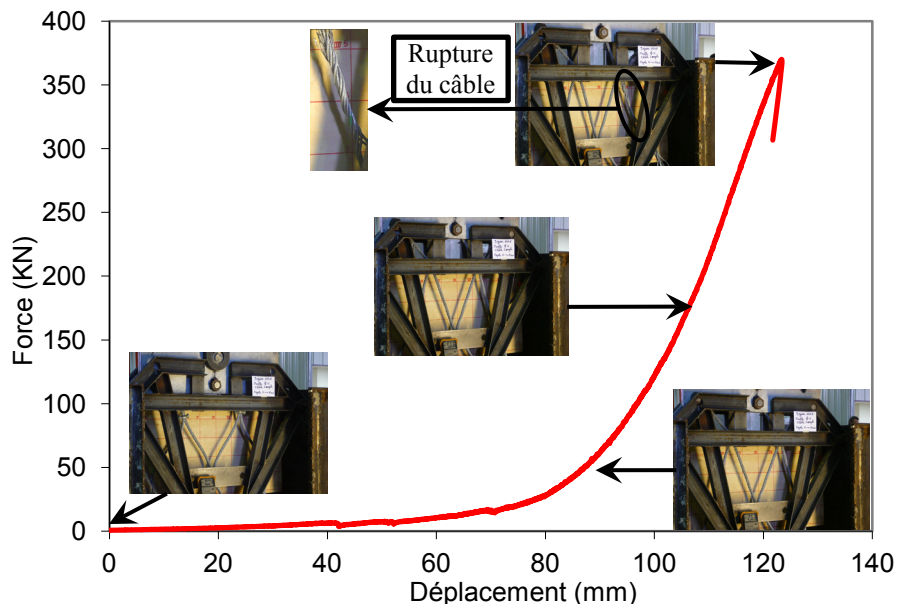


Figure II. 22 : Comportement typique des mailles avec agrafes rigides sous traction

Le comportement de ces mailles avec câble souple ou rigide est similaire (Figure II. 23), un gain léger d'énergie de l'ordre de 10 % est cependant constaté dans le cas de l'utilisation de câble rigide (Figure II. 24).

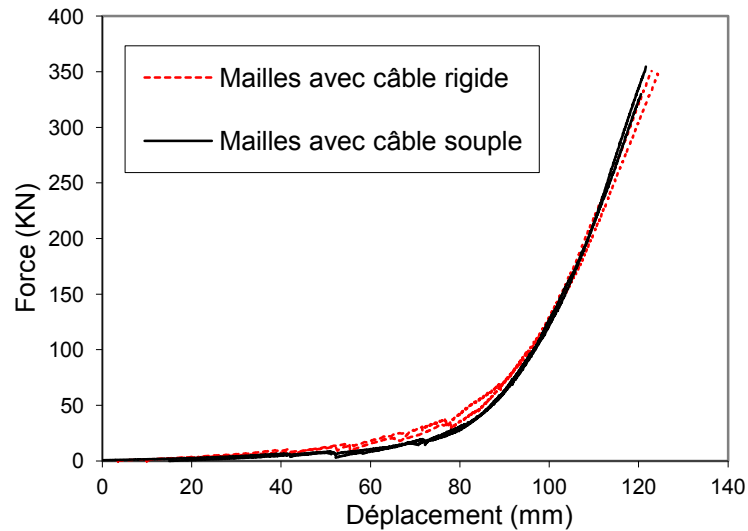


Figure II. 23 : Comparaison du comportement des mailles avec câble rigide et avec câble souple

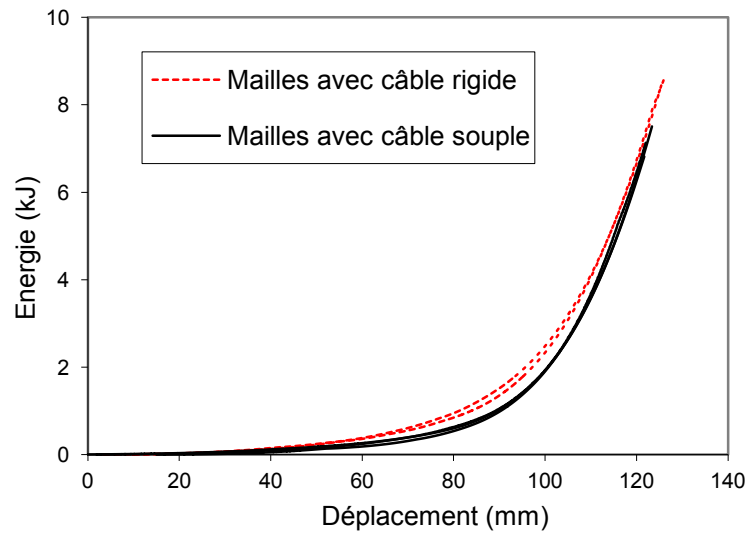


Figure II. 24 : Comparaison entre l'énergie absorbée par les mailles avec câble rigide et avec câble souple

II.3.2.2. Modélisation numérique MEF

Pour la modélisation de l'essai de la maille nous avons procédé de même, en optant pour des éléments de poutre de Bernoulli dont l'inertie de flexion est dégradée, les caractéristiques mécaniques inerties et module correspondent à celles auparavant caractérisées. La géométrie est divisée en 212 éléments de poutre avec une longueur d'élément de 25 mm (57 éléments par boucle). Le maillage utilisé et la déformée obtenue sont montrés Figure II. 25.

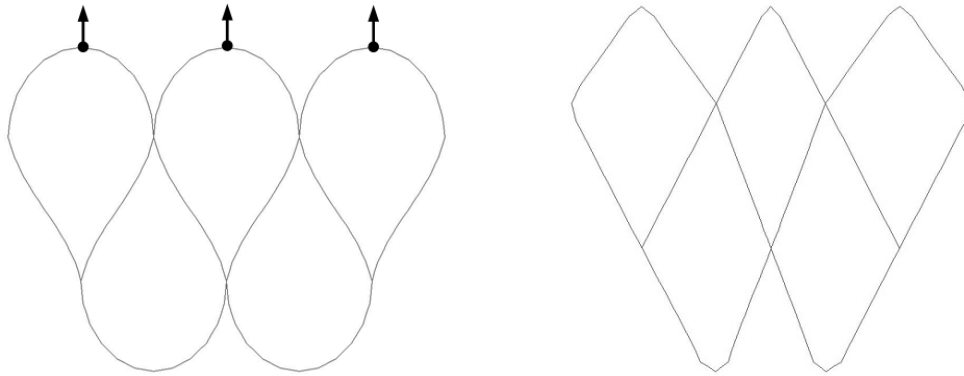


Figure II. 25 : Modèle utilisé (gauche) et déformée obtenu (droite)

Lorsque le chargement excite une direction de faible rigidité, les câbles subissent de grandes déflexions, bien que les charges soient relativement faibles. Ces grandes déflexions induisent un changement de configuration de la structure qui permet alors d'exciter les rigidités dites de membrane du câble bien que les efforts soient orthogonaux aux câbles.

La Figure II. 26 ci-après illustre la comparaison entre le comportement expérimental et la modélisation numérique, menée en implicite, obtenu pour une maille en traction dans son plan. Le modèle numérique permet de retrouver quasiment l'ensemble du comportement, mis à part la phase initiale qui dépend très fortement de la présence ou pas d'une précontrainte initiale appliquée au câble lors de sa mise en place, mais aussi des glissements du câble sur les pièces support ainsi que dans les agrafes. La prise en compte de ces derniers aspects nécessiterait la modélisation de contacts avec frottement et glissement. Sachant que cette approche serait prohibitive (temps de calcul) à l'échelle du filet complet, et sachant par ailleurs que l'énergie dissipée dans cette première phase de mise en tension reste négligeable, nous avons opté pour une approche qui ne prend pas en compte ces aspects et qui permet toutefois de capturer l'essentiel des non linéarités.

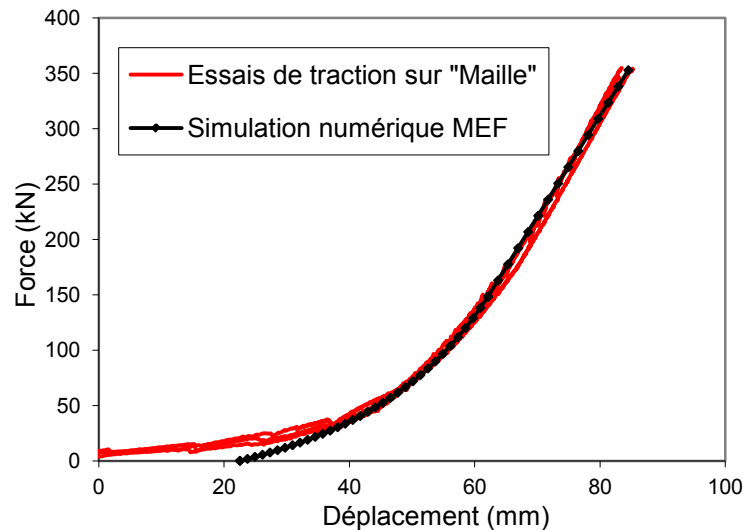


Figure II. 26 : Essai maille : comparaison essais/calcul

Les paramètres du câble de diamètre 16 mm recalées à l'échelle de la maille sont :

- Section : 116 mm² (la somme des sections des fils élémentaires).
- Inertie : 600 mm⁴ (valeur théorique = 2104 mm⁴)
- Module d'Young : 103 000 MPa

II.3.3. Mailles avec agrafes fusibles

II.3.3.1. Première campagne d'essais : pilotage en déplacement imposé

Le comportement de l'échantillon est montré Figure II. 27. Nous sommes toujours en déplacement imposé et à la même vitesse de 4 mm/min. L'ordre de rupture des agrafes est aléatoire suite à une distribution des efforts internes différente d'une maille à l'autre, les agrafes passent par plusieurs états :

- Etat initial, la géométrie de l'agrafe reste inchangée sous une charge inférieure à 50 kN (Figure II. 27a).
- Rupture franche de l'agrafe tout en restant attachée sur les câbles à une charge de 118 kN puis chute de l'effort car le pilotage est en déplacement imposé. (Figure II. 27b).
- Détachement totale de l'agrafe après un rechargement jusqu'à 55 kN. (Figure II. 27c).
- Même procédure pour les deux autres agrafes (rupture franche puis détachement totale).
- Rupture du câble à une charge de 345 kN (Figure II. 27d).

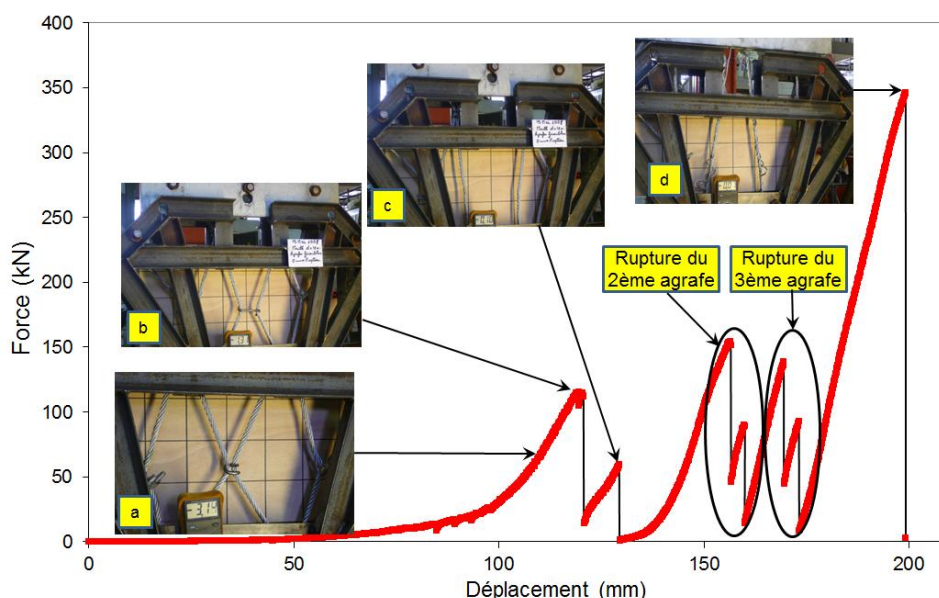


Figure II. 27 : Comportement d'une maille 12 mm avec agrafes fusibles en déplacement imposé

La rupture d'une agrafe se fait en deux étapes, une ouverture franche (Figure II. 27 b) puis une rupture totale (Figure II. 27 c). Ce comportement est similaire à celui de l'essai de caractérisation de l'agrafe seul en déplacement imposé où la rupture se faisait aussi en deux étapes. En gros, on peut dire que cet essai s'agit de trois essais de traction sur trois agrafes en série combiné avec un essai de traction sur une maille avec agrafes rigides.

La rupture des agrafes n'a pas modifié la capacité portante de la maille (force de rupture du câble) qui se trouve très proche de celle obtenue pour l'essai de la maille avec agrafes rigides.

II.3.3.2. Deuxième campagne d'essais : pilotage en force imposée

Plusieurs questions étaient posées quant au comportement des mailles quand l'agrafe fusible se casse. Est-ce que la chute de force est réellement équivalente à celle que l'on a obtenue sachant que l'on pilote en déplacement ? Est-ce que le gain d'énergie dans le cas réel est du même ordre que celui obtenue ? Est-ce que l'agrafe casse vraiment en deux étapes ?

Nous pensons que les résultats obtenus en déplacement imposé ne sont peut-être pas représentatifs du comportement in situ. On ne peut pas appréhender le comportement réel en se basant sur des essais pilotés en déplacement imposé. Bien que le traitement en force imposée par un vérin hydraulique reste un peu loin de la réalité surtout au moment de la rupture des agrafes, nous pensons cependant être plus proches de la réalité.

Pour cela, nous avons imposé un incrément de force de 15 kN/min, le vérin cherche à atteindre la consigne rapidement. On trouve que la force monte instantanément jusqu'à 8 kN puis le vérin se stabilise en suivant bien la consigne. L'asservissement du vérin se perturbe après chaque rupture d'une agrafe. La rupture du deuxième et du troisième agrafe se fait quasiment au même instant, (Figure II. 28).

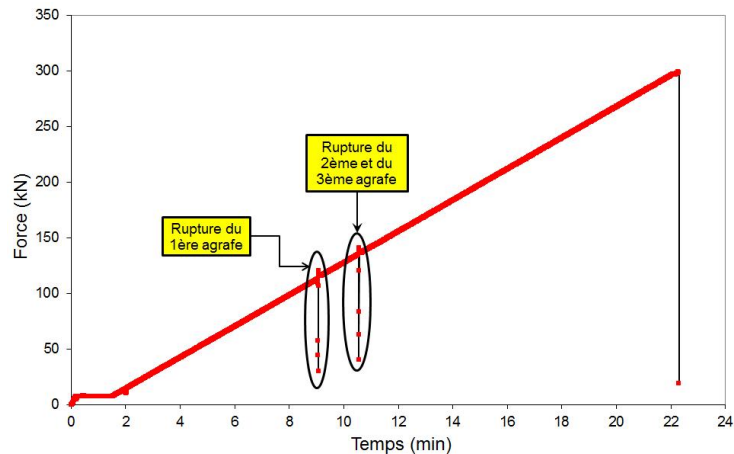


Figure II. 28 : Vitesse d'asservissement du vérin

Nous avons les mêmes remarques que celles détaillées auparavant (glissement des câbles dans les agrafes externes, des petits craquements correspondant à la mise en place et début de tension, des craquements correspondant au début de rupture du câble, on constate des torsions dans les portions externes de la maille...). Dans ce cas, la rupture de chaque agrafe est produite en une seule étape, le comportement obtenu est décrit à la Figure II. 29 ci-dessous.

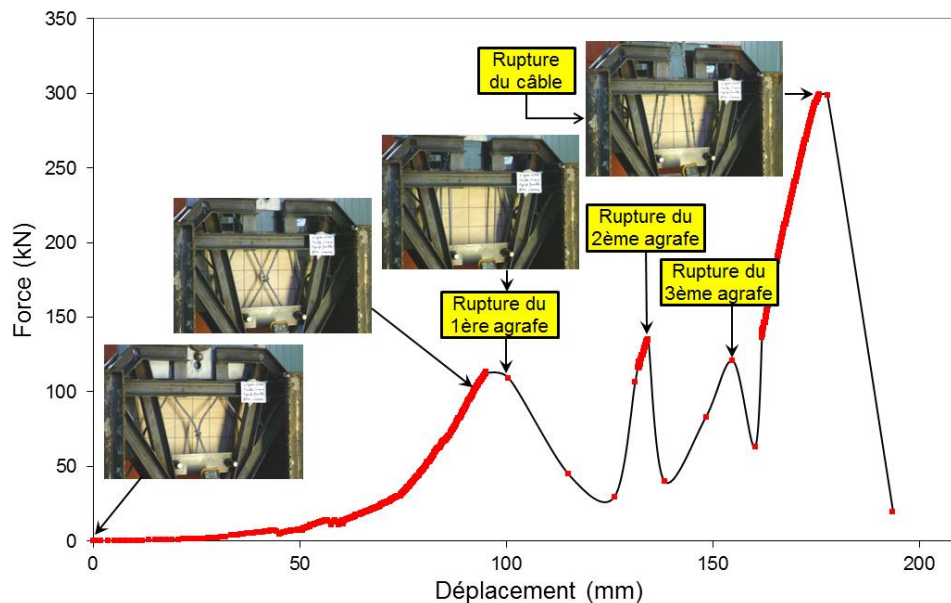


Figure II. 29 : Comportement d'une maille avec agrafes fusibles en force imposée

La rupture des agrafes est un phénomène qu'on peut classer comme dynamique. Le système d'acquisition utilisé pour cet essai est un système quasi-statique de fréquence d'acquisition maximale de 5 Hz. Cette fréquence n'a été pas suffisante pour capturer proprement le comportement post-rupture des agrafes puisque le nombre de points de mesures dans cette phase n'est pas suffisant. La rupture des deux derniers agrafes s'effectue presque au même instant, c'est comme si elles sont sollicités en parallèle.

Cet essai a été modélisé par deux méthodes, la méthode des éléments finis, ainsi que la méthode des éléments discrets.

II.3.3.3. Modélisation numérique MEF

Pour obtenir le bon accord entre les résultats numériques et expérimentaux plusieurs paramètres ont été calibrés. Le module d'Young, la rigidité, la force de rupture et le comportement des matériaux.

Une loi de comportement de type élasto-plastique parfait a été adopté pour les barres qui simulent les agrafes fusibles. La section de de l'élément « barre » a été fixée à la valeur réelle de la section de l'agrafe. Le plateau de déformation plastique a été calibré d'une façon à donner des valeurs de rupture des agrafes proches des valeurs obtenues expérimentalement dans l'essai « maille ».

L'essai modélisé s'agit d'une maille avec câbles de diamètre 12 mm et des agrafes fusibles. Le Tableau II. 1 donne les paramètres du câble et des agrafes avec lesquels on a obtenu des résultats identiques à ceux des essais expérimentaux.

Câble	Section (mm ²)	62
	Module de Young (MPa)	90000
	Inertie (mm ⁴)	60
Agrafe Fusible	Section (mm ²)	50
	Module de Young (MPa)	1500

Tableau II. 1 : Données du calcul – Essai maille 12 mm avec agrafes fusibles

La structure, décrite Figure II. 30, est divisée en 443 éléments avec une longueur d'élément de 10 mm.

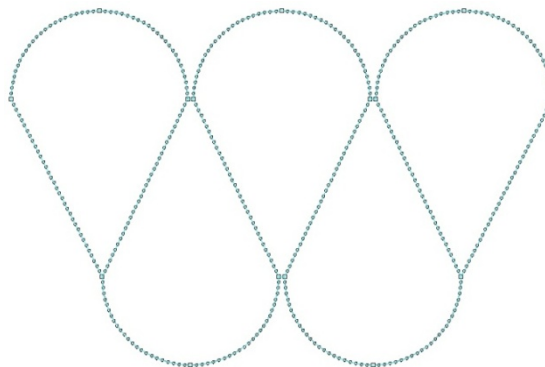


Figure II. 30 : Maillage utilisé pour la simulation de l'essai « Maille »

La simulation numérique de l'essai de traction sur la maille peut être décomposée en 4 phases (Figure II. 31).

- 1) Tout d'abord, la géométrie change fortement sans que la maille ne supporte beaucoup de charge. Cela est dû à la faiblesse de sa rigidité globale. C'est une phase de déformation où les boucles se transforment progressivement en des losanges.
- 2) Ensuite, la force augmente jusqu'à la rupture de l'agrafe centrale. Encore une fois, le maillage peut se déformer librement sans augmentation de la force axiale, à cause de la distension du câble et de la réorganisation de la maille.
- 3) La redistribution des efforts permet une reprise d'effort jusqu'à l'atteinte du second pic, qui correspond à la rupture simultanée des deux agrafes latérales. Notons que ce n'est pas le cas pour les essais expérimentaux où les deux dernières agrafes ne rompent pas simultanément mais successivement. Seul le calcul traduit effectivement une symétrie parfaite.
- 4) Enfin, un plateau plastique qui correspond à la rupture du câble.

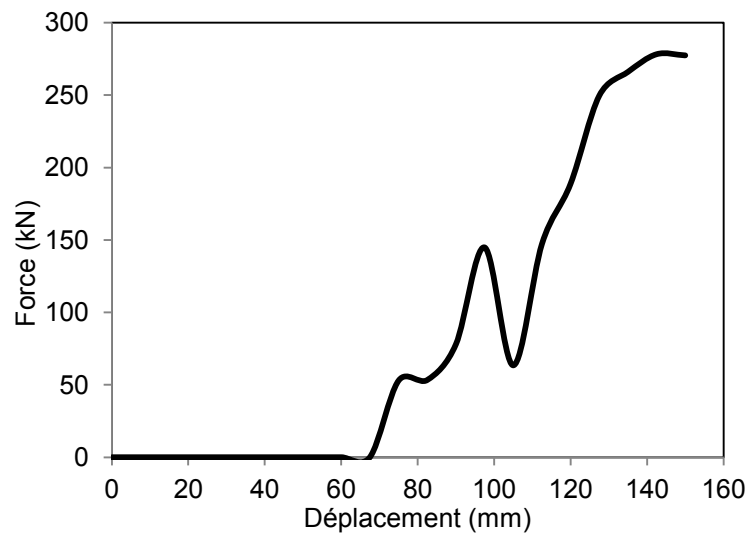


Figure II. 31 : Résultat Numérique de la simulation de l'essai « Maille »

La Figure II. 32 ci-dessous illustre l'état de la déformée de la maille donnée par le code aux EF. On observe que la rupture des deux dernières agrafes se fait en même temps.

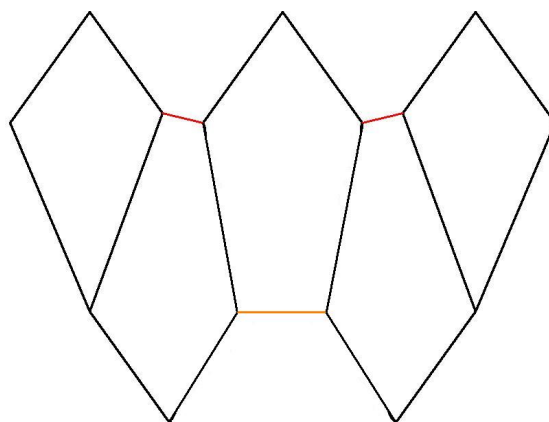


Figure II. 32 : Essai maille : déformée numérique

La Figure II. 33 présente une comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux. On observe une concordance entre les 2 courbes pour ce qui est de la force de rupture des agrafes ainsi que du câble.

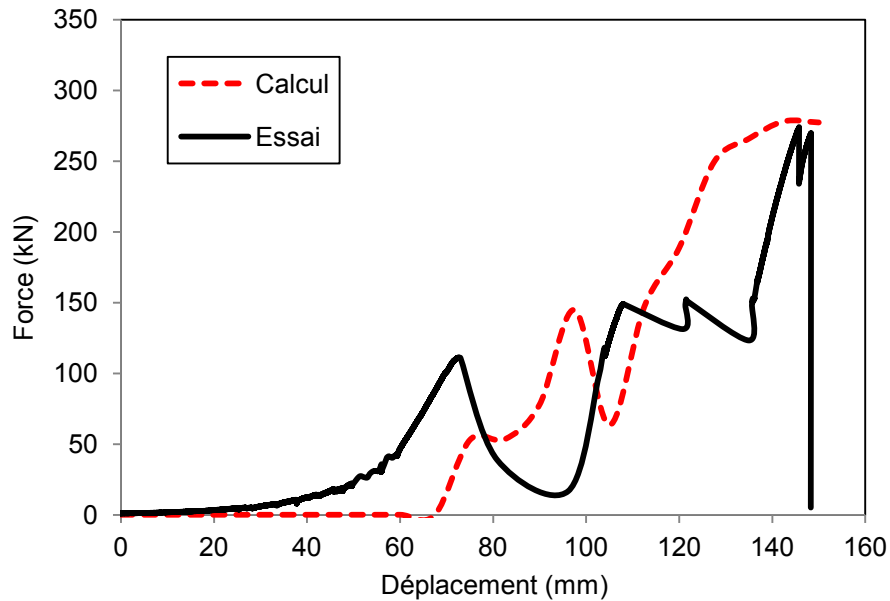


Figure II. 33 : Essai maille : Comparaison essai en force imposé/calcul

II.3.3.4. Modélisation numérique MED

Le principe utilisé pour modéliser la nappe d'un filet est de placer les particules aux intersections des câbles constitutifs du filet. Ainsi, il existe deux sortes d'intersections qui traduisent des interactions de particules : les interactions dues aux câbles et celles dues aux agrafes (Figure II. 34).

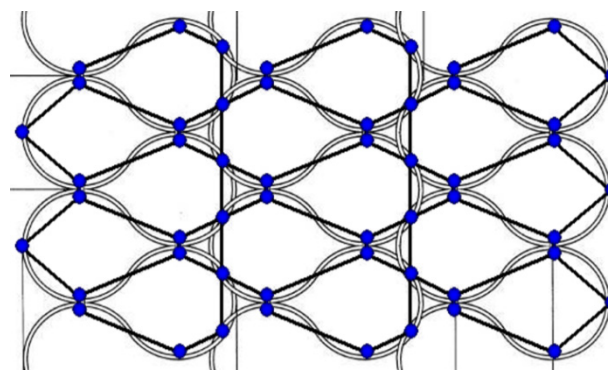
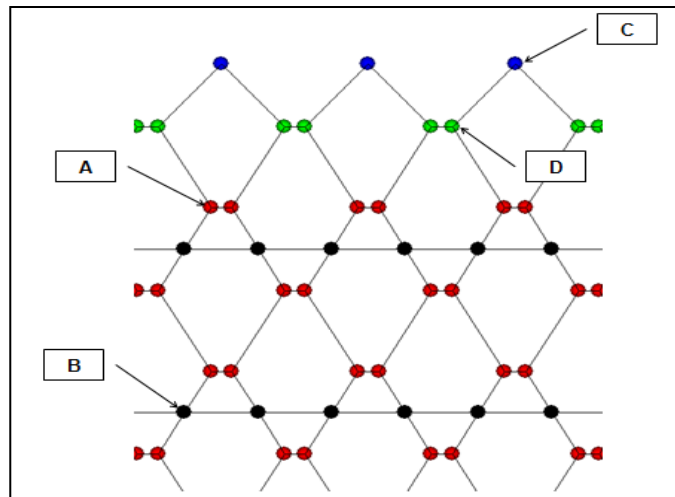


Figure II. 34 : Discrétisation du filet en particules

Il existe quatre familles de particules comme indiqué à la Figure II. 35.



Famille de particules A	Famille de particules B	Famille de particules C	Famille de particules D
reliées par une agrafe	positionnées aux entrecroisements de câbles	représentant les conditions aux limites	variantes des particules A reliées aux particules C.
3 voisins	4 voisins	2 voisins	3 voisins
Voisin 1 : particule A reliée par un câble	Voisin 1 : particule B telle que $x_3 > x_1$	Voisin 1: particule D	Voisin 1: particule A
Voisin 2 particule B	Voisin 2 : particule A telles que $x_2 > x_4$	Voisin 2: particule D	Voisin 2: particule C
Voisin 3 : particule A reliée par une agrafe	Voisin 3 : particule B telles que $x_3 > x_1$		Voisin 3 particule D reliée par une agrafe
	Voisin 4 : particule A telles que $x_2 > x_4$		

Figure II. 35 : Les différents types de particules du filet G.T.S.

La création d'un modèle de filet suit les étapes suivantes :

- Premièrement, les particules sont placées géométriquement selon une trame, en enregistrant leur type.
- Une fonction permet ensuite de détecter les voisins de chaque particule (tous les éléments connectés à cette particule).
- Enfin, le calcul proprement dit est effectué : à chaque pas de temps, les forces d'interactions sont calculées suivant les lois de comportement que nous avons au préalable paramétrées.

Compte tenu de la technologie du filet (tricotage du câble), le mécanisme de ruptures successives est pris en compte. La rupture du câble provoque un glissement du câble et conduit à rompre l'entremêlement initial. Ce phénomène est modélisé comme indiqué sur la Figure II. 36.

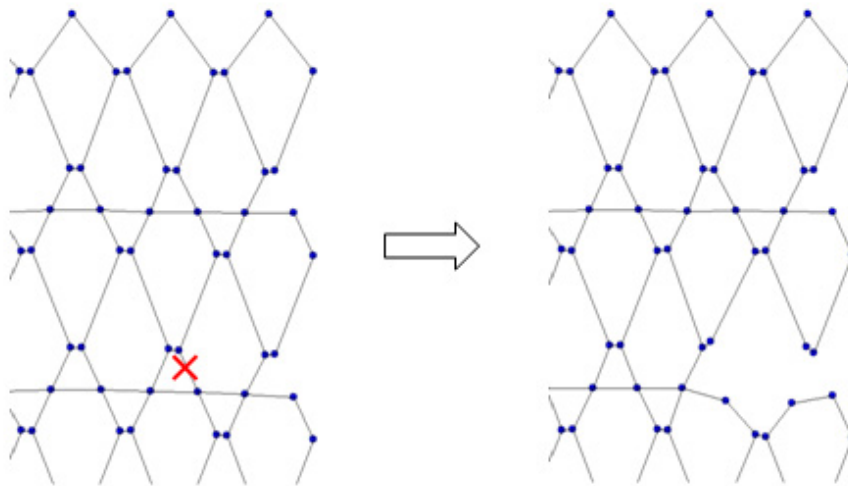


Figure II. 36 : mécanisme de la rupture en chaîne

Le modèle développé pour simuler l'essai de traction réalisé sur la maille est présenté à la Figure II. 37.

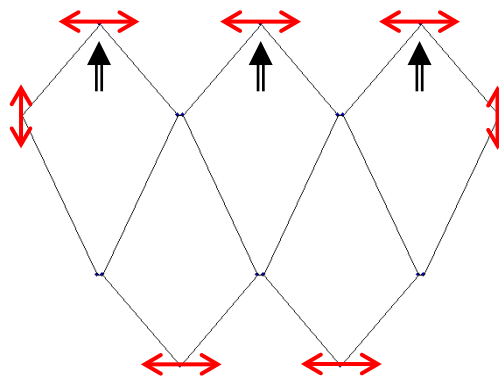


Figure II. 37 : Modèle ED de l'essai "Maille" avec agrafes fusibles.

Le déroulement de l'essai peut se décomposer en cinq phases (Figure II. 38) :

- une mise en place de la maille caractérisée par une raideur faible sur le graphe force-déplacement ; dans les essais expérimentaux, cette phase représente le changement de géométrie des câbles, depuis les boucles lâches jusqu'aux losanges tendus
- un premier pic de force qui correspond à la rupture de l'agrafe centrale

- une réorganisation de la maille caractérisée par une réaction nulle
- un second pic de force correspondant à la rupture des deux agrafes latérales
- un dernier pic représentant la rupture du câble

Le modèle numérique ne tient pas compte de la dissymétrie de la diffusion des efforts dans le cas expérimental. C'est la raison pour laquelle la rupture des deux agrafes latérales se produit au même moment.

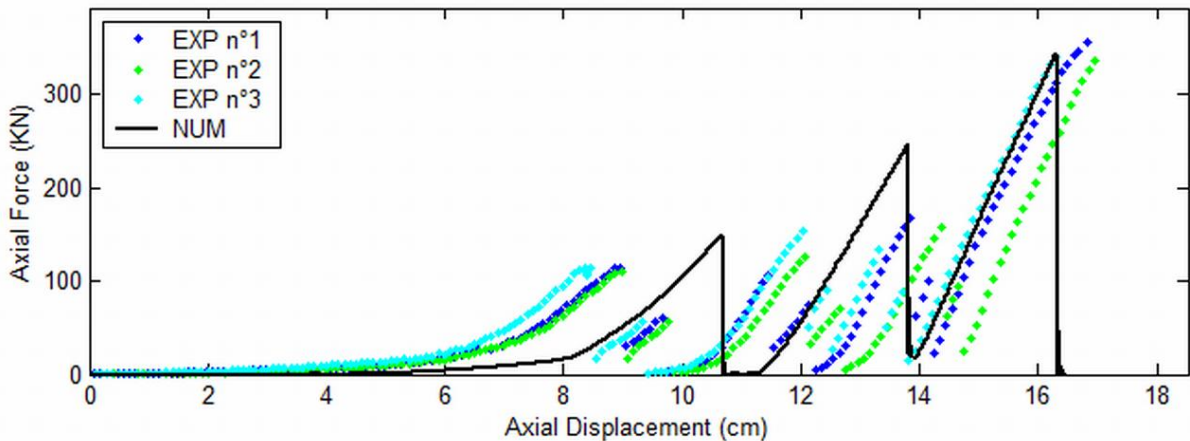


Figure II. 38 : Comparaison des résultats expérimentaux en déplacement imposé et numériques obtenus par la MED – Chargement en déplacement imposé

II.3.4. Comparaison entre mailles avec agrafes rigides et avec agrafes fusibles

L'introduction dans le filet d'agrafes fusibles permet d'optimiser l'absorption d'énergie. Une dissipation supplémentaire est favorisée par la plastification de l'agrafe qui accompagne l'ouverture de celle-ci, la rupture de l'agrafe engendre une chute de l'effort. Le système étant cependant redondant, une redistribution des efforts et du chemin de diffusion des contraintes permet à nouveau un accroissement de la capacité portante. Ce processus peut être itéré jusqu'à rupture de la dernière agrafe.

In fine, le choix des agrafes fusibles permet un gain important d'énergie dissipée par le filet, de l'ordre de 270 % pour le cas de l'essai avec un câble de 12 mm (Figure II. 39), ceci en retenant une quantification de l'énergie à l'état ultime.

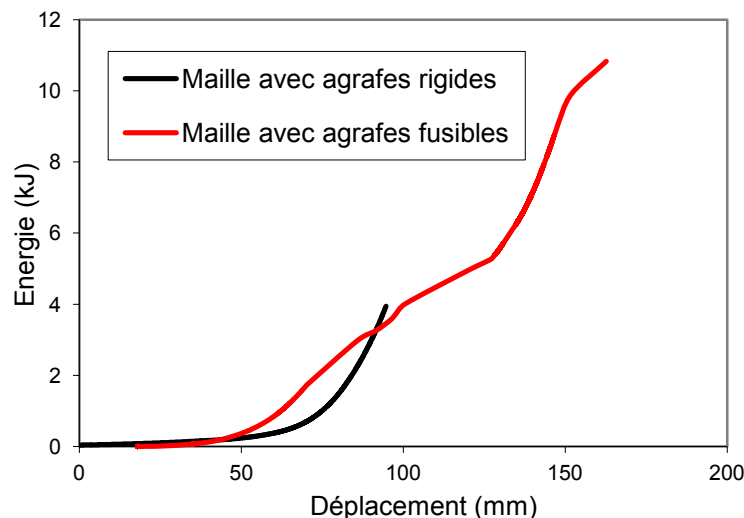


Figure II. 39 : Absorption d'énergie : mailles 12 mm avec agrafes rigides ou agrafes fusibles

II.4. Caractérisation de la nappe du filet

Afin d'analyser le comportement du filet et d'estimer sa charge ultime, un essai plus représentatif a été conçu pour étudier la réponse à l'échelle de la nappe en conditions hors plan (Figure II. 40). Une portion de filet à échelle $\frac{1}{2}$ de 2×2 m est fixée à un cadre rigide par l'intermédiaire de cardans reliés à des tiges équipées de jauges de déformation. L'utilisation de cardans aux divers points de fixation permet de libérer les rotations du câble afin de représenter au mieux le fonctionnement réel d'un filet de protection en dehors de l'influence des divers systèmes de jonction latérale. Un vérin hydraulique permet l'application d'une charge orthogonale au plan du filet sur une surface représentative de la taille d'un bloc, simulant ainsi de manière quasi-statique l'impact d'un bloc sur le filet. L'instrumentation du vérin à l'aide d'un capteur de déplacement et d'un capteur de force, l'instrumentation du filet à ses extrémités grâce à l'utilisation de tiges munies de jauges de déformation, enfin l'utilisation de caméras CCD, permettent de suivre l'évolution des déformées et de tracer la courbe charge / flèche qui traduit le comportement et caractérise l'énergie absorbée par le filet.

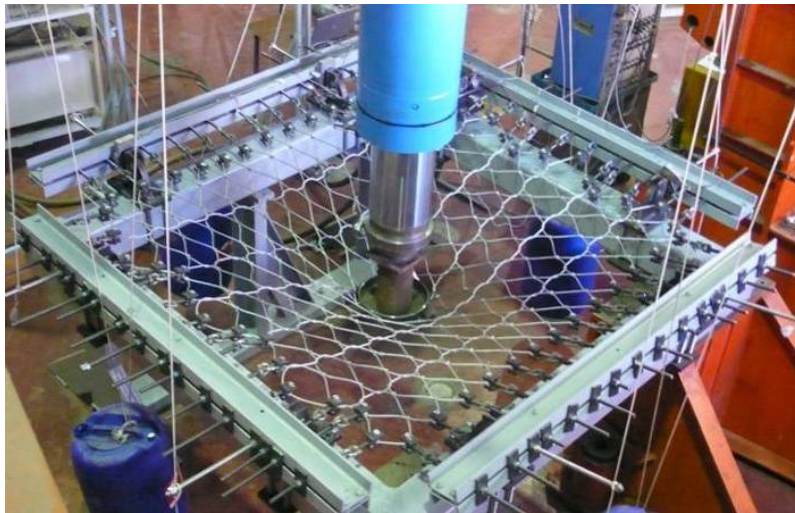


Figure II. 40 : Essai d'un filet en laboratoire

Diverses configurations de filets ont ainsi été étudiées, pour lesquelles la section du câble utilisée, le nombre de mailles mais aussi la nature des agrafes rigides ou fusibles reliant les mailles représentaient les paramètres d'étude.

II.4.1. Filet avec agrafes rigides

II.4.1.1. Caractérisation expérimentale

Deux types de filets sont testés, un filet de câble de diamètre 8 mm et un filet de câble de diamètre 6 mm. La taille du filet est la même ($2 \text{ m} \times 2 \text{ m}$). Un facteur d'échelle est appliqué sur la taille des mailles en effectuant une homothétie du même rapport $6/8$. La Figure II. 41 résume une partie des résultats de l'étude. Nous constatons à nouveau, comme pour l'étude de la maille, une première phase non linéaire qui traduit la mise en tension du filet. Au début du chargement la flexion domine, le chargement sollicite alors la plus faible rigidité, ce qui explique les très grands déplacements et grandes rotations de cette phase initiale. L'incrémentement du chargement conduit ensuite à une seconde phase linéaire qui traduit un comportement membranaire, la forme des mailles du filet n'évolue plus. Cette phase est suivie par une troisième phase non linéaire qui traduit la plastification localisée des câbles,

ainsi que la rupture de brins. L'effondrement est brutal et se traduit par une rupture du câble au voisinage de la zone « impactée ».

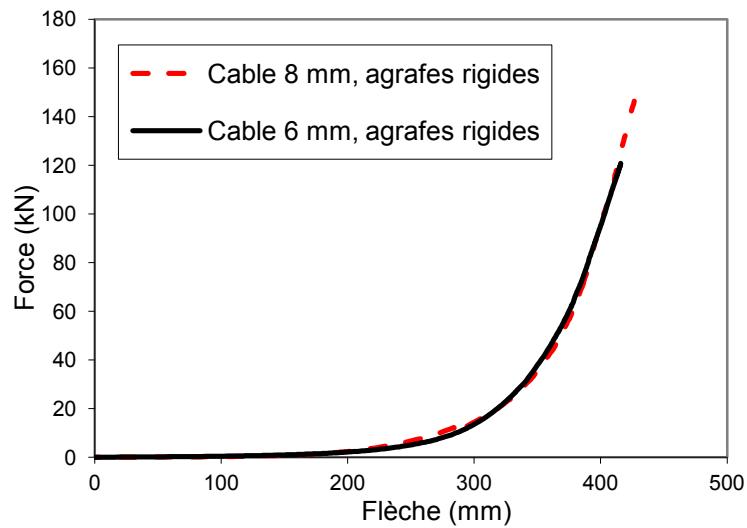


Figure II. 41 : Essai filets : courbes charge/flèche

Le filet avec câble de 6 mm est déduit du filet avec câble 8 mm par une homothétie de la taille de la maille. Cela a conduit à un comportement similaire des deux filets hormis la résistance finale.

Le filet est caractérisé par une orthotropie induite par la géométrie de sa maille constitutive. Afin de la caractériser, les appuis principaux sur le bâti de reprise d'effort, sont équipés de capteurs de force et les divers points d'attaches de la nappe sont reliés à des tiges munies de jauges préalablement étalonnées (Figure II. 42).

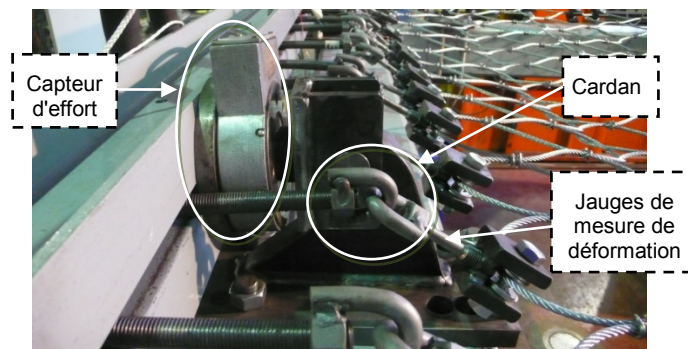


Figure II. 42 : Instrumentation et conditions aux limites du filet

Les résultats montrent que le filet étudié supporte selon l'axe principal de la boucle (axe Y) caractérisant les mailles, une résultante d'effort de 60 à 80 % supérieure à l'effort repris orthogonalement à cet axe (axe X), (Figure II. 43).

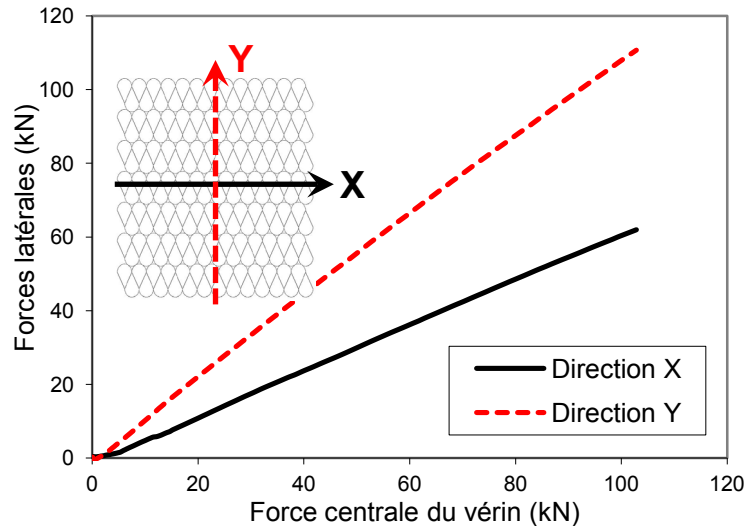


Figure II. 43 : Réactions aux appuis suivant les deux sens du filet

La surface d'application de la charge est aussi un paramètre important. Une campagne d'essais est donc menée pour évaluer les effets de ce paramètre. Pour ces essais un fond de forme "sphérique" est positionné en tête du vérin. Plus la surface directement sollicitée est grande, plus on tend rapidement vers la phase purement membranaire caractérisant la rigidité finale. D'autre part, moins la surface est importante, plus l'effet de poche localisé est excité et cette singularité induit des gradients de contrainte très localisés sur les câbles au voisinage de la zone sollicitée, ce qui explique des ruptures prématurées. Ces phénomènes sont d'autant plus remarquables que la section des câbles et la taille des mailles sont petites. Ces effets sont mis en exergue à la Figure II. 44.

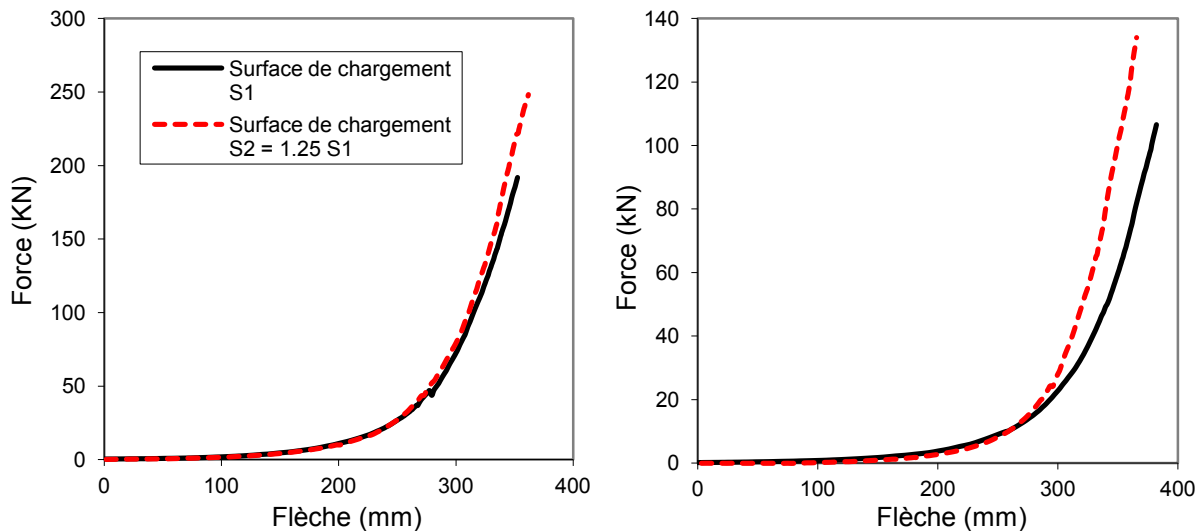


Figure II. 44 : Effet de la surface d'impact sur le comportement du filet 8 mm (à gauche) et sur le filet 6 mm (à droite)

II.4.1.2. Modélisation MEF avec des éléments de poutres dégradés

Le modèle numérique utilisé, pour la modélisation des essais de nappes de filets s'agit conformément aux précédentes simulations, d'éléments de poutre de Bernoulli dont la rigidité de flexion est dégradée. L'influence des deux paramètres, le module d'inertie I et le module d'Young E est montré à la Figure II. 45 pour le cas de filet avec des câbles de diamètre 6 mm. Cette figure atteste que le module d'inertie pilote le comportement dans la

première phase du comportement, phase dite de flexion. La deuxième phase du comportement, phase membranaire, est pilotée par le module de Young.

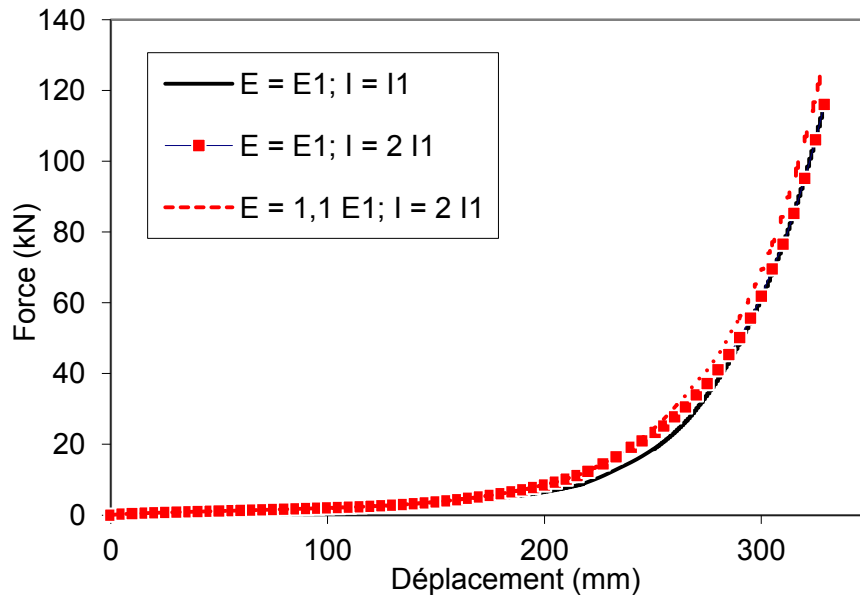


Figure II. 45 : Filet 6 mm : effet des paramètres numériques module d'inertie I et module d'Young E

Le modèle numérique est illustré à la Figure II. 46. La longueur moyenne d'un élément est de 30 mm. La déformée obtenue est illustrée Figure II. 47.

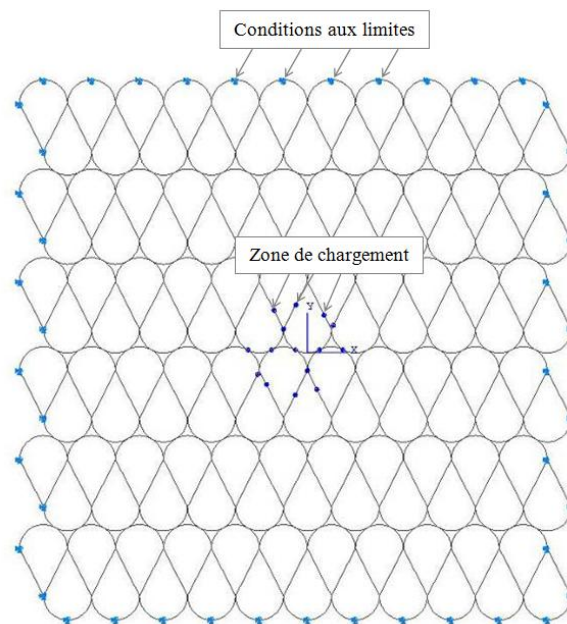


Figure II. 46 : Modèle numérique de l'essai de poussé sur filet

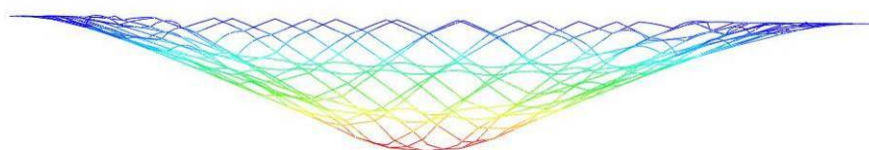


Figure II. 47 : Déformée obtenue numériquement de l'essai de poussé sur filet

Les courbes obtenues expérimentalement sont très similaires, ce qui traduit une bonne reproductibilité et donc représentativité du comportement, mis en exergue par l'essai. La modélisation numérique recoupe bien les résultats expérimentaux, bien que les effets de glissements-frottements au niveau des agrafes rigides ne soient pas considérés. Cette hypothèse est en adéquation avec les observations expérimentales qui confirment, que ces glissements restent très limités et confinés à quelques agrafes au voisinage de la zone directement sollicitée. Ce modèle ne prend cependant pas en compte la tension initiale appliquée lors de l'essai pour maintenir le filet en position horizontale. Cette précontrainte reste cependant faible et il était difficile de l'évaluer expérimentalement. Bien que le comportement initial, avec en particulier la taille du plateau initial de rigidité quasi nulle, dépend fortement de cette précontrainte, cette phase n'induit qu'une faible dissipation d'énergie, et sa retranscription n'est donc pas fondamentale pour la caractérisation du comportement global. Le calcul effectué est incrémental élastique isotrope, avec prise en compte des grands déplacements et grandes rotations. Les conditions aux limites traduisent en chaque point de fixation du filet une liaison de type appui simple. Le chargement appliqué est piloté en déplacement imposé et la surface sollicitée correspond aux conditions d'essais. Les problèmes de contact et frottement avec la pièce assurant le chargement ne sont pas pris en compte, les essais ont en effet mis en exergue que ces effets peuvent être négligés. La Figure II. 48 présente une comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques obtenus. Les courbes obtenues expérimentalement sur deux filets similaires, sont quasi-identiques ce qui traduit une bonne reproductibilité et donc représentativité du comportement mis en exergue par l'essai.

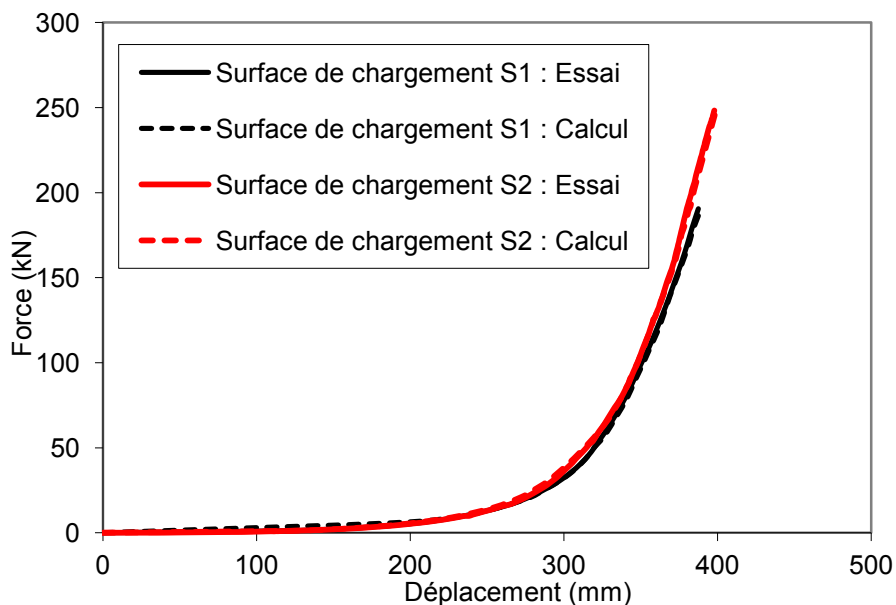


Figure II. 48 : Comparaison essais/calcul de l'essai sur filet 8 mm avec agrafes rigides

Le recalage opéré dans ce cas conduit à une valeur de l'inertie identique à celle obtenue pour la convergence essais/calculs des essais de maille. Ce qui confirme la robustesse de l'approche proposée. En comparant les résultats obtenus par le modèle avec ceux de l'essai réalisé, on constate que la modélisation traduit bien les différentes phases de comportement hormis la non-linéarité matériau observée juste avant la rupture du filet.

II.4.1.3. Modélisation MEF avec une membrane équivalente

Une autre approche est proposée : homogénéiser le filet en considérant une membrane orthotrope équivalente. Ce modèle a permis de retrouver l'allure du comportement global du filet hormis la phase de mise en place et de flexion. L'énergie absorbée par le filet est aussi convenablement estimée (surface sous la courbe de variation de la force centrale du filet en fonction de sa flèche).

La plasticité a été ensuite introduite au modèle membrane. Cela nous permet donc de caler l'effort équivalent pour lequel le filet casse numériquement au même seuil qu'expérimentalement. La Figure II. 49 illustre le modèle membrane.

L'épaisseur de la membrane est obtenue par une équivalence en masse. Le filet et la membrane ont la même masse, le même poids volumique et la même surface, l'épaisseur est ensuite calculée. Elle vaut 0,70 mm dans le cas du filet avec câbles de diamètre 8 mm.

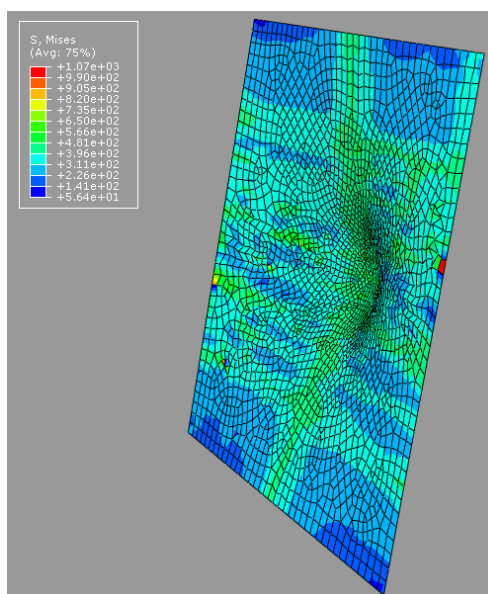


Figure II. 49 : Modèle "membrane"

Après le calage du comportement global, on a constaté que les réactions aux appuis ne correspondent pas à celles mesurées expérimentalement. Le fait de dire que la phase de mise en place et de flexion est négligeable, car elle ne contribue que très peu à la dissipation d'énergie, est exacte au sens de dissipation d'énergie, mais incorrecte du point de vue des réactions aux appuis. Du point de vue géométrique, il est impossible d'obtenir les mêmes réactions aux appuis si le déplacement du centre du filet n'est pas recalé.

La Figure II. 50 et la Figure II. 51 montrent que même si le comportement est bien calé (hormis la phase de mise en place) les réactions aux appuis sont presque 3 fois plus importantes dans le cas de la membrane.

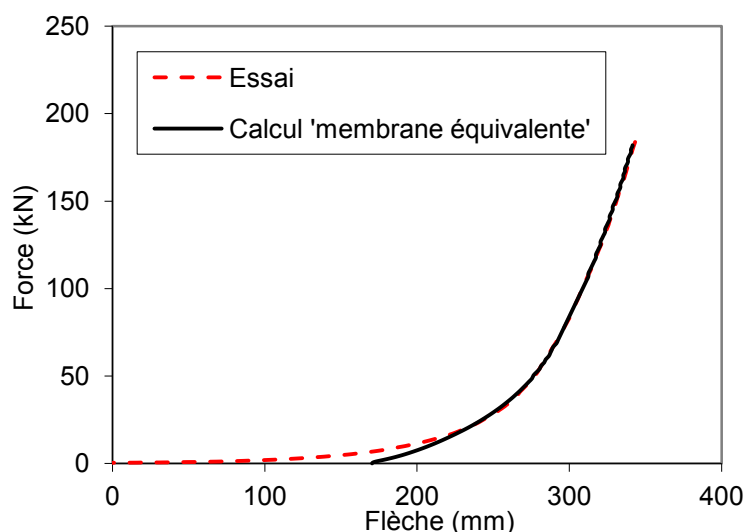


Figure II. 50 : Comportement du filet : comparaison essai - modèle membrane

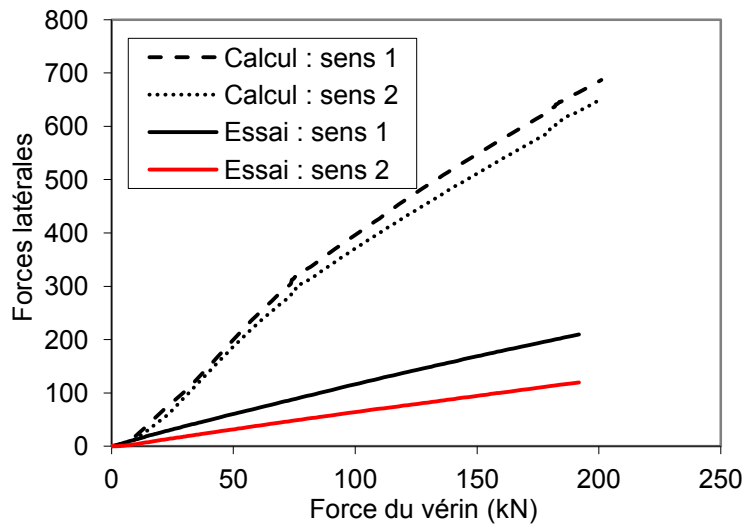


Figure II. 51 : Réactions aux appuis dans les 2 sens du filet : comparaison essai - modèle membrane

Le modèle homogénéisé en membrane équivalente a donc ces limites, il ne permet à la fois de traduire l'orthotropie (diffusion des efforts dans les deux directions principales), et la déflexion sous charge en adéquation avec les essais.

II.4.2. Filet avec agrafes fusibles

II.4.2.1. Caractérisation expérimentale

L'utilisation d'agrafes déformables permet d'initier la dissipation plastique plus tôt dans la phase de chargement. Les plastifications traduisent l'ouverture des agrafes, leurs ruptures expliquent les variations brusques d'efforts qui s'accompagnent d'une redistribution des contraintes. La fonction du filet de retenue du bloc est préservée malgré une déstructuration géométrique locale. La Figure II. 52 montre une comparaison entre le comportement du filet de câble 6 mm avec agrafes rigides et les 2 filets dont le câble est de diamètre identique mais avec des agrafes fusibles. Deux types d'agrafes fusibles sont testés. Tout d'abord les agrafes du type A qui plastifient pour de très faibles efforts. Le type B est plus robuste, la dissipation se déclenche pour des seuils d'efforts raisonnables (30 % de la force de rupture du filet) et conduit finalement à un gain important d'énergie dissipée. La courbe de variation de l'énergie absorbée en fonction du déplacement (Figure II. 53) montre un gain d'énergie de l'ordre de 280 %. Pour chaque type de filet, trois essais ont été menés, l'ensemble des phases du comportement reste parfaitement reproductible, un écart maximum de 15 % est cependant constaté pour la charge ultime.

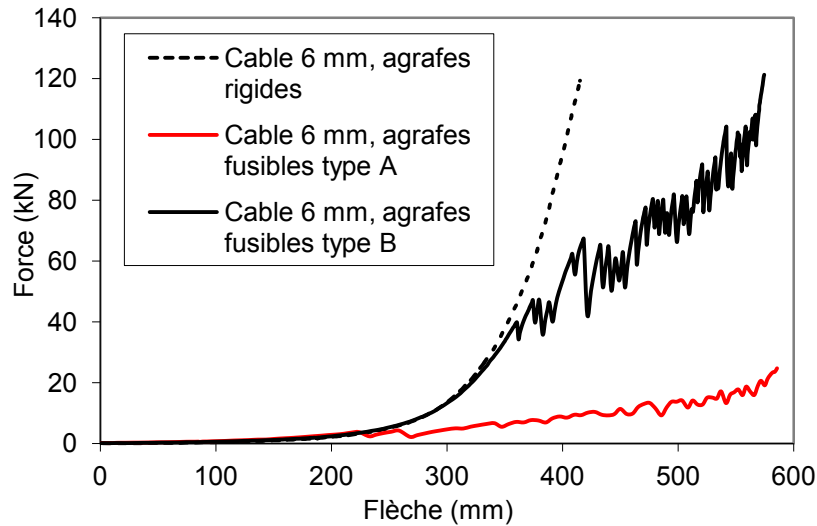


Figure II. 52 : Comparaison entre le comportement des filets avec agrafes rigides et avec fusibles

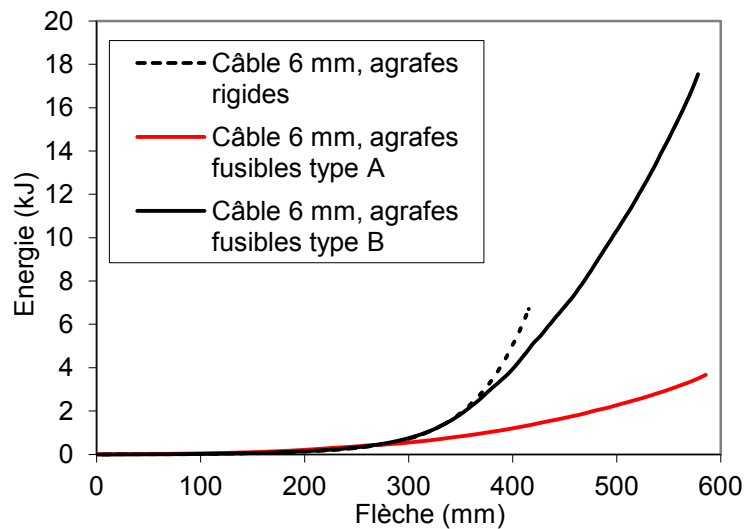


Figure II. 53 : Comparaison de l'énergie absorbée entre les filets avec agrafes rigides et avec fusibles

II.4.2.2. Modélisation MEF

Le modèle numérique utilisé est le même que celui utilisé pour la simulation du filet avec agrafes rigides. Les paramètres de ce modèle sont les même que ceux obtenus par le recalage de l'essai "maille" avec agrafes fusibles. La longueur moyenne d'un élément est de 56 mm. La déformée obtenue est illustrée Figure II. 54. Une comparaison est réalisée entre le comportement expérimental et les résultats de la simulation numérique à la Figure II. 55.

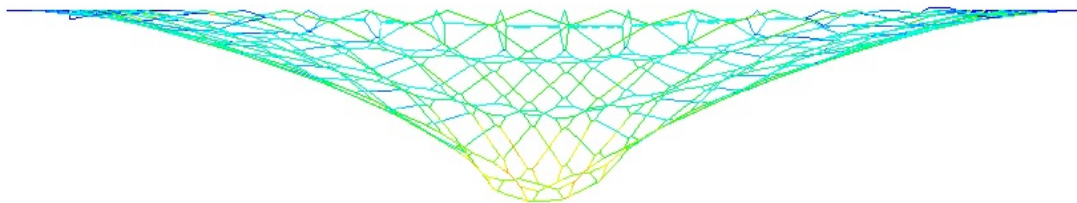


Figure II. 54 : Déformé du filet après l'application d'une force de poussée

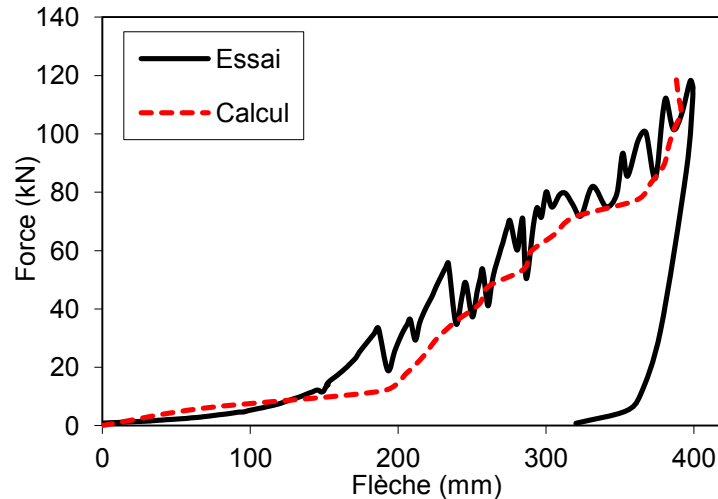


Figure II. 55 : Comparaison essai-calcul (filet avec agrafes fusible)

II.4.2.3. Modélisation MED

Cet essai sur le filet avec agrafes fusibles a été aussi modélisé via la méthode des éléments discrets DEM. Le modèle est représenté Figure II. 56 et les résultats numériques sont présentés à la Figure II. 57. En ce qui concerne les conditions aux limites, le chargement a été appliqué sur toutes les particules du filet en contact avec le vérin, et une vitesse de chargement constante a été imposée à ces particules. En outre, pour toutes les particules situées sur les rives du filet, les déplacements le long des bords sont autorisés. La réponse mécanique du filet sous le chargement peut être divisée en trois étapes. Au début, le comportement orthotrope est dominant au cours de la phase de mise en tension du filet, avec une direction plus rigide que l'autre. Cette phase est suivie par la rupture de deux câbles, ce qui permet une redistribution géométrique associée à de très faibles efforts transmis par le vérin. Enfin, la rupture globale du filet se produit, les agrafes fusibles et les câbles rompent. Comme dans le cas de la maille, les données expérimentales et les résultats numériques sont en bon accord.

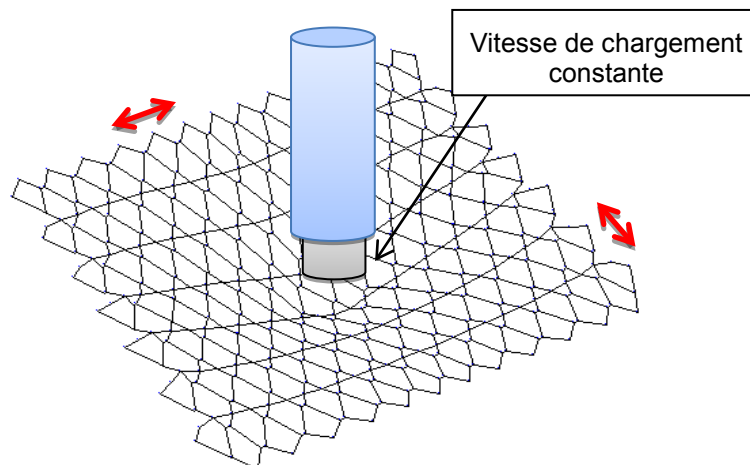


Figure II. 56 : Modèle ED proposé pour l'essai de poussé avec agrafes fusibles

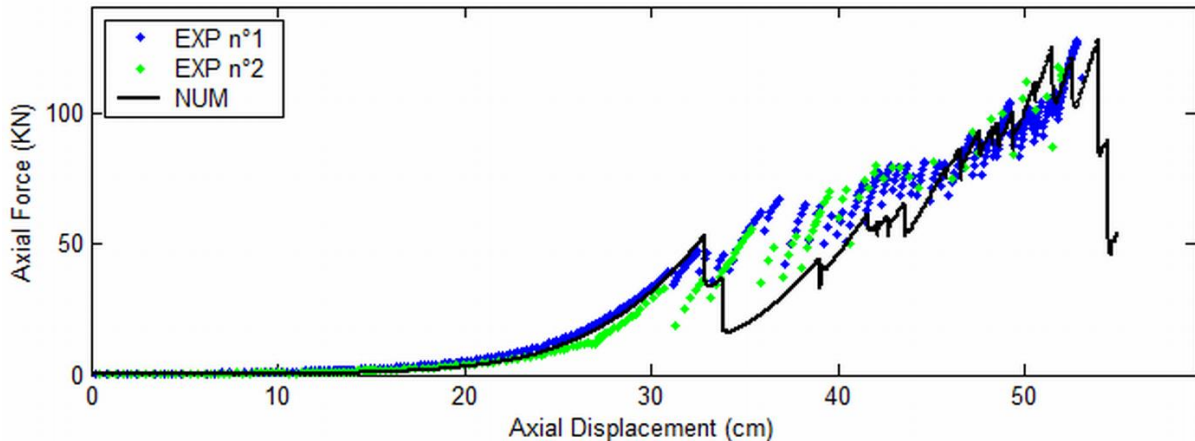


Figure II. 57 : Comparaison entre le comportement expérimental et numérique du filet avec agrafes fusibles

II.5. Conclusions

Deux essais élémentaires, essai de flexion du câble et essai d'agrafe, ont été mis au point afin de valider le choix de l'élément fini qui sera utilisé dans la modélisation. Le premier essai vise à calibrer les paramètres de module d'Young et de module d'inertie d'un élément dit « poutre dégradée ». Le deuxième essai a montré que l'angle d'ouverture d'une agrafe n'influe pas sur son comportement. En conséquence, un élément de type « barre » avec un comportement élasto-plastique a été adopté pour la modélisation des agrafes fusibles.

L'orthotropie du filet a été caractérisé. La diffusion des efforts dans le sens principale du filet est de l'ordre de 60 % à 80 % plus important que dans le sens secondaire.

Le gain d'énergie dû à la présence des agrafes fusibles dans le filet a été évalué à l'échelle de l'essai « maille » et à l'échelle de l'essai « filet ». Le gain obtenu est presque similaire pour les deux essais, il est de l'ordre de 280 %.

La modélisation du filet par membrane équivalente a montré que cette méthode a des limites, elle ne permet pas à la fois de traduire l'orthotropie (diffusion des efforts dans les deux directions), et la déflexion sous charge en adéquation avec les essais. Cette méthode a été abandonnée.

L'ensemble des études menés au niveau des divers éléments constitutifs de la nappe de filet, nous ont permis de comprendre pas à pas les phénoménologies mises en exergue lors du chargement de ces éléments constitutifs. Les non linéarités observés ont été analysés, des hypothèses simplificatrices ont permis d'épurer et de ne retenir que les paramètres clés. Les modélisations menées ont ainsi pu capturer l'essentiel du comportement. Il s'agit maintenant de s'intéresser aux éléments fusibles qui vont dissiper le plus d'énergie, ainsi qu'à des essais plus représentatifs au sens où le chargement réel est dynamique.

Chapitre III : Etude des dissipateurs d'énergie

III.1. Introduction

L'ETAG 27 (EOTA, 2008) décrit les éléments du kit de protection en trois groupes : la structure d'interception qui reçoit le bloc dans sa chute, la structure de soutien qui maintient érigée la structure d'interception, et les composants de liaisons qui transmettent l'énergie emmagasinée par la structure d'interception vers les ancrages.

Même si les ancrages ne font pas partie du kit, leur coût représente près du tiers du dispositif global et il convient alors de les ménager. Un moyen utilisé est d'agir sur les composants de liaison : leur rôle sera alors de récupérer l'énergie en provenance du filet, et de transmettre le moins possible d'efforts aux ancrages. Ces composants sont des dissipateurs d'énergie.

Le bon fonctionnement de la barrière de protection est fortement tributaire du bon fonctionnement des dissipateurs d'énergie, couramment nommés freins. Ces éléments doivent assurer la dissipation d'énergie, mais aussi doivent permettre d'écarter les pics d'effort, assurant ainsi le non dépassement d'un seuil ce qui permet de limiter la sollicitation des ancrages. L'énergie absorbée n'est dissipée que si le frein utilise un phénomène irréversible, en cas d'absorption de l'énergie par élasticité, celle-ci sera restituée dans l'ouvrage ou au niveau du bloc lorsque sa vitesse s'annule. La dissipation d'énergie peut se faire par le biais de divers phénomènes mécaniques non linéaires comme la combinaison du glissement frottement, la rupture ou propagation de fissure, le flambement, ou par combinaison des trois.

Plusieurs dissipateurs d'énergie ont été étudiés dans le cadre de la validation de l'écran de filets. Ces dissipateurs sont testés en quasi-statique ainsi qu'en dynamique.

Les essais en quasi-statiques sont effectués sur un banc de traction spécifique Figure III. 1, développé dans le cadre de cette thèse. Ce banc, de capacité 60 tonnes, permet de faire des essais d'écrasement des structures à de très grand déplacement par un vérin hydraulique de course 1400mm. Les dimensions utiles de ce banc sont 6 m en longueur et 1,80 m en largeur.

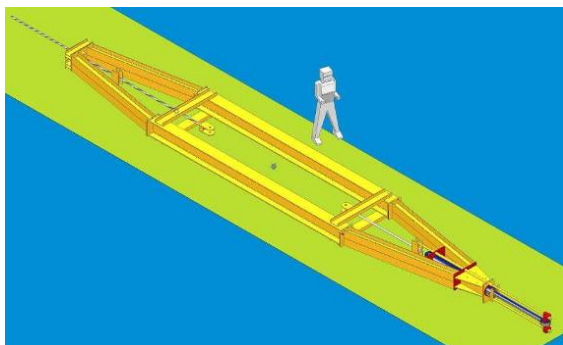


Figure III. 1 : Banc d'essais de traction en quasi-statique

Pour les essais dynamiques, un site d'essais a été mis en place dans la carrière Balthazard et Cote à Sassenage (38). Le chargement dynamique est induit par le largage d'un bloc, de masse allant jusqu'à 3 tonnes, depuis une hauteur paramétrable dans une plage de 20 mètres (Figure III. 2), ce qui correspond à une énergie maximale de 600 kJ avec une vitesse d'impact maximale de 20 m/s.

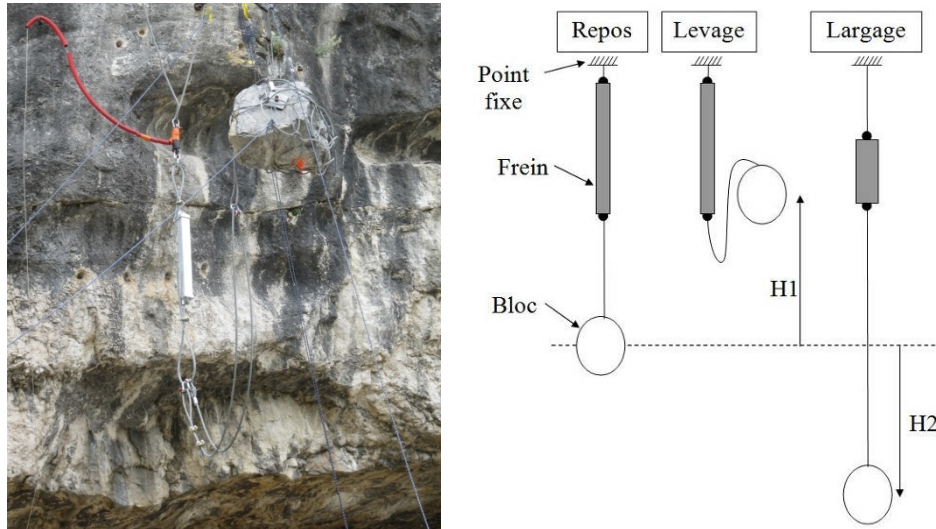


Figure III. 2 : Site d'essais dynamiques

III.2. Dissipateurs d'énergie par frottement

Le frottement entre deux solides a été étudié depuis de nombreux siècles. Coulomb [COU 73] a formulé une loi de frottement très célèbre qui exprime que la force normale (f_n) à la surface de contact est proportionnelle à la force tangentielle (f_{fr}). La proportionnalité entre ces deux forces est décrite par le coefficient de frottement (μ) qui est supposé être constant. En outre, la force tangentielle est censée être indépendante de la surface de contact et de la vitesse relative (v) entre les deux corps en contact. Toutefois, dans certains cas spécifiques, la loi de frottement de Coulomb n'est pas assez précise pour décrire tous les phénomènes impliqués. Par exemple, f_{fr} peut dépendre de v ([JOH 89], [MOO 75]). Les essais détaillés dans cette partie vont démontrer si la vitesse relative entre les deux corps en contact influe ou non sur la force de frottement.

Plusieurs dissipateurs d'énergie, par frottement de solide contre solide, ont été développés et testés en quasi-statique ainsi qu'en dynamique. On présente ci-dessous deux types de freins travaillants suivant ce principe.

III.2.1. Dissipateur 1 par frottement

Le premier dissipateur étudié est le dissipateur « classique ». Son principe est utilisé depuis des années par plusieurs entreprises (Figure III. 3).

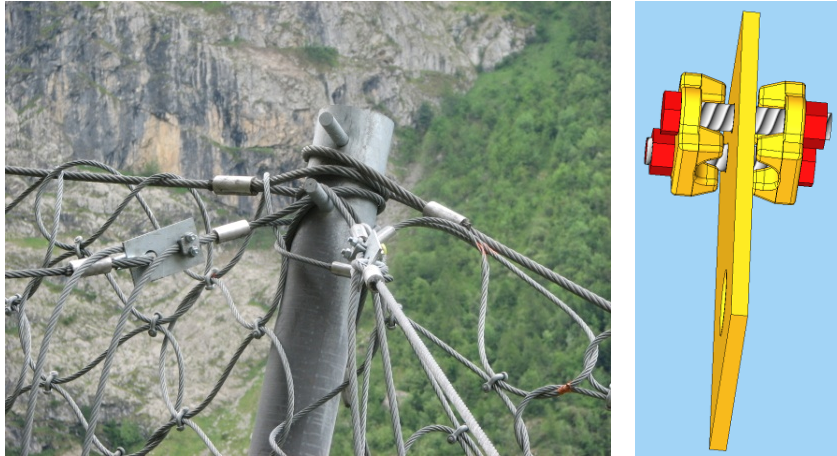


Figure III. 3 : Dissipateur 1 par frottement et schéma de fonctionnement

Deux matrices boulonnées prennent en sandwich un câble à double brin autour d'une plaque. L'application d'un couple de serrage prédéfini permet de maîtriser la force de déclenchement. La force moyenne de frottement multipliée par la course de freinage nous donne l'énergie dissipée.

Le comportement quasi-statique du dissipateur en frottement, est similaire à un comportement élasto-plastique parfait, avec en fin de course de freinage, une augmentation de la force qui correspond à la traction propre sur le câble (Figure III. 4).

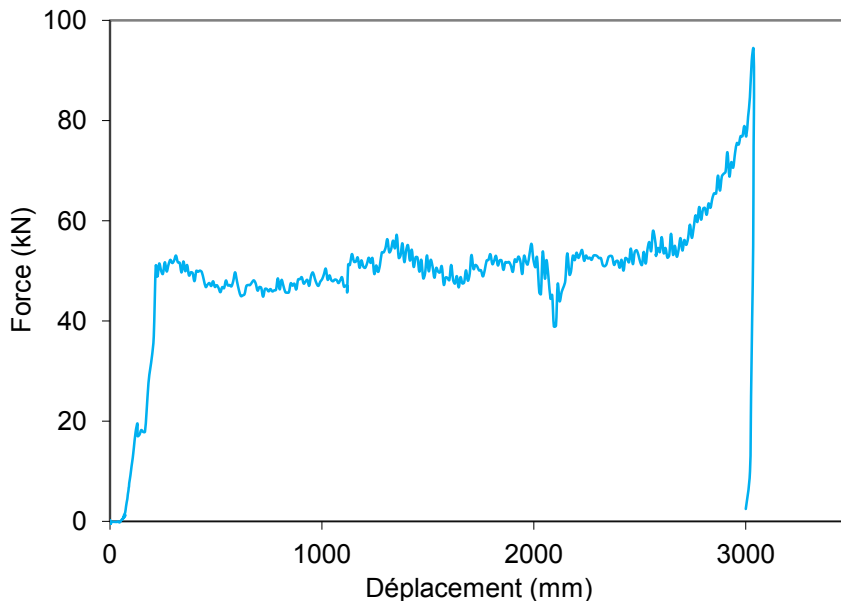


Figure III. 4 : Comportement quasi-statique du dissipateur 1 par frottement

Le problème de ce type de frein basé sur le frottement est la perte de performance qu'il subit au cours de sa course. L'usure, ainsi que la hausse de température des pièces fixes, entraînent des changements d'état de surface et des dilatations. Ces phénomènes induisent une diminution du frottement et donc de l'énergie absorbée par unité de longueur. La capacité d'absorption est donc réduite au fur et à mesure de l'utilisation, et elle dépend par ailleurs de la température initiale des pièces. Cet effet de la température, et le fonctionnement par frottement, nécessitent donc de recourir de façon systématique à la caractérisation dynamique de ce type de frein. Les essais dynamiques sont menés in situ, dans des conditions proches du fonctionnement réel. Le comportement typique dynamique

de ce dissipateur est illustré à la Figure III. 5 ci-dessous. Cette figure correspond au largage d'un bloc de masse 500 kg d'une hauteur de 13,4 m, soit une vitesse d'impact de 16,2 m/s.

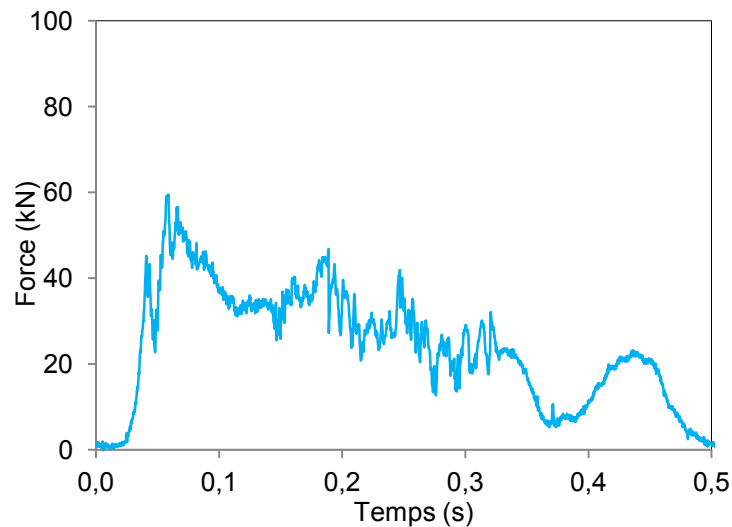


Figure III. 5 : Comportement typique dynamique du dissipateur 1 par frottement

III.2.2. Dissipateur 2 par frottement

Ce frein travaille par le frottement entre câble et vis, les paramètres qui influents sur la dissipation d'énergie de ce frein sont le nombre de vis, la distance entre les axes des trous, le diamètre des vis, et le diamètre du câble. La Figure III. 6 ci-dessous illustre le fonctionnement de ce frein.



Figure III. 6 : Principe du dissipateur 2 par frottement

Une étude paramétrique de ce dissipateur, a été effectuée en quasi-statique. On présente ici une étude sur le paramètre du nombre de vis dans le cas de l'utilisation des câbles de diamètre 16 mm, des vis de diamètre 20 mm et pour des entre axes des trous de 50 mm. La Figure III. 7 présente le dissipateur en traction sur le banc d'essais quasi-statique.

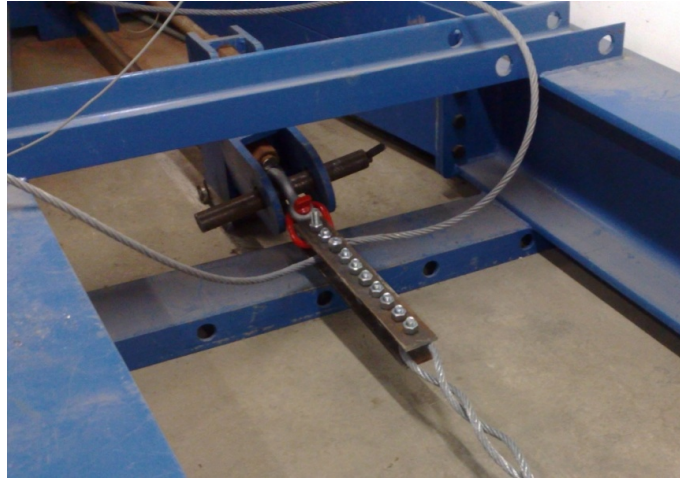


Figure III. 7 : Dissipateur 2 en frottement lors de l'essai en quasi-statique

Le comportement dans le cas de l'utilisation de 4 vis, 5 vis et 6 vis, est présenté Figure III. 8. La Figure III. 9 présente une relation entre le seuil moyen de freinage de ce frein et le nombre de vis utilisé.

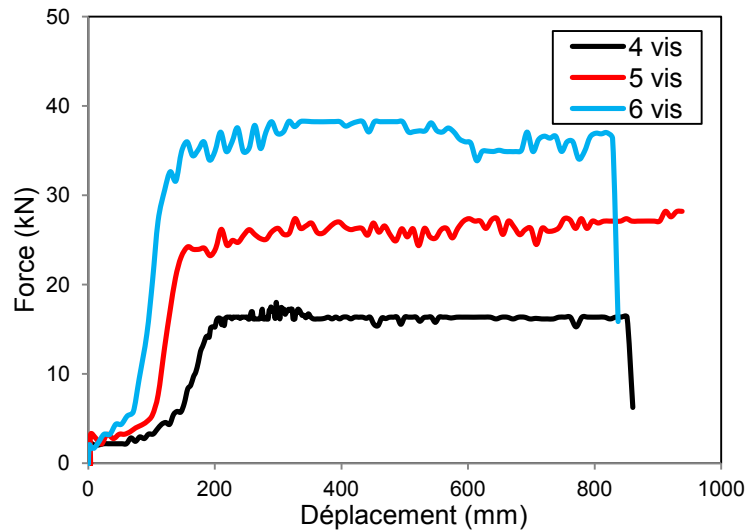


Figure III. 8 : Comportement du dissipateur 2 en frottement pour 3 nombre de vis différent

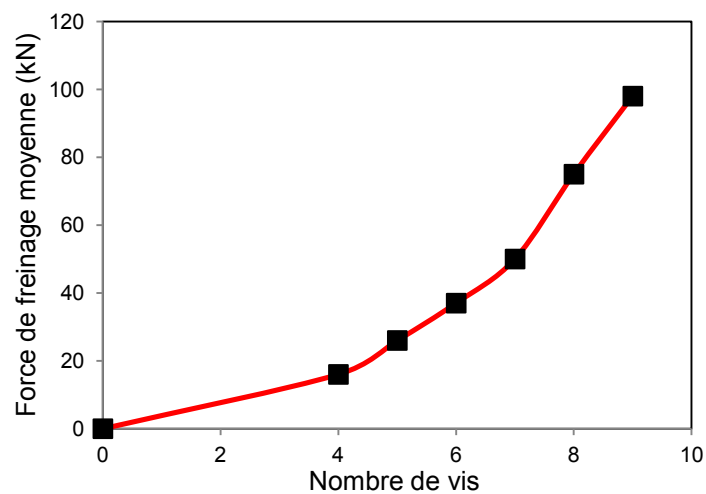


Figure III. 9 : Relation entre la force moyenne de freinage et le nombre de vis pour le dissipateur 2 en frottement

Vue les performances de ce type de dissipateur en quasi-statique, une étude en dynamique a été lancée. Les forces moyennes de freinages obtenues en dynamique sont similaires aux seuils obtenus en quasi-statique, mais des pics d'efforts de l'ordre du double de la force moyenne de freinage, sont constatés ; ce qui rend ce système moins fiable. Une comparaison entre le comportement quasi-statique et dynamique est présentée Figure III. 10. Dans cette figure, l'essai dynamique s'agit du largage d'un bloc de masse 500 kg d'une hauteur de 12,9 m, soit une vitesse d'impact de 15,9 m/s.

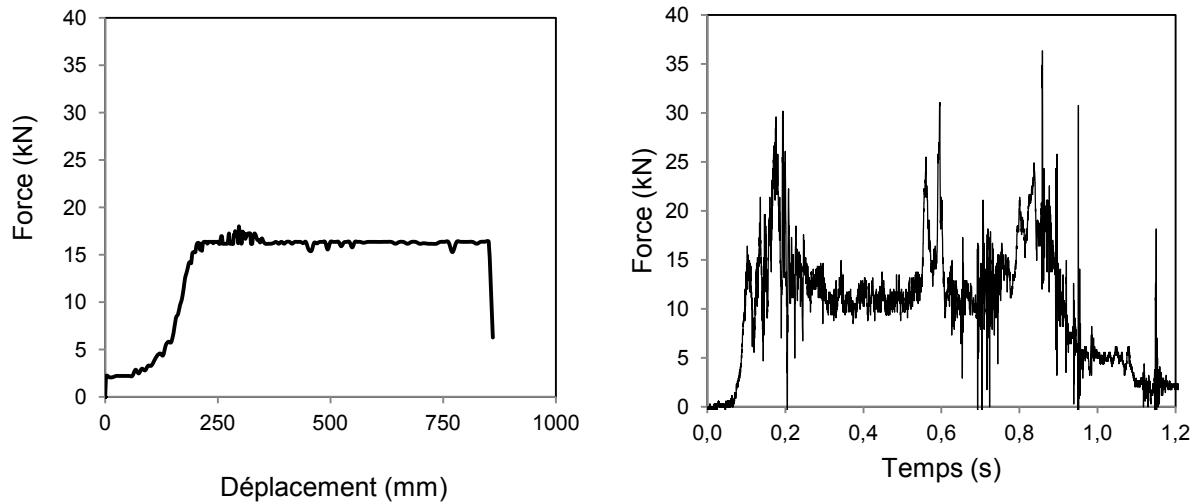


Figure III. 10 : Comparaison entre le comportement quasi-statique et dynamique du dissipateur 2 en frottement

III.3. Dissipateurs par déchirure

III.3.1. Dissipateur « boîte de conserve »

Le principe de la déchirure de matière est utilisé dans notre vie d'une façon régulière, par exemple pour ouvrir les boîtes de conserve. La Figure III. 11 montre quelques exemples de procédé d'ouverture des boîtes de conserve.



Figure III. 11 : Ouverture des boîtes de conserve

Un nouveau concept de frein, qui consiste à dissiper de l'énergie par déchirure ductile, ou propagation de fissures, d'une pièce métallique (Figure III. 12 et Figure III. 13), a été étudié. Deux barres d'acier sont positionnées à l'intérieur d'un tube en acier doux, qui est entaillé à une extrémité afin d'embrayer la propagation de fissure. Ces deux barres sont reliées aux câbles de chargement, dont la traction va induire la déchirure complète du tube par propagation de fissure.

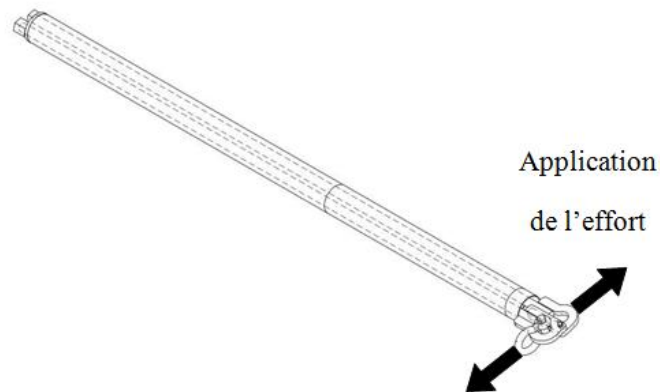


Figure III. 12 : Frein par déchirure de tubes



Figure III. 13 : Dissipateur par déchirure

Une campagne d'essais menée en quasi-statique et en dynamique a permis d'évaluer la pertinence et les limites de ce type de frein. Aux faibles vitesses de chargement (inférieures à 1cm/s), la déchirure se propage tout le long du tube, avec parfois une propagation non rectiligne, en hélice, induite par la torsion des câbles et la possibilité de rotation du tube. Cet effet est considéré comme positif puisque la longueur curviligne, et implicitement l'énergie absorbée, associée au chemin parcouru par la fissure, est plus importante que la longueur du tube. Par contre pour des hauteurs de chute de bloc plus importantes, de l'ordre de 10 m à 15 m, soit pour des vitesses de charge de l'ordre de 15 m/s, des ruptures aléatoires des tiges d'armatures qui sont soumises à une forte torsion, mettent fin au processus de dissipation par déchirure rendant le système insuffisamment reproductible. La Figure III. 14 détaille le comportement dynamique de ce dissipateur.

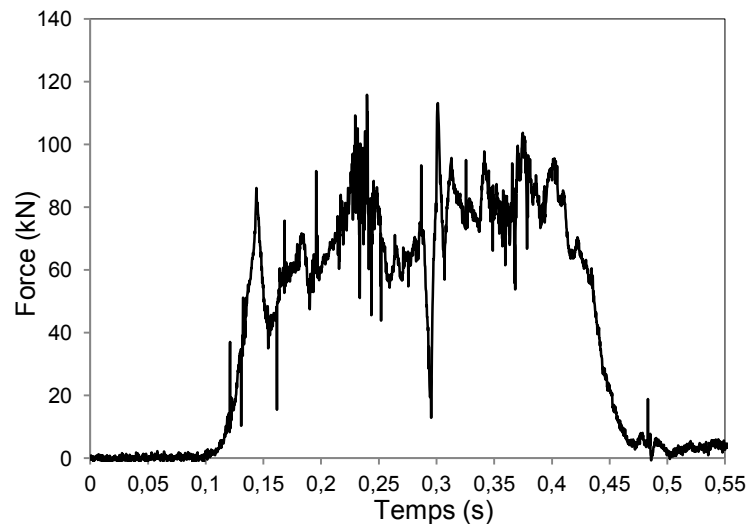


Figure III. 14 : Comportement dynamique du dissipateur par déchirure

Les ruptures aléatoires des tiges d'armatures rendent ce dissipateur moins fiable. Les irrégularités du matériau « déchiré », et les défauts géométriques ou matériau du tube perturbent le fonctionnement de ce frein. Afin d'améliorer les performances, et de garantir la reproductibilité des résultats, il serait judicieux de garantir que la rupture se fasse selon un chemin privilégié. L'étude de ce dissipateur reste en cours.

III.3.2. Dissipateur « ABS »

La dissipation d'énergie du frein ABS se fait par la déchirure des ponts de matériau entre des trous successifs. Le frein correspond à une plaque pleine contenant des trous alignés, un axe transversal translaté selon la ligne des trous, vient déchirer les ponts de matière entre ces trous. L'espacement entre les trous ainsi que celui entre les trous et le bord de la plaque, sont calculés de façon à favoriser le déchirement des ponts entre les trous Figure III. 15.

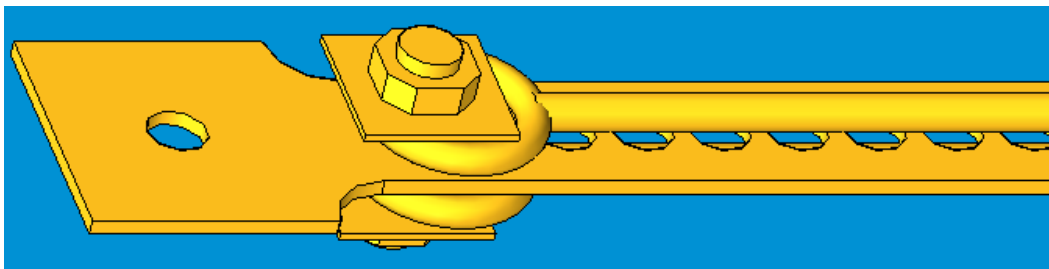


Figure III. 15 : Géométrie du frein ABS

Ce dissipateur a été dimensionné suivant les formules théoriques, concernant la résistance à la pression diamétrale, issus de l'Eurocode 3 :

$$F_{bRd} = 2,5 \alpha f_u d t / \gamma_{Mb} \text{ avec } \gamma_{Mb} = 1,25$$

$$\text{Avec } \alpha \text{ mini de : } [e_1/3d_0 ; p_1/3d_0 - 1 / 4 ; f_{ub}/f_u \text{ ou } 1]$$

- d diamètre du boulon
- d₀ diamètre du trou
- t épaisseur de la pièce
- e₁ pince longitudinale
- p₁ Entraxe des boulons
- f_{ub} Résistance à la traction des boulons
- f_u Résistance à la traction de la pièce assemblée

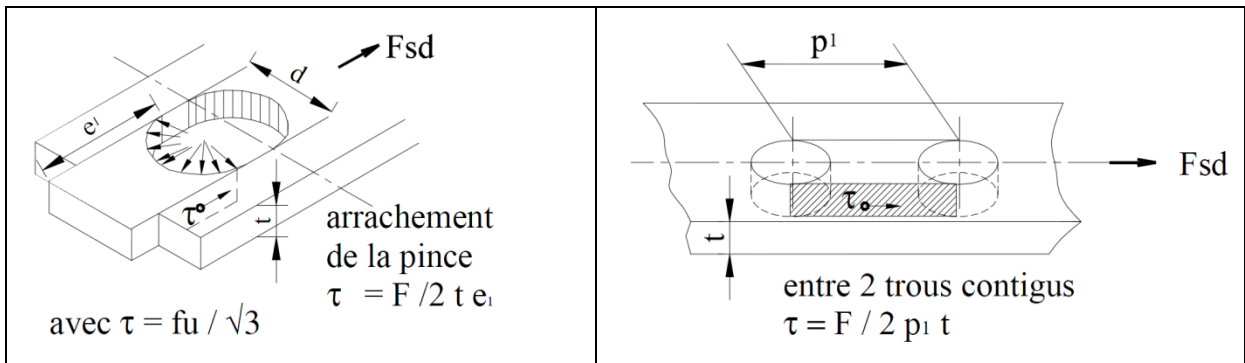
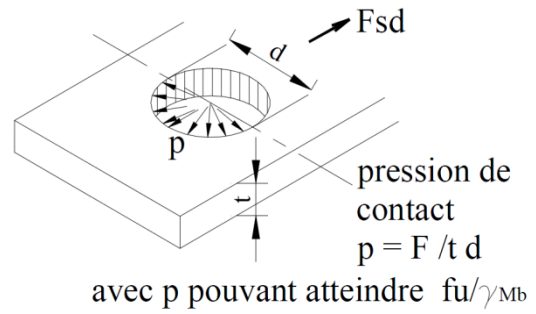


Figure III. 16 : Dimensionnement du dissipateur ABS

Des essais ont été réalisés sur ce type de dissipateur. La géométrie de la plaque testée est montrée Figure III. 17 ci-dessous, son épaisseur est de 8 mm. La nuance d'acier choisie est S235.

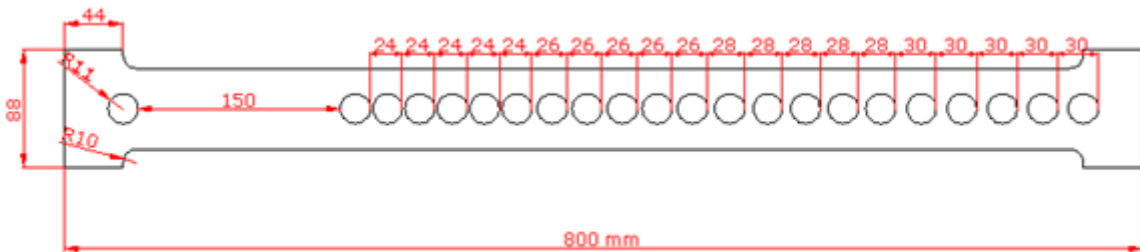


Figure III. 17 : Géométrie de la plaque du premier essai

Une barre d'acier de diamètre 18 mm a été utilisée pour déchirer les ponts de matériau entre les trous, voir Figure III. 18.



Figure III. 18 : Frein ABS en traction

La courbe de comportement d'un essai effectué en quasi statique est donnée Figure III. 19.

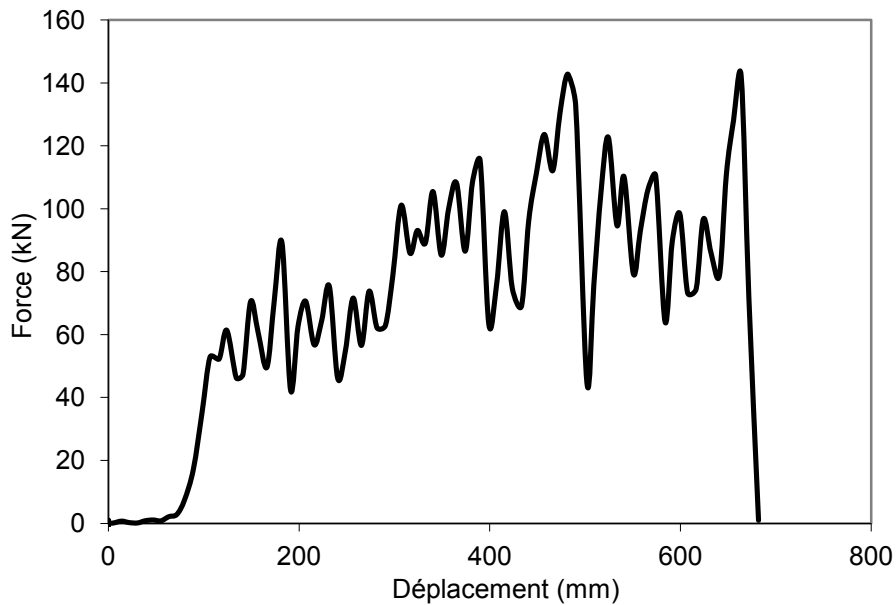


Figure III. 19 : Comportement quasi-statique du dissipateur ABS

La valeur théorique de rupture est très proche des valeurs expérimentales trouvées. L'essai a été mené jusqu'à rupture totale de la plaque (Figure III. 20), la valeur de rupture constatée est de 142 kN.



Figure III. 20 : Rupture de la plaque

Afin de juger de la fiabilité (reproductibilité et efficacité) de ce type de dissipateur par rapport à la fonction attendue, des essais dynamiques ont été effectués.

Une plaque d'épaisseur 10 mm, de matériau acier de nuance S235, est testée en dynamique. La plaque de longueur 1000 mm comprend des trous de diamètre 20 mm avec un entre axe fixe, de 22mm, sur toute la longueur de la plaque.

L'essai dynamique consiste au lacher d'un bloc de masse 500 kg d'une hauteur de 8 m. L'énergie totale absorbée est de 40 kJ. La vitesse d'impact est de 12,5 m/s. La courbe de comportement est présentée à la Figure III. 21. Les pics d'efforts maximum de ce dissipateur correspondent environ au double de la force moyenne de freinage. La Figure III. 22 montre l'état du dissipateur après essai.

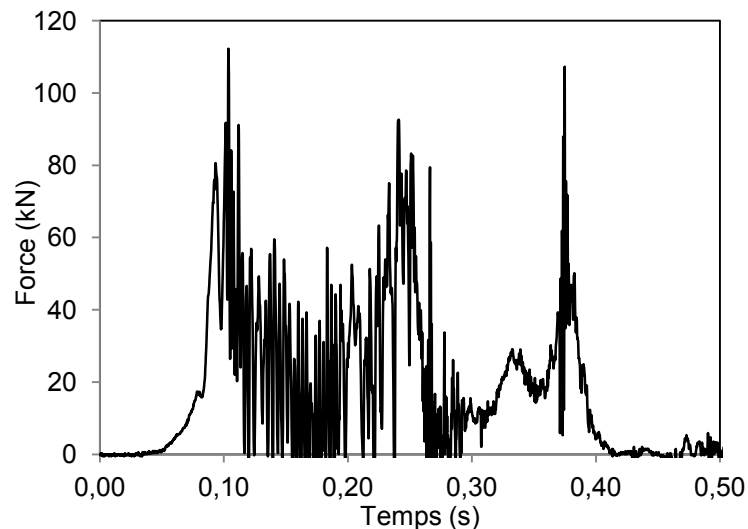


Figure III. 21 : Comportement dynamique du frein ABS



Figure III. 22 : Frein ABS après l'essai

Plusieurs paramètres sont à étudier pour le développement de ce dissipateur :

- la nuance de l'acier S235 ou S355
- la distance entre les trous, avec des trous de plus en plus espacés pour augmenter la force de freinage au fur et à mesure de la distance parcourue ou course du frein.
- la variation de la taille des trous, avec des trous de plus en plus petits pour augmenter la force de freinage

Des études quasi-statiques et dynamiques sur l'effet de ces paramètres sont à réaliser. Les études n'étant pas pour l'instant probantes, ce dissipateur est donc encore en phase de développement.

III.4. Dissipateur par flambement

Dans cette partie, nous nous intéressons aux dissipateurs par flambement progressif de tubes, plus particulièrement à l'énergie absorbée par un écrasement axial de tubes à section carrée. Nous commençons par une étude bibliographique synthétisant les modèles analytiques et les résultats expérimentaux disponibles dans la littérature, puis nous présentons nos résultats.

III.4.1. Etude bibliographique

Les structures de section prismatique sont largement utilisées pour la construction automobile. De nombreux travaux ont donc été réalisés.

En particulier, les tubes à section carrée ont fait l'objet d'études approfondies, qui ont abouti à la réalisation de modèles analytiques qui permettent une meilleure compréhension des phénomènes mis en jeu lors de leur écrasement.

III.4.1.1. Modèles Analytiques de prédiction de l'effort d'écrasement

Les modèles analytiques rapportés dans la littérature peuvent être classés en deux catégories :

- L'approche analytique basée sur des relations semi-empiriques tirées de multiples essais.
- L'approche analytique par modèle cinématique basée sur l'étude des faciès de déformation quasi statiques.

La première approche est de type semi-empirique. Elle a été utilisée entre autres par Magee [MAG 78] et Mahmood [MAH 81-88] pour améliorer le design des longerons automobiles pour une meilleure dissipation d'énergie. Cette approche a cependant l'inconvénient de ne pas être facilement généralisable aux différents types de sections que nous pouvons rencontrer dans le domaine des transports (automobile ou ferroviaire).

La seconde approche est basée sur l'observation de la cinématique de déformation. Elle consiste à observer le faciès d'effondrement quasi statique et de l'idéaliser en localisant les différentes zones de dissipation d'énergie. Il en résulte un modèle composé d'éléments géométriques rigides de forme simple dont les liaisons dissipent l'énergie par extension ou par charnières plastiques. Cette méthode, basée sur un ensemble de déplacements cinématiquement admissibles, est également utilisée en flexion plane sur des profilés minces à sections fermées [KEC 79 à 90], [ANC 92] et à sections ouvertes [ABR 81], [ANC 94]. L'avantage des modèles cinématiques, notamment en compression, réside dans la possibilité de les généraliser à une très grande gamme de sections par paramétrage de la géométrie de celles-ci.

Nous détaillons ci-après les modèles résultant de cette école.

Wierzbicki [WIE 77] et Abramowicz [ABR 79], ont proposé, à la suite des travaux de Johnson et al. [JOH 77], des modèles cinématiques pour la modélisation d'une structure à parois minces. Il est nécessaire de signaler, avant de les illustrer, que ces modèles sont applicables tant pour les structures de section carrée que circulaire. Pour l'illustration nous choisissons un profilé à angles droits découpé de façon imaginaire selon les éléments qui le composent (Figure III. 23). Chaque élément-coin qui préfigure un lobe plastique, est isolé du reste du tube au moyen de deux plans horizontaux H_1 et H_2 au travers desquels le déplacement transversal au niveau des frontières horizontales disparaît. Le déplacement interne relatif est donc égal à la distance d'écrasement δ et la hauteur initiale de la tranchée résultante est égale à $2H$. Deux coupures additionnelles sont pratiquées par symétrie plane

sur la section et sont repérées par les plans V_1 et V_2 . Du fait des conditions de symétrie les déformations internes à ces deux plans sont nulles. Pour ce qui est des déplacements externes, ils sont arbitraires et fonction du cas traité. Ces quatre plans définissent les frontières de l'élément-coin caractérisé par sa longueur d'onde d'écrasement $2H$, sa largeur B ou « C », son épaisseur t et l'angle $2\psi_0$, (Figure III. 24), entre ses deux faces adjacentes. Le concept de la modélisation consiste à trouver un mécanisme simplifié se rapprochant le plus du mode idéalisé représenté sur la Figure III. 25 tout en étant cinématiquement admissible.

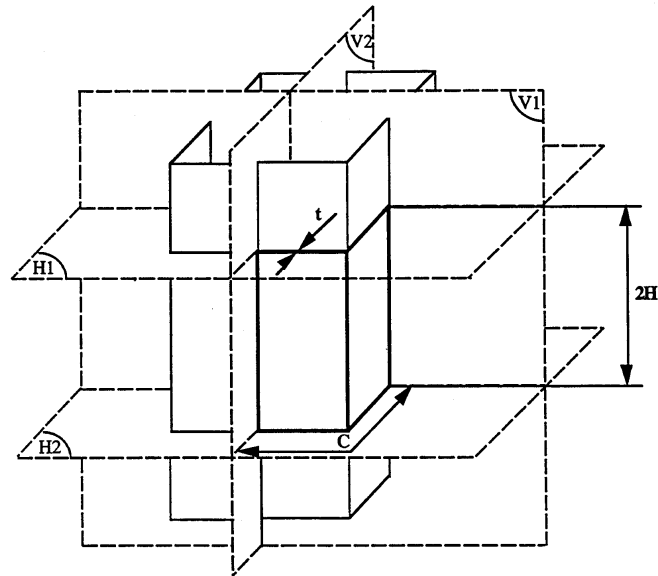


Figure III. 23 : Concept de modélisation d'une structure à parois minces - élément-coin

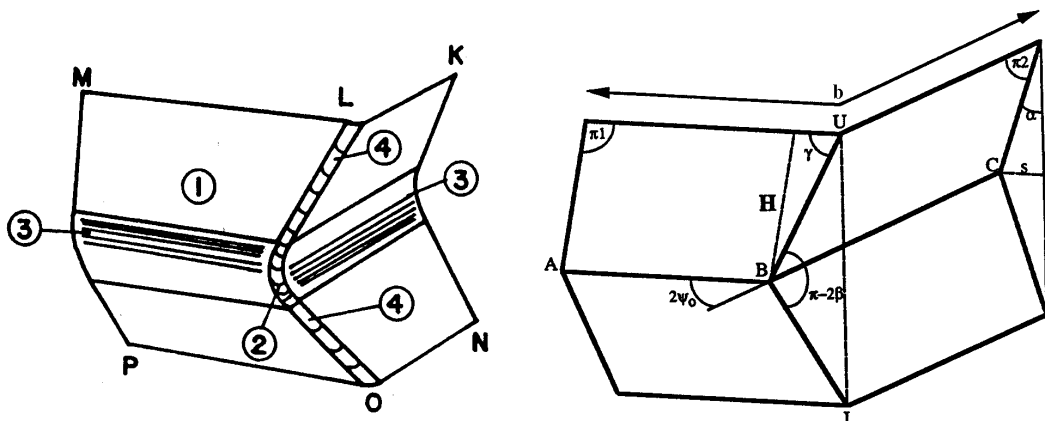


Figure III. 24 : Mécanismes de pliage quasi inextensible

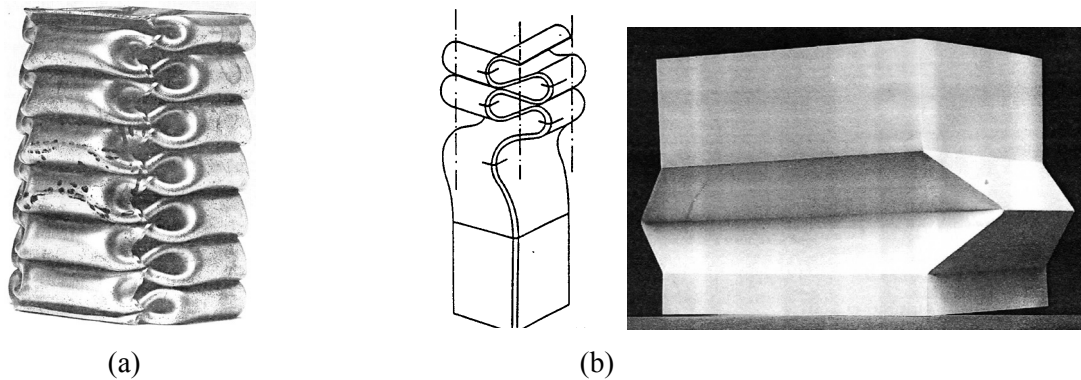


Figure III. 25 : Mode d'effondrement d'un tube carré en compression axiale. (a) : expérimental [ABR 84a], (b) : idéalisation [MAR 94].

De nombreux modes de pliage peuvent conduire à cette forme, mais avec des degrés de simplicité très variables et un respect plus ou moins grand des conditions de continuité cinématique. Wierzbicki [WIE 82] a montré qu'ils se départagent en deux grandes classes, les mécanismes de pliage inextensibles et extensibles représentés sur la Figure III. 26.

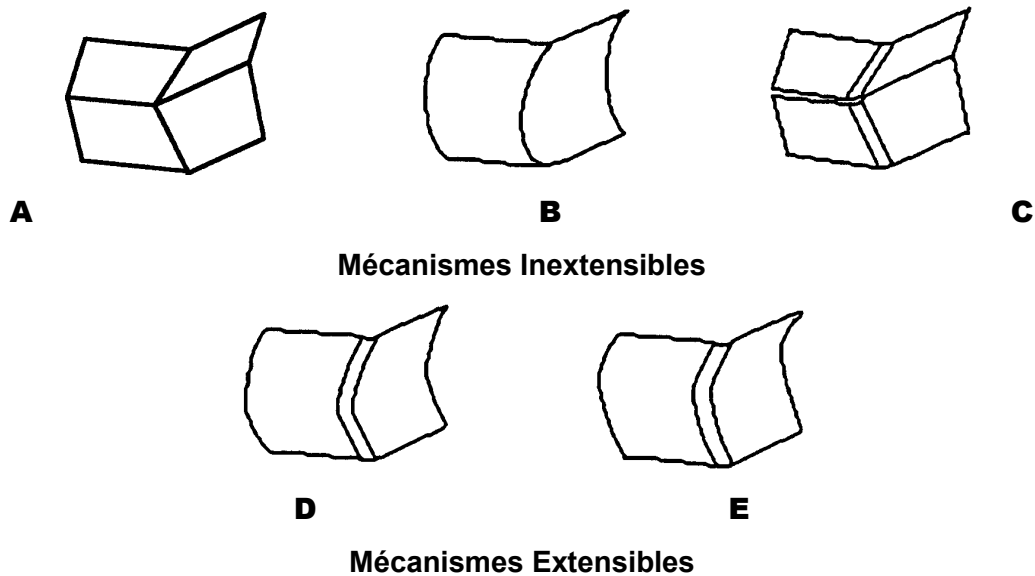


Figure III. 26 : Mécanismes de pliage extensibles et inextensibles

Les modes A et B, utilisés entre autres par Johnson [JOH 77], sont purement inextensibles. Ils dérivent certes de la géométrie du processus d'écrasement mais conduisent à des discontinuités dans les pentes et sont donc cinématiquement inadmissibles. Le mode C, utilisé par Wierzbicki [WIE 77], est également inextensible mais respecte, en partie, la condition de continuité cinématique par des lignes de pliages inclinées mobiles. Or la mobilité de ces lignes de pliage conduit à une discontinuité dans le champ de déplacement qui se traduit par l'ouverture représentée Figure III. 26 (C). Ce gap indique qu'une zone d'extension est nécessaire pour assurer la continuité. Seuls les modèles D et E satisfont aux conditions de frontières et de continuité cinématique. Leur utilisation conduit cependant à une formulation extrêmement compliquée.

Sur la base de ces constatations, Wierzbicki et Abramowicz [WIE 82], ont proposé un nouveau mécanisme, combinant les avantages du modèle D mais de formulation beaucoup plus simple. Ce modèle est une superposition des modes A et C avec un champ de déplacement additionnel décrit par deux rayons de raccordement, l'un pour les lignes de pliage horizontales et l'autre pour les lignes de pliage inclinées mobiles. Pour assurer la

continuité cinématique, l'intersection des lignes horizontales et inclinées fait intervenir une zone de surface toroïdale où sont confinées les extensions. Ce mécanisme représenté Figure III. 24, n'est donc ni purement extensible, ni purement inextensible. Les auteurs l'ont appelé "mécanisme quasi inextensible". Il se caractérise par trois zones de dissipation énergétique : deux lignes de pliage horizontales ABC, deux lignes de pliage inclinées mobiles UBL et une surface toroïdale d'extension en B.

Ce mode quasi inextensible est le plus fréquemment observé des modes d'effondrement et respecte l'idéalisation de la Figure III. 25. Ce modèle comporte quatre éléments trapézoïdaux distingués sur la Figure III. 24. Les éléments désignés par (1) se comportent, lors de l'écrasement, comme des corps rigides, la section de surface toroïdale (2) est sujette à des déformations d'extension dans la direction circonférentielle. Les lignes de pliage horizontales mobiles sont confinées dans les deux sections (3) de surfaces cylindriques. Enfin dans les deux sections (4) de surfaces cylindriques, le matériau subit des flexions répétées dans un sens comme dans l'autre par des lignes de pliage inclinées mobiles.

Le Super Elément de Pliage :

Les observations plus précises de la cinématique de déformation ont montré que dans la plupart des cas, il y avait coexistence entre les modes quasi inextensible et extensible durant la formation d'un lobe plastique. Ceci a conduit Abramowicz et Wierzbicki [ABR 89] à proposer un nouveau mécanisme de pliage combinant les modes quasi inextensibles et extensibles. Les auteurs ont opté pour le développement d'un modèle dans lequel ces deux modes s'activent en série avec une prédominance du mode quasi inextensible en début d'effondrement, puis du mode extensible vers la fin du processus. Ce mécanisme présenté sur la Figure III. 27 a été nommé "mécanisme de pliage mixte généralisé" et a donné naissance à la théorie du Super Elément de Pliage.

Effort moyen d'écrasement :

Wierzbicki et Abramowicz [WIE 89] ont déterminé les différentes contributions à l'énergie interne dissipée dans un élément coin. Ils ont montré que l'équilibre énergétique pour un assemblage arbitraire d'éléments coins peut s'écrire sous la forme :

$$P_m \delta_{ef} = \sum_{j=1}^M \sum_{i=1}^6 N_i^j E_j^i \quad \text{Équation 1}$$

P_m et δ_{eff} désignent respectivement l'effort moyen d'écrasement sur une longueur égale à la longueur effective d'écrasement δ_{eff} . Les coefficients N_i^j désignent le nombre d'éléments de coque dissipant une énergie donnée. Ils dépendent des conditions limites et sont considérés comme les données d'entrée du problème. M désigne le nombre d'éléments coins, $i = 1$ à 6 désigne les cinq mécanismes élémentaires contribuant à la dissipation d'énergie dans les régions schématisées sur la Figure III. 24 (les mécanismes 2 et 5 sont identiques). Les termes E_j^i représentent la contribution énergétique de chacun de ces mécanismes. Les auteurs ont montré que pour $M = 1$ l'équilibre énergétique prend la forme :

$$\frac{P_m}{M_0} = \left\{ A_1 \frac{r}{t} + (A_2 + A_5) \frac{B}{H} + A_3 \frac{H}{r} + A_4 \frac{H}{t} + A_6 \right\} \frac{2H}{\delta_{eff}} \quad \text{Équation 2}$$

Où r est le rayon de courbure, M_0 représente le moment de flexion de la section, les coefficients A_i dépendent de α et de φ_0 et le coefficient (A_2+A_5) représente la contribution totale due à la flexion le long des lignes de pliage horizontales (Figure III. 24). Ce modèle est utilisé par ses auteurs pour calculer l'effort moyen d'écrasement de tubes de sections diverses [WIE 89].

La forme simplifiée de cette équation applicable pour les tubes carrés est :

$$\frac{P_m}{M_0} = 38.27 \left[\frac{B}{t} \right]^{\frac{1}{3}} \quad \text{Équation 3}$$

$$H = 0.983 \sqrt[3]{B^2 t}$$

Où B est la largeur de l'élément (Figure III. 24).

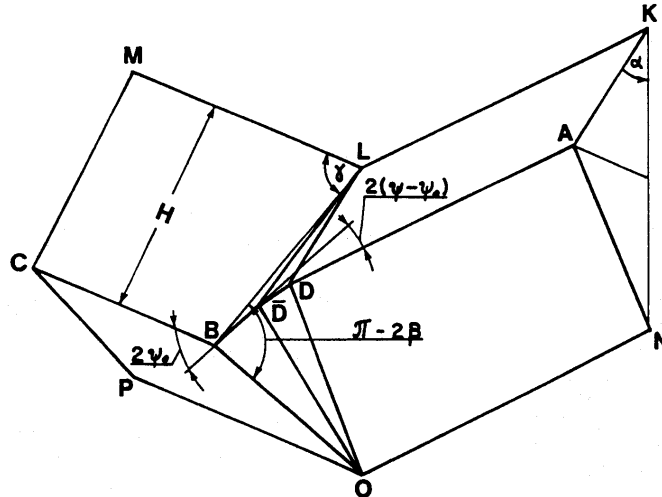


Figure III. 27 : Mécanismes de pliage mixte généralisé.

Mode de déformation : Modèle de ABRAMOWICZ et JONES

Le modèle de Wierzbicki et Abramowicz [WIE 89] est à notre connaissance le modèle de base ou le 1^{er} modèle à prédire l'effort moyen d'écrasement, sa validation et son amélioration ont donné lieu à de multiples travaux.

Abramowicz et Jones [ABR 84a] ont aussi étudié le comportement des tubes carrés écrasés dynamiquement sous compression axiale. Après avoir testé quatre-vingt-quatre tubes carrés à parois minces, dont le rapport B/t égale 30.25 et 32.18, ils observent trois modes d'écrasement (déformation) différents, à savoir :

- Symétrique ou quasi – inextensionnel : Tous les quatre lobes individuels dans une couche se formaient alors vers l'intérieur, ce comportement est appelé symétrique. Cependant, pour commodité, le terme symétrique est aussi utilisé pour décrire le mode de déformation illustré Figure III. 25 (une couche avec deux lobes opposés vers l'extérieur pendant que les deux lobes restant se développent vers l'intérieur) ; aussi mais dans le cas où trois lobes se forment vers l'intérieur et un vers l'extérieur. Donc le terme symétrique décrit trois modes de déformation différents, qui, cependant, ont des caractéristiques (charges et absorption d'énergie) identiques.
- Asymétriques de types A et B (Figure III. 28) : ce mode est caractérisé par une couche avec 3 lobes individuels se développant vers l'extérieur et un lobe vers l'intérieur (associé avec le Type A), ou deux lobes adjacents se développant vers l'extérieur avec les deux autres lobes adjacents se déformant vers l'intérieur (associé avec le Type B). Ces modes asymétriques montrés sur la Figure III. 28 augmentent le risque de l'inclinaison de l'axe du tube par rapport à l'axe vertical; ce qui peut entraîner une transition entre ce mode (progressif) à un mode global (Euler) si un nombre suffisant de lobes asymétriques se développait.

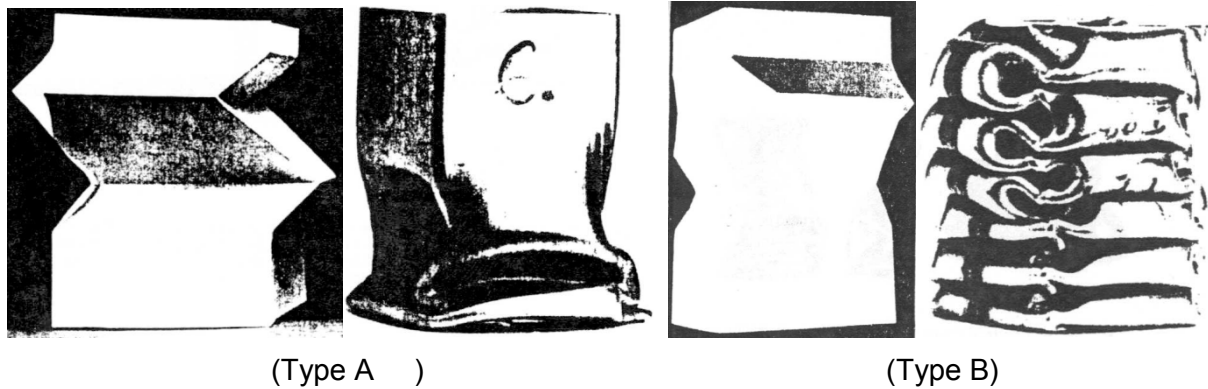


Figure III. 28 : Asymétrique mixte mode de d'écrasement. Type A (modèle papier-Test), et Type B (modèle papier-Test). [ABR 84a]

Abramowicz et Jones ont constaté que l'instabilité ne dépend pas uniquement de la longueur initiale du tube carré mais qu'elle pourrait bien être due à la présence des imperfections géométriques. Cette instabilité peut aussi se développer à la suite d'un mode de déformation symétrique; la formation des plis introduit dans la géométrie du tube des perturbations (flexions locales) qui agissent comme des imperfections locales et peuvent produire une flexion globale. L'application des modèles cinématiques d'écrasement développés par Abramowicz et Wierzbicki [ABR 79] a été adaptée pour chaque mode de déformation afin d'évaluer leur performance en terme d'absorption d'énergie. La dérivation de l'effort moyen a été faite en tenant compte des modifications apportées par Abramowicz [ABR 83] sur l'évaluation de la distance effective d'écrasement pour les modes symétriques et asymétriques. Cette distance correspond à la longueur effective de la structure participante au processus de formation d'un pli. Elle est donnée par l'équation suivante :

$$\frac{\delta_e}{2H} = 0.73 \text{ (Pour un mode d'écrasement symétrique) et } \quad \text{Équation 4}$$

$$\frac{\delta_e}{2H} = 0.77 \text{ (Pour un mode d'écrasement asymétrique et le mode extensionnel) } \quad \text{Équation 5}$$

où $2H_1$ désigne la longueur d'un élément de pliage.

Ils déterminent dans un premier temps l'effort moyen P_m d'un effondrement symétrique et arrivent à la même formulation trouvée par Wierzbicki et Abramowicz [WIE 82] sans prendre en considération la valeur de la distance effective d'écrasement (Équation 3) :

$$\begin{aligned} \frac{\bar{P}_m}{M_0} &= 52.22 \sqrt[3]{\frac{B}{t}} \text{ avec} \\ \frac{H}{t} &= 0.99 \left(\frac{B}{t}\right)^{2/3} \\ \frac{r}{t} &= 0.72 \left(\frac{B}{t}\right)^{1/3} \end{aligned} \quad \text{Équation 6}$$

$$\text{Sachant que : } M_0 = \sigma_0 \frac{t^2}{4}$$

B est la largeur de l'élément,

$2H$ est la longueur d'onde,

t est l'épaisseur de l'élément,

r est le rayon de l'élément de coque toroïdal tel qu'il est défini par Wierzbicki et Abramowicz [WIE 82],

σ_0 est la contrainte d'écoulement.

Pour un effondrement mixte asymétrique de type A (Figure III. 28), le calcul de l'effort moyen se fait sur une longueur $4H$ constituant 2 couches de plis :

$$\begin{aligned}\frac{\bar{P}_m}{M_0} &= 43.61 \left(\frac{B}{t}\right)^{1/3} + 3.79 \left(\frac{B}{t}\right)^{2/3} + 2.6 \\ \frac{H}{h} &= 0.73 \left(\frac{B}{t}\right)^{2/3} \\ \frac{r}{t} &= 0.61 \left(\frac{B}{t}\right)^{1/3}\end{aligned}\quad \text{Équation 7}$$

Pour le mode asymétrique de type B, l'effort moyen est calculé à partir des formules suivantes, toujours pour 2 couches de plis :

$$\begin{aligned}\frac{\bar{P}_m}{M_0} &= 46.16 \left(\frac{B}{t}\right)^{1/3} + 2.14 \left(\frac{B}{t}\right)^{2/3} + 2.6 \\ \frac{H}{h} &= 0.83 \left(\frac{B}{t}\right)^{2/3} \\ \frac{r}{t} &= 0.65 \left(\frac{B}{t}\right)^{1/3}\end{aligned}\quad \text{Équation 8}$$

Toutefois pour le mode extensionnel l'effort moyen et la longueur H ont été évalués en tenant compte de la distance d'écrasement effective (Équation 5). L'effort moyen peut être calculé de la façon suivante :

$$\begin{aligned}\frac{\bar{P}_m}{M_0} &= 36.83 \sqrt{\frac{B}{t}} + 10.39 \\ \frac{H}{t} &= 0.886 \sqrt{\frac{B}{t}}\end{aligned}\quad \text{Équation 9}$$

La superposition des valeurs obtenues par ces formules montre (Figure III. 29) que le mode extensionnel gouverne le comportement statique progressif pour des tubes de grande épaisseur c'est à dire pour $\frac{B}{t} \leq 2.2$ (sauf pour $\frac{B}{t} \approx 0$). Cependant, pour $\frac{B}{t} > 10$, l'énergie requise pour la formation du mode extensionnel est considérablement élevée par rapport à l'énergie des autres modes de déformation. Ceci justifie pourquoi, aucun mode extensionnel n'a été observé pendant la série de tests sur les tubes ayant le rapport $\frac{B}{t} = 31$.

Dans l'intervalle $2.2 \leq \frac{B}{t} \leq 17.5$, c'est le mode d'écrasement mixte de type B qui nécessite le moins d'énergie pour sa formation. Le mode symétrique (quasi inextensionnel) gouverne le comportement des tubes carrés plus minces pour approximativement $\frac{B}{t} \geq 17.5$.

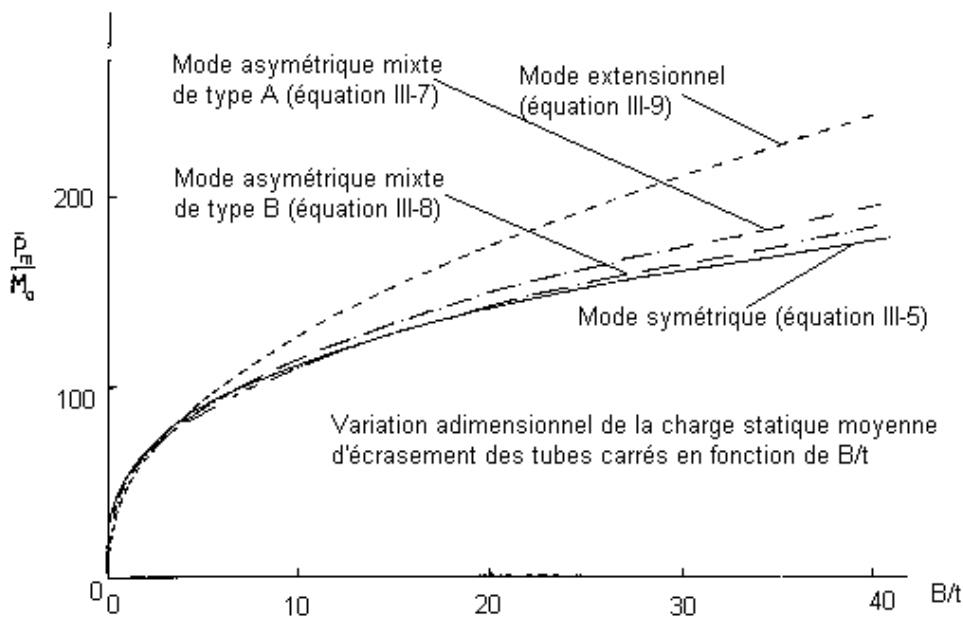


Figure III. 29 : Effort moyen adimensionnel en fonction du rapport B/t [ABR 84a]

En effet, les valeurs des efforts moyens d'écrasement associés avec les modes symétriques et asymétriques de type B sont indiscernables virtuellement, d'un point de vue pratique, quand $\frac{B}{t} = 31$.

III.4.1.2. Résultats expérimentaux

Cette section est consacrée aux travaux purement expérimentaux.

Une large investigation expérimentale a été réalisée par Langseth et Hopperstad en 1996 [LAN 96] pour étudier le comportement des tubes carrés en alliage d'aluminium AA6060 sous un chargement quasi-statique et dynamique. Les principaux paramètres considérés dans cette campagne, sont l'épaisseur des tubes, le type d'alliage d'aluminium testé et la vitesse d'impact de la masse tombante qui varie entre 8 m/s à 20 m/s. Leurs principales conclusions sont résumées ci-après :

Le mode de déformation symétrique se développe pour les tests quasi-statiques avec un nombre de lobes qui est fonction de l'alliage testé.

Pour les essais dynamiques, un mélange des modes est observé

Les charges moyennes d'écrasement en dynamique sont supérieures à celles obtenues en quasi-statique, pour le même écrasement. Cette augmentation des efforts dynamiques est due aux effets d'inertie. L'introduction d'une imperfection géométrique imposée par un pré-flambage sur un mode symétrique (un lobe avec deux faces opposées se déformant vers l'intérieur, les deux autres faces se déformant vers l'extérieur), a permis de contrôler le comportement de l'absorbeur d'énergie.

Langseth et Hopperstad [LAN 96] utilisent également la formule classique de Stowell [STO 48] pour estimer la charge du 1^{er} pic (charge de flambage). Ils proposent une version modifiée de cette formule pour prendre en compte la capacité de la structure en post-flambage. Cette formulation est également comparée aux mêmes essais à la Figure III. 30; nous notons qu'elle donne de meilleurs résultats.

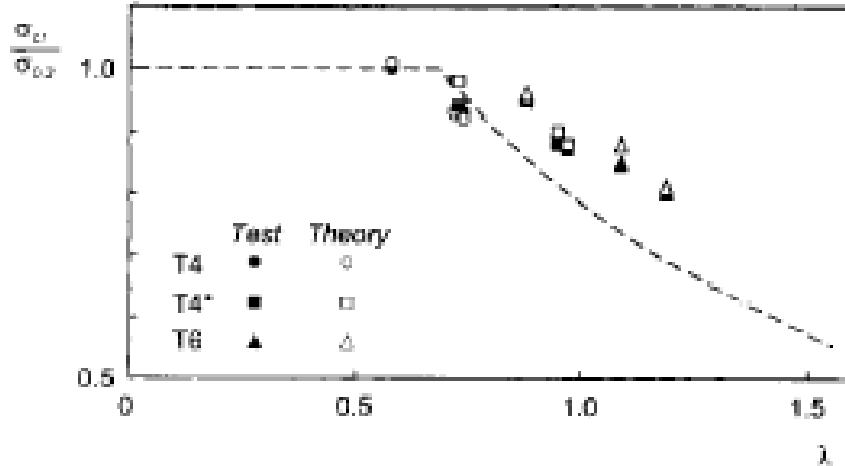


Figure III. 30 : Comparaison des Essais de Langseth [LAN 96] avec l'équation de Stowell [STO 48] modifiée

Abramowicz et Jones [ABR 97] ont élargi leur programme d'essais de 1986, en réalisant d'autres tests dynamique et quasi-statique sur tubes à section carrée en acier doux dont le rapport B/t varie entre ($5.5 \leq B/t \leq 38$) avec une gamme de différentes longueurs afin de couvrir l'ensemble des modes de flambage possibles:

Progressif et global ($2.4 \leq L/B \leq 51.2$), l'objectif étant d'examiner le rôle des paramètres géométriques et matériaux sur la transition des modes,

Le mode global inélastique et le mode local progressif.

Notons, que les tubes choisis flambent tous dans le domaine plastique. Les tubes carrés en acier doux ont été testés en quasi-statique sur une presse de compression et pour l'impact dynamique sur un banc vertical où la vitesse d'impact est de 12.14 m/sec.

Ils ont identifié deux zones de flambage (progressif et global) avec une ligne de transition entre ces zones (Figure III. 31). Ils ont conclu aussi que le rapport géométrique L/B est un paramètre majeur qui contrôle le processus de transition des tubes carrés.

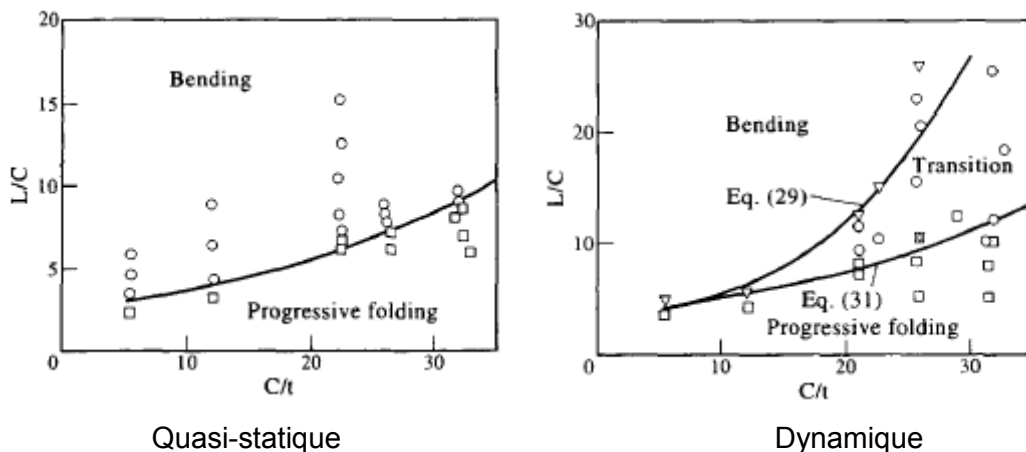


Figure III. 31 : Comparaison des essais statique et dynamique (□ mode progressif, ○ transition d'un mode progressif à un mode global et ▽ mode global) de Abramowicz et Jones [ABR 97] avec leur modèle analytique ('C' est la largeur du tube = B)

Une expression analytique simple et approximative est présentée avec ce travail expérimental, basé sur la théorie du flambage élastique d'Euler et sur l'analyse du flambage

plastique de Stowell, les auteurs ont établi que la condition, qui sépare les deux régions du flambage global et local dans les deux domaines élastique et plastique, est liée au flambage d'Euler (poutre) et au flambage plastique des plaques. Ils ont déterminé l'expression analytique suivante pour le rapport L/B:

$$\left(\frac{L}{B}\right)_{cr} = 2 \times \frac{\left(\frac{B}{t}\right)^{\frac{1}{3}}}{1 + 2.88 \left(\frac{t}{B}\right)^{\frac{4}{3}}} \quad \text{Équation 10}$$

Récemment, Kim et Lee [KIM 99] ont apporté des résultats expérimentaux supplémentaires sur les tubes carrés en aluminium ($B/t = 19.6 - 55.6$). Les essais dynamiques et quasi-statiques sont réalisés sur une machine servo-hydraulique à haute performance qui permet de réaliser des tests sous chargement dynamique (vitesse de déformation 10^2 1/sec) ainsi que sous chargement quasi-statique (vitesse de déformation 10^{-3} 1/sec) [KIM 98], la vitesse d'impact était de l'ordre de 1.7 m/sec. Les auteurs constatent une répétitivité entre les spécimens testés et que la charge du 1^{er} pic et l'énergie absorbée augmentent avec le rapport t/B. Leurs observations montrent également que certains spécimens se déchirent par la propagation des grandes fissures dans les coins (Figure III. 32). Le mode de déformation dominé par fissuration induit une réduction, du 1^{er} pic, ainsi que l'efficacité de l'absorption d'énergie de 40%. Sur la Figure III. 32 b, Kim et Lee présentent le comportement de ces tubes comparés avec ceux soudés sur une plaque de section ($50 \times 50 \times 3$) mm. Pour Kim et Lee, le mode symétrique et l'asymétrique sont les deux seuls modes observés. Une meilleure absorption d'énergie a été obtenue pour le premier mode qui devient dominant en augmentant le rapport t/B.

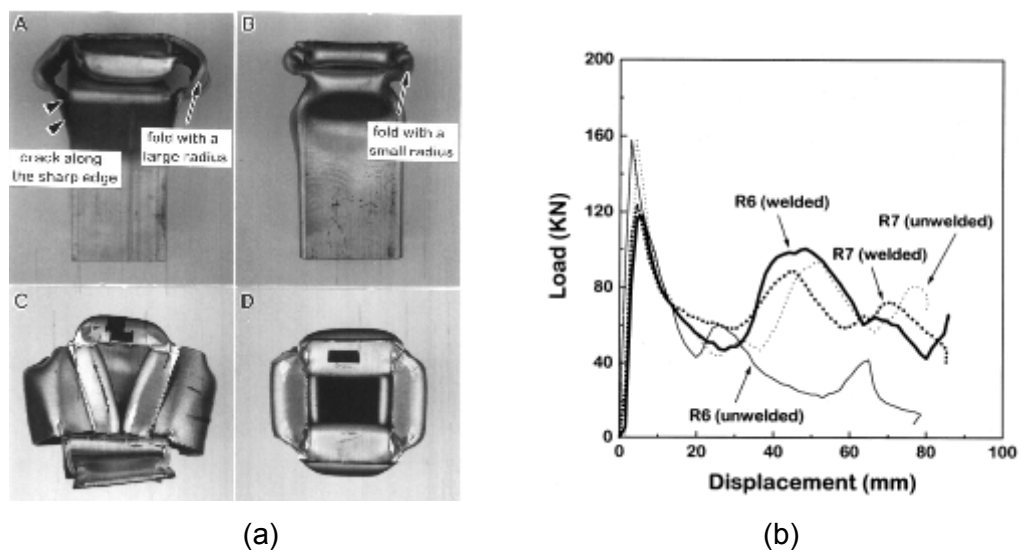


Figure III. 32 : Essais dynamiques de Kim et Lee [KIM 99]. (a) Déformée des spécimens R6 et R7. Les photos A & C montrent les tubes R6 qui comportent de grandes fissures. (b) Courbes charge-déplacement.

III.4.1.3. Tubes avec renfort externe

L'une des possibilités pour améliorer la capacité d'absorption d'énergie des structures extrudées est de les renforcer extérieurement par des nouveaux matériaux tel que le composite (fibres de verres, fibres de carbone....etc.) ou intérieurement par une mousse à faible densité. Ci-après un résumé d'une étude menée sur le renforcement externe de tubes.

Wang [Wan 92] a mené une étude sur les tubes carrés, en acier, de longueur $L=250$ mm et de côté externe $B=60$ mm, renforcés par 2, 3, 4 couches de composite à base fibres de

verre. Le but recherché est de stabiliser le processus d'écrasement. Le mode d'écrasement est passé du mode non compact au mode compact comme on peut le voir sur la Figure III. 33. Pour un tube d'épaisseur $t=0.8$ mm le 1^{er} pic est passé de 23 kN à 59 kN, son énergie spécifique a aussi augmenté, elle est passée de 7.7 J/g à 14.5 J/g.



Figure III. 33 : Tubes carrés enroulés de fibre de verre [WAN 92]

Deux conclusions importantes ont été obtenues. La longueur de pli diminue avec l'augmentation du nombre de couches et l'influence du composite est plus grande sur la capacité d'absorption d'énergie, lorsque les tubes présentent une épaisseur faible (inférieure à 1 mm).

III.4.1.4. Conclusions

L'étude bibliographique montre que les nombreuses recherches menées sur les tubes à section prismatiques soumis à chargement axial, permettent aujourd'hui de disposer de modèles analytiques qui donnent une estimation des grandeurs tels que l'effet moyen, l'énergie absorbée, les longueurs d'onde des cinématiques induites.

Une large base expérimentale existe pour le cas de l'acier, mais relativement peu d'essais concernent l'aluminium, bien qu'un regain d'intérêt pour ce matériau soit constaté récemment. Notre contribution expérimentale et numérique vise à un complément de données concernant le cas de l'aluminium, ainsi qu'une meilleure interprétation des comportements quasi-statique et dynamique.

III.4.2. Nouveau concept de dissipateur en flambement mode coque

III.4.2.1. Conception et description du frein

Le flambement de tube peut conduire à une quantité d'énergie dissipée importante à condition de garantir un mode coque. La Figure III. 34 détaille les différents types de flambement possibles, le mode poutre ou flambage global, le mode coque présentant des plis ou longueurs d'ondes courtes, et enfin la combinaison des modes critiques poutre et coque. Dans le cas du flambement en mode coque, on parle de flambage progressif, avec un écrasement du tube suite à l'apparition de plusieurs lignes de plis ou rotules plastique comme décrit dans l'étude bibliographique présenté ci-dessus. La courbe charge/flèche caractéristique de l'essai d'écrasement du tube, présente alors plusieurs oscillations qui correspondent chacune à l'initiation, la propagation et l'affaissement d'un pli ou onde critique. La surface sous la courbe, soit l'énergie dissipée, est beaucoup plus importante que dans le cas du mode poutre. Les tubes sont donc généralement des éléments efficaces pour

l'absorption d'énergie à condition d'être certain de bloquer le mode poutre qui est un mode inefficace pour l'absorption d'énergie.

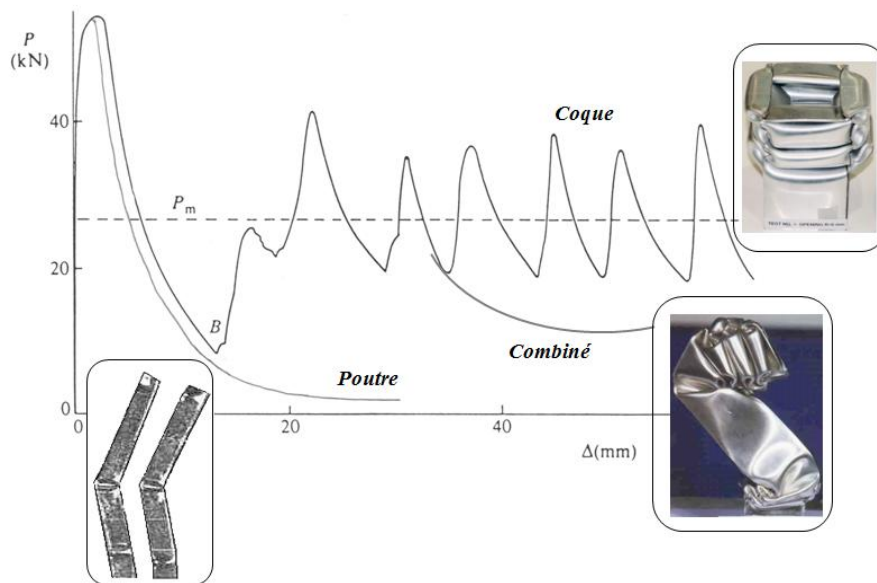


Figure III. 34 : Comportement des différentes modes de flambement possibles

Le nouveau frein travaille suivant le principe du flambage de tube. Il permet cependant d'inhiber le mode de flambage en poutre et de garantir le mode coque même avec des longueurs de tubes importantes afin d'accroître l'énergie absorbée. Un mouflage par câble traversant le tube permet d'assurer le chargement de compression via deux plaques d'appui (Figure III. 35). Les câbles tendus à l'intérieur du tube empêchent le flambage en mode poutre bien que la longueur du tube dépasse largement la longueur critique. Le principe du câble de mouflage apporte deux avantages supplémentaires : il permet de diviser par deux les importants efforts de flambage du tube qui sont transmis au hauban de jonction et il assure une course de dissipation quasiment doublée par rapport à la longueur du tube.

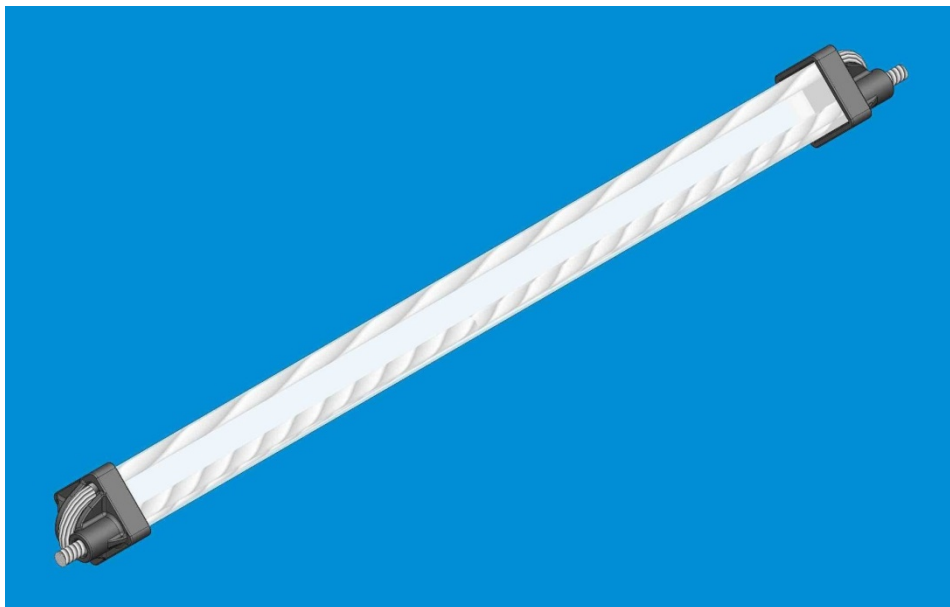


Figure III. 35 : Frein développé : dissipation par flambement de tube

La détermination de la contrainte de flambage dans le cas des tubes à section carrée s'appuie sur la théorie du flambage plastique en utilisant la formule classique de Stowell [IYE 88]:

$$\sigma_{cr}^{plastique} = \frac{\pi^2 E_s}{9} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \left[2 + \sqrt{1 + 3 \frac{E_t}{E_s}}\right]$$

E_s est le module sécant, E_t est le module tangent

L'expression de cette contrainte s'obtient en considérant le flambage d'une plaque simplement appuyée sur ses extrémités, soumise à une compression axiale uniforme (Figure III. 36).

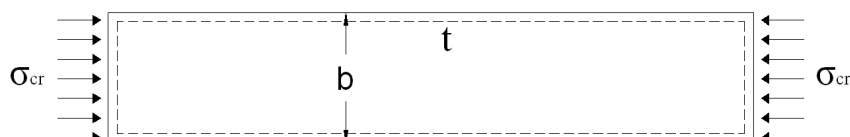


Figure III. 36 : Plaque sous compression axiale (analyses de Stowell)

L'exploitation de la courbe contrainte-déformation issue du test de traction uni axiale permet de caractériser la contrainte critique. Dans le cas de l'acier doux S235, la contrainte critique de flambage est de 290MPa ; elle atteint 178 MPa pour un tube en aluminium AA 6060 T6 (Figure III. 37).

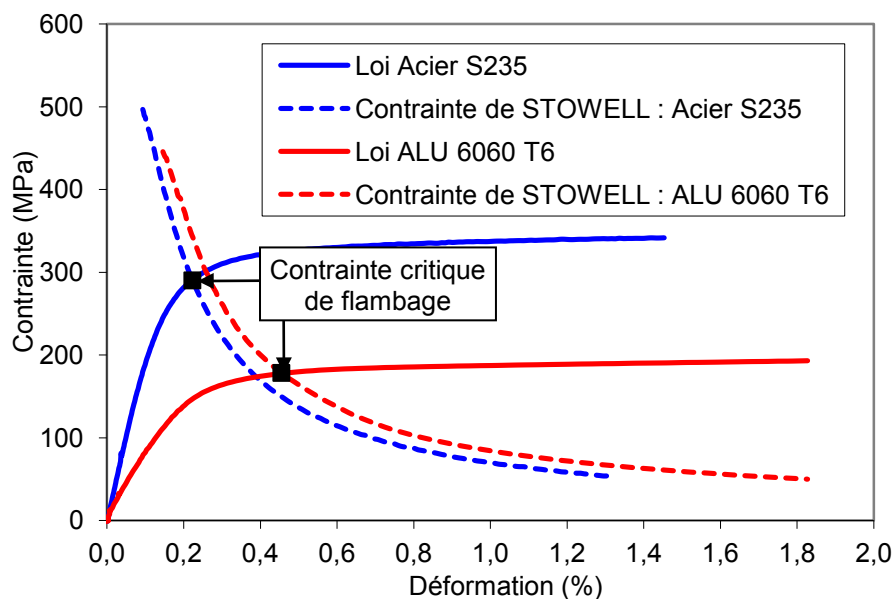


Figure III. 37 : Contrainte critique de flambage pour l'acier doux S235 et pour l'ALU 6060 T6

III.4.2.2. Approche numérique

Une approche plus rigoureuse intégrant la loi de comportement avec en particulier la prise en compte de l'érouissage, permet via l'approche numérique à l'aide de la MEF, de remonter aux divers modes de flambage potentiels d'un tube et permet donc d'isoler les paramètres géométriques (longueur, section, épaisseur) qui permettent de dissocier les deux modes critiques poutre et coque et la zone d'interaction de ces deux modes [ALG 03].

Le calcul numérique se base sur une modélisation du tube à l'aide d'éléments de coques multicouches, sept points d'intégration dans l'épaisseur permettent l'évaluation de la plasticité et son évolution tout le long du calcul incrémental qui traduit les équilibres atteints

sous sollicitation de compression uniforme croissante. Le calcul incrémental ne permet pas cependant de situer le flambement qui correspond à une bifurcation d'équilibre. Une recherche le long du chemin incrémental des bifurcations plastiques potentielles (Figure III. 38) permet de déterminer les modes critiques de flambage de type coque et/ou poutre (Figure III. 39). Cette étude permet de conclure quant à la nature du mode critique, voir à l'interaction des modes dans le cas de l'obtention de cinématiques différentes pour une même charge critique, ou des charges critiques voisines associées à des modes différents. Les tubes étudiés ici ont une géométrie de 80×80×2 mm avec une longueur de 500 mm.

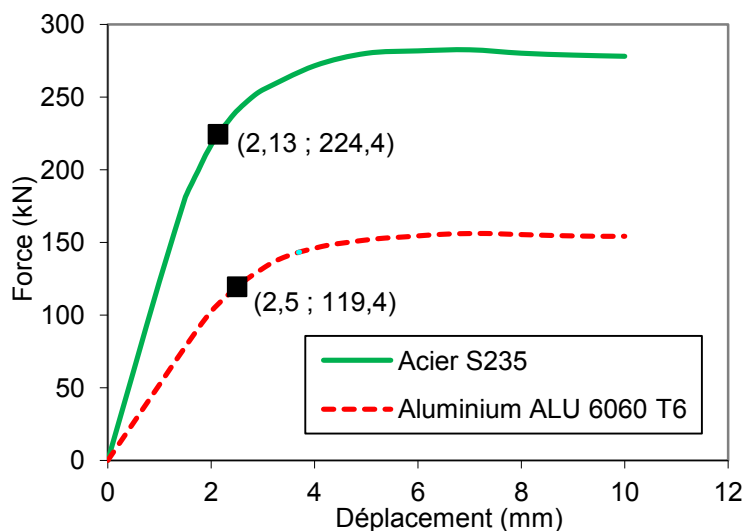


Figure III. 38 : Calcul incrémental et localisation du point de bifurcation plastique

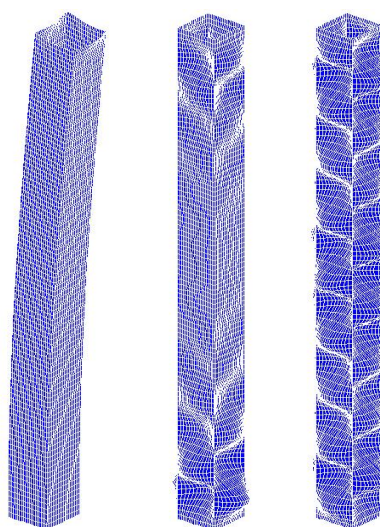


Figure III. 39 : Tube Alu: Mode global et modes coque de charges critiques voisines

La prise en compte dans la modélisation de ces différents éléments (câbles et tubes), des lois d'interface pour la gestion des contacts frottements-glislements est complexe et difficile à mener en particulier lorsque les plis de flambement viennent confiner les câbles traversant, induisant un frottement et le blocage des longueurs d'onde associés à des flambages globaux. Un moyen simple à mettre en œuvre via la modélisation numérique qui permet d'inhiber ces modes globaux, et donc d'atteindre systématiquement des modes coque, est de ne mailler qu'un quart du tube : Les symétries permettent ainsi de bloquer les modes globaux.

III.4.2.3. Approche expérimentale

III.4.2.3.1. Etude quasi-statique à l'échelle du tube

Afin de caractériser le comportement de ce nouveau concept de dissipateur, combinant une dissipation par flambement et par frottement, des essais d'écrasement quasi-statique ont été réalisés. La réussite de ces essais nous permet ensuite d'effectuer la caractérisation de ces absorbeurs en dynamique. Pour mieux évaluer la part de dissipation relative au flambage plastique seul, et celle induite par le frottement des câbles lors du processus d'écrasement, des essais de compression pure ont été réalisés sur le tube seul. Ces essais ont pour but de caractériser la charge critique de flambage et l'énergie absorbée par l'écrasement propre du tube sans prise en compte des frottements.

Les essais sont réalisés sur un banc d'essai constitué d'un servo-vérin piloté en déplacement imposé. La vitesse de déplacement pour tous les essais réalisés est de 4 mm/min. Les deux faces de chaque éprouvette testée sont usinées par une fraiseuse afin de garantir une surface bien plane et donc une meilleure répartition des efforts sur la structure entière du tube (Figure III. 40 et Figure III. 41). Les tubes testés ont une dimension de 100×100×4 et une hauteur de 400 mm.



Figure III. 40 : Banc d'essai de compression sur tube



Figure III. 41 : Surfaçage des faces du tube

Deux lots de tubes ont été utilisés. Les deux lots ont les mêmes caractéristiques géométriques, approvisionnés chez le même fournisseur et répondent à la même norme. Le premier lot de tubes ALU 6060 T6 lot 1 a permis d'alimenter les essais de compression pure, les essais quasi-statiques sur le dissipateur, les essais dynamiques ainsi que le premier essai de validation à l'échelle de la barrière entière. Le dissipateur a montré une très bonne performance pour l'ensemble de ces essais. Quelques mois plus tard, un deuxième essai à l'échelle de la barrière a été effectué mais cette fois les tubes des dissipateurs sont du lot 2. La performance du premier essai avec les tubes du lot 1 n'était pas reproduite lors du deuxième essai où l'ensemble des dissipateurs ont été déchirés au lieu de flamber, et ce malgré que les conditions d'essai (masse de l'impactant et vitesse d'impact) étaient identiques. Sachant que la force de freinage générée par la déchirure est de l'ordre de la moitié de celle générée par le flambage, l'absorption d'énergie par les dissipateurs s'en trouve réduite et l'échec de l'essai est probable.

Afin de comparer les deux lots, la caractérisation du matériau des tubes du lot 1 et du lot 2 a été menée. Cette caractérisation n'a pas montré une différence remarquable avec le comportement des tubes du lot 1, la charge critique de flambage du lot 2 est légèrement inférieure à celle du lot 1 mais cela n'est pas censé modifier le mécanisme de déformation du tube. Les deux figures, Figure III. 42 et Figure III. 43, ci-dessous montrent cette comparaison.

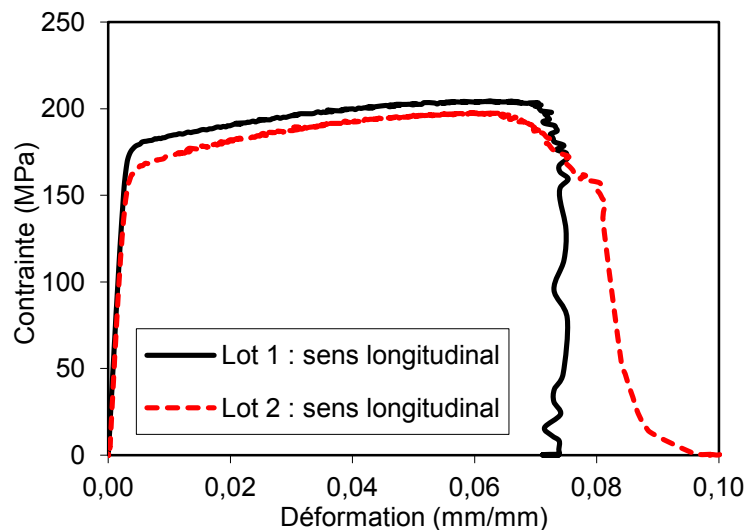


Figure III. 42 : Comparaison entre les essais de traction sur les tubes du lot 1 et 2 – sens longitudinal

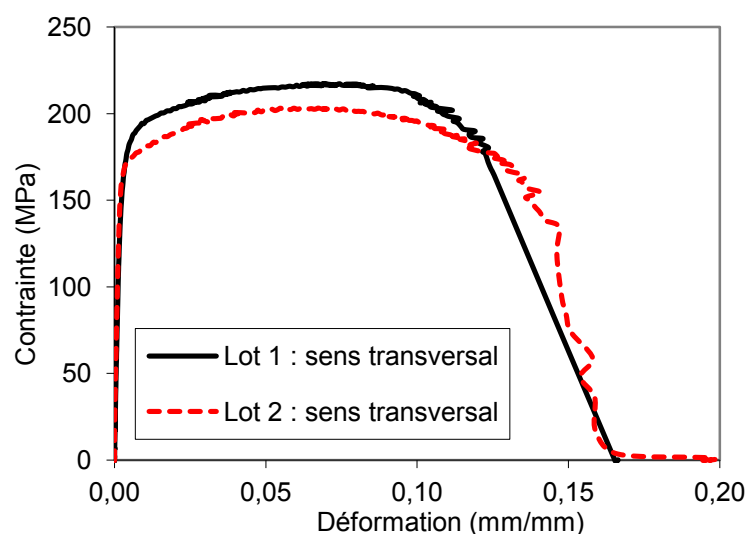


Figure III. 43 : Comparaison entre les essais de traction sur les tubes du lot 1 et 2 – sens transversal

Vu que la caractérisation du matériau des deux lots n'a pas apportée des signes de différence remarquable, des essais quasi-statiques à l'échelle du tube ont été réalisés. Ci-après nous détaillons l'étude quasi-statique pour les deux lots de tubes, lot 1 et lot 2.

III.4.2.3.1.1. Essais de compression sur tubes ALU 6060 T6 lot 1

Des essais de compression ont été effectués sur les tubes du lot 1, une courbe de comportement typique ainsi que l'évolution des cinématiques sont montrées Figure III. 44.

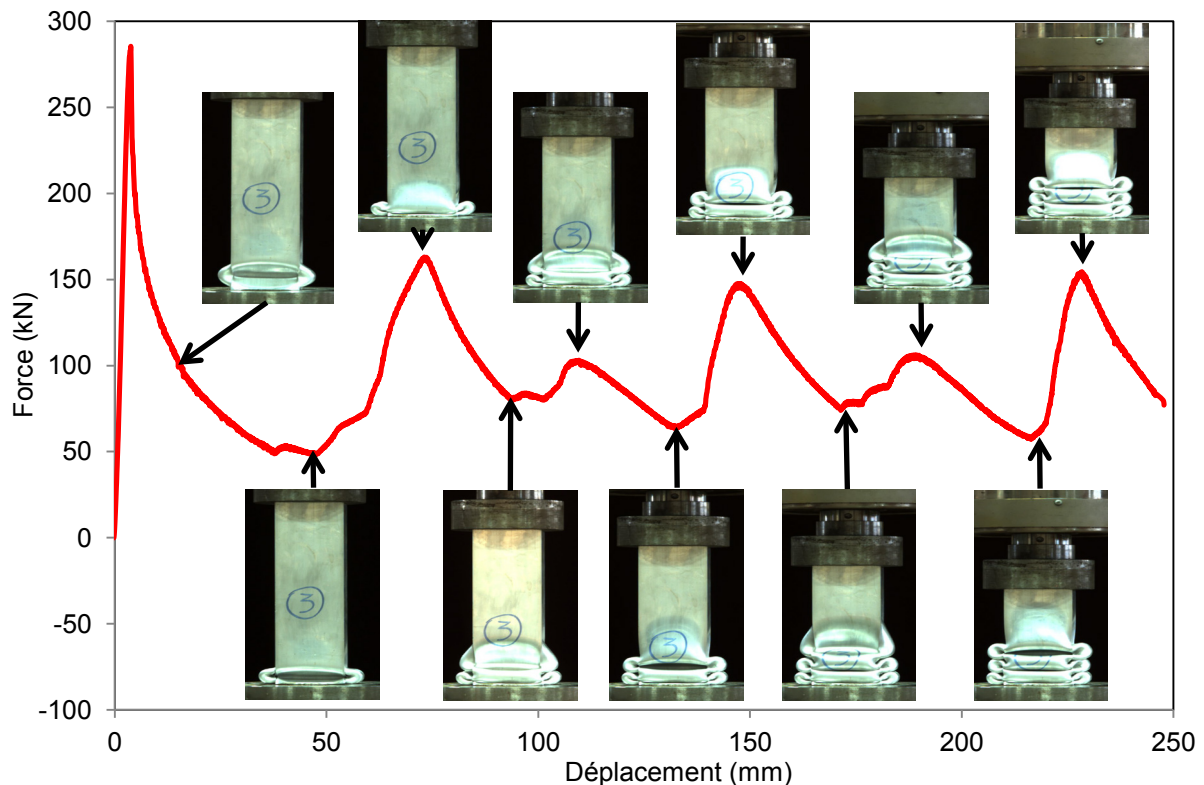


Figure III. 44 : Comportement typique des tubes ALU 6060 T6 lot 1 sous compression pure

Le premier pic de flambage s'est produit à une valeur d'effort de 282 kN. Selon la courbe de Stowell montré à Figure III. 37, la contrainte critique de flambage est de 173 MPa. La force critique de flambage est donc $173 \times 1600 = 277$ kN. Cette valeur analytique obtenue par la formule de Stowell est très proche de la valeur expérimentale obtenue par les essais de compression. Cela prouve la maîtrise scientifique du phénomène de flambage.

Ces essais étaient parfaitement reproductibles et n'ont montrés aucun signe de défaillance.

III.4.2.3.1.2. Essais de compression sur tubes ALU 6060 T6 lot 2

Des essais de compression sur les tubes du lot 2 ont été effectués afin d'identifier le problème de déchirement de tubes. Ces essais effectués en quasi-statique à vitesse de déplacement de 4 mm/min ont montré un début de flambement suivi par l'apparition des fissures et ensuite leurs propagations amenant l'arrêt du processus de flambage et la déchirure du tube. La Figure III. 45 ci-dessous montre le comportement obtenu. Des photos détaillant l'évolution géométrique de ces tubes sous chargement sont montrées Figure III. 46.

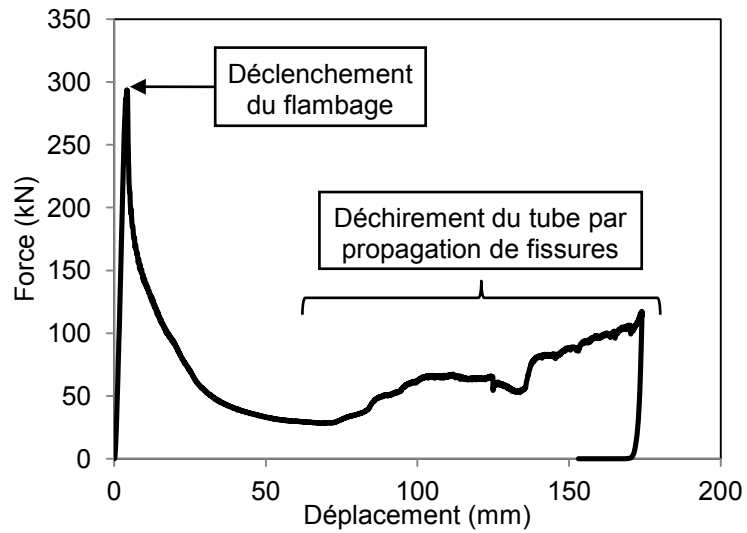


Figure III. 45 : Comportement des tubes ALU 6060 T6 lot 2

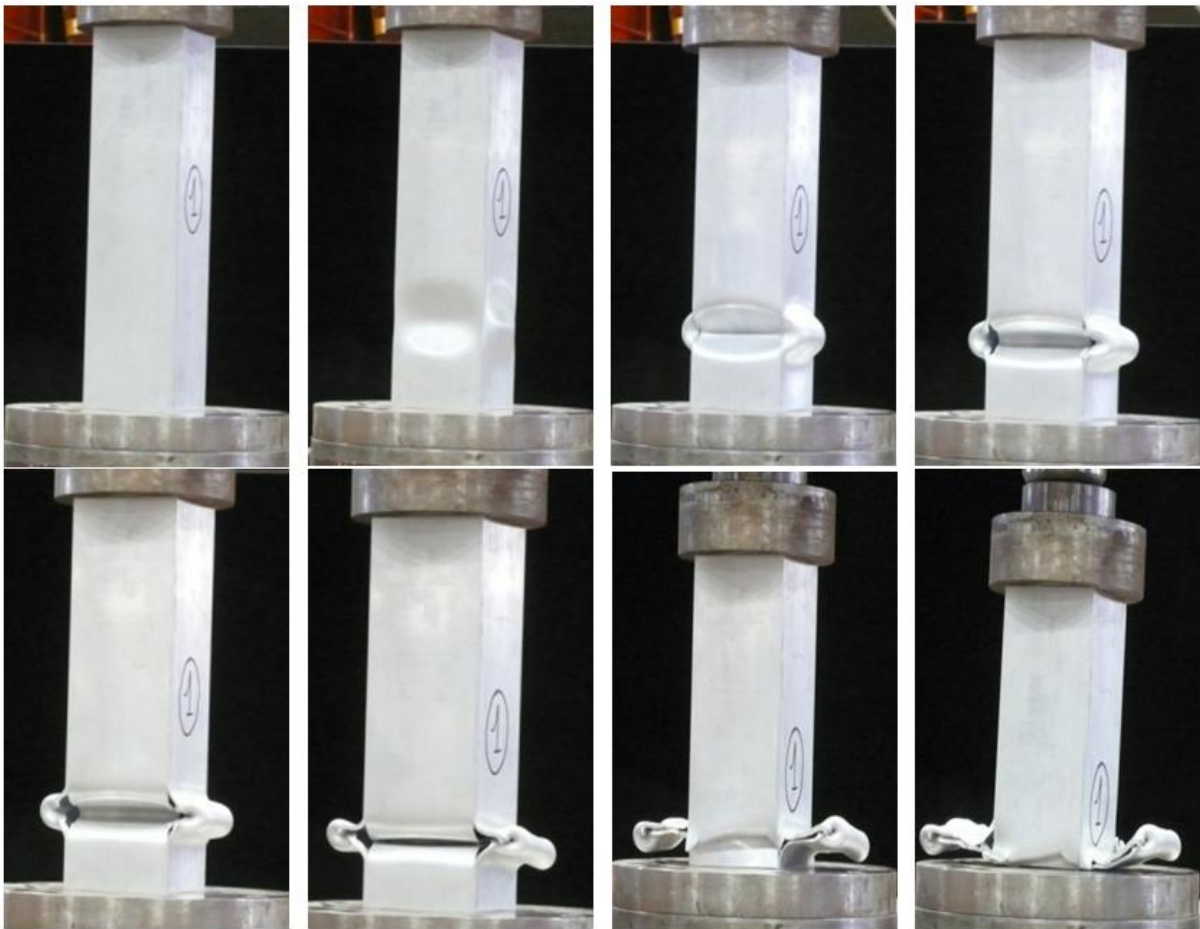


Figure III. 46 : Evolution géométrique des tubes ALU 6060 T6 lot 2 sous chargement

D'autres tubes provenant d'autre fournisseurs ont été testés, les résultats de ces essais ont montrés des performances plus ou moins bonnes mais avec toujours des fissurations. Les meilleurs tubes trouvés (minimum de fissuration) ont montrés aussi des performances médiocres en dynamique.

Un rapprochement a été opéré auprès d'un fabricant, spécialisé dans l'extrusion de l'aluminium. Plusieurs formulations de l'aluminium ont été testées, enfin une formulation particulière a donné une satisfaction parfaite pour les essais quasi-statiques ainsi que dynamiques. Cette formulation est confidentielle pour des raisons de concurrence. Des tubes fabriqués suivant cette formulation ont été utilisés pour la suite.

III.4.2.3.2. Etude quasi-statique sur tubes renforcés par matériaux composites

Le comportement des tubes testés en flambage de type coque est efficace pour l'absorption de l'énergie, cependant le seuil de flambage peut être une limite, surtout si l'on veut augmenter les charges critiques, mais aussi la dissipation d'énergie. Ce comportement pourrait être optimisé en renforçant le tube par matériau composite, le matériau utilisé ici est un tissu à fibre de carbone TFC noyé dans une matrice époxy. L'essai est mené dans les mêmes conditions que les essais sur les tubes non renforcés, en déplacement imposé de 4 mm/min. Les tubes testés sont renforcés par une seule couche de TFC avec un recouvrement correspondant à la largeur du tube. Le comportement obtenu pour ces tubes sous compression pure est détaillé Figure III. 47.

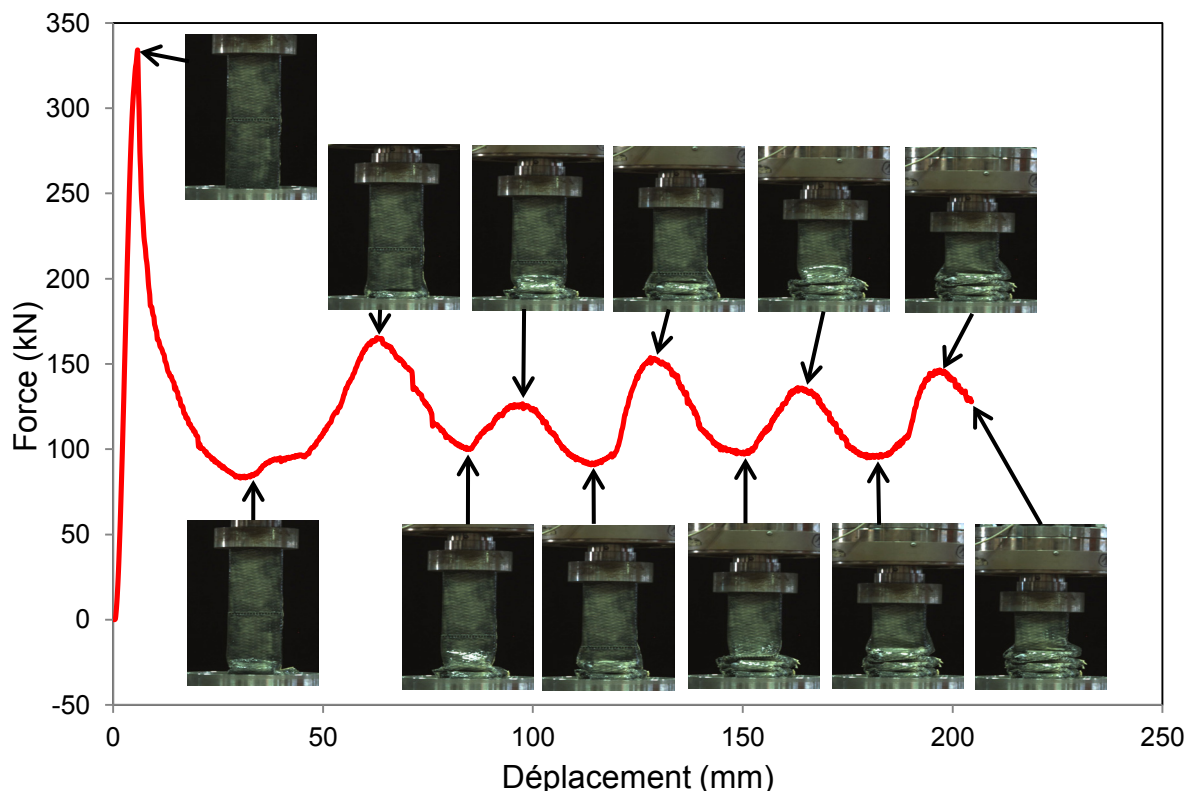


Figure III. 47 : Essais de compression sur des tubes ALU renforcés par TFC

La différence entre les crêtes et creux de la courbe de comportement se trouve réduit avec le renforcement par TFC. La force correspondant au premier pic est augmentée de 17 % (valeur moyenne des essais réalisés). Une comparaison entre le comportement de tubes renforcé et non renforcé est détaillée à la Figure III. 48.

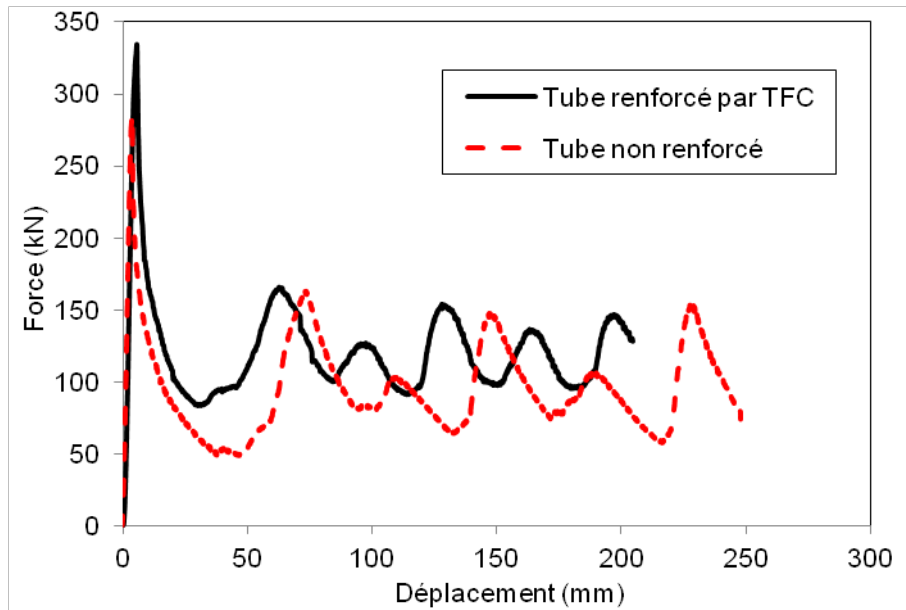


Figure III. 48 : Comparaison entre un tube renforcé par TFC et non renforcé

Le gain d'énergie absorbé dû au renforcement par une seule couche de matériau composite TFC, est de l'ordre de 60 % (valeur moyenne des essais réalisés), voir Figure III. 49.

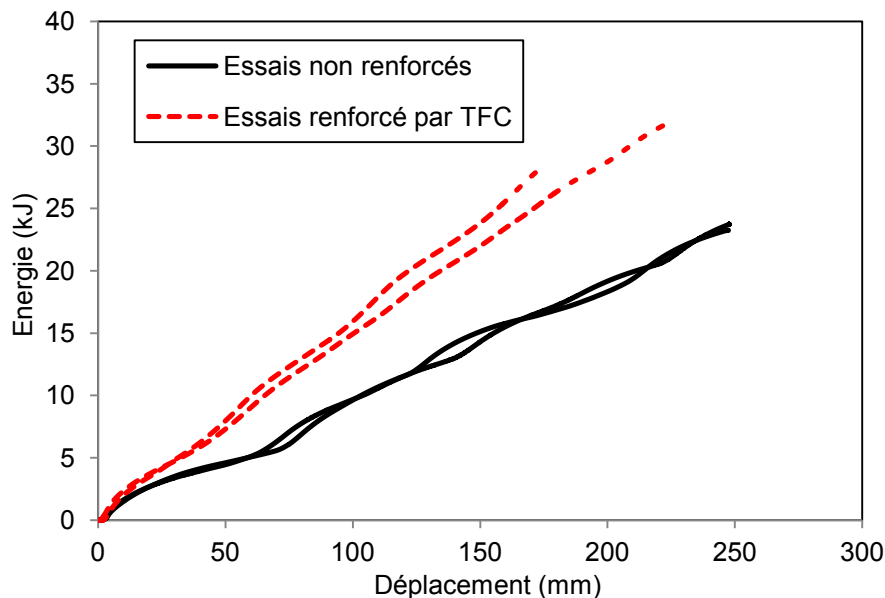


Figure III. 49 : Comparaison des énergies absorbées par les tubes renforcés et les non renforcés

III.4.2.3.3. Etude quasi-statique à l'échelle du dissipateur

Afin de valider ce nouveau concept en quasi-statique, une campagne d'essais sur le banc de traction présenté à l'introduction de ce chapitre a été effectuée. Le dissipateur est accroché à un point fixe d'un côté alors que l'autre côté est attaché au vérin qui exerce alors un déplacement contrôlé permettant de solliciter le câble en traction et le tube en compression. On observe à la Figure III. 50 ci-après le début d'un flambage en mode poutre, ce mode est cependant bloqué grâce au câble tendu à l'intérieur du tube, et le mode de flambage en coque est ainsi imposé.



Figure III. 50 : Traction quasi-statique sur le dissipateur

Le mouflage du câble à l'intérieur du tube permet de réduire la force de sollicitation du câble et donc de réduire la sollicitation des ancrages de la barrière de protection. L'initiation du flambage en mode poutre permet de réduire le premier pic d'effort. Le comportement de ce dissipateur en quasi-statique est montré à la Figure III. 51 ci-dessous. Chaque pic d'effort est caractéristique de chaque pli subit par le tube. Quand le flambage s'initie, la place à l'intérieur du tube s'en trouve de plus en plus réduite et le câble sera alors tendu. Ces deux phénomènes participent à l'augmentation de l'effort de freinage par frottement du câble sur les platines d'application de l'effort ainsi qu'à l'intérieur du tube. A la fin du flambage, la sollicitation augmente, seul le câble reprend l'incrément de l'effort jusqu'à sa rupture.

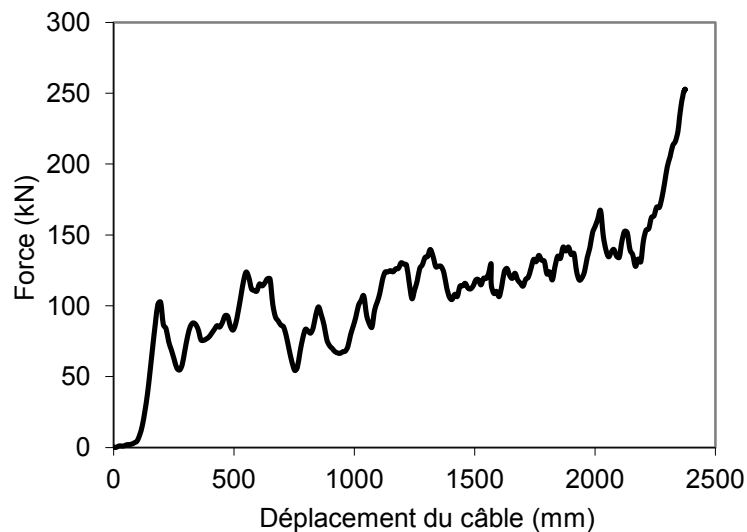


Figure III. 51 : Comportement quasi-statique du dissipateur en tube ALU 100×100×4 de longueur 1m50 en flambage-frottement

Le comportement d'un dissipateur est différent de celui d'un tube. Afin de les comparer, des essais ont été effectués sur le dissipateur avec un tube de longueur 400 mm, soit la même longueur que celle adoptée pour les essais de compression sur tubes. Le comportement du dissipateur de longueur 400 mm est détaillé et comparé avec celui d'un tube à la Figure III. 52.

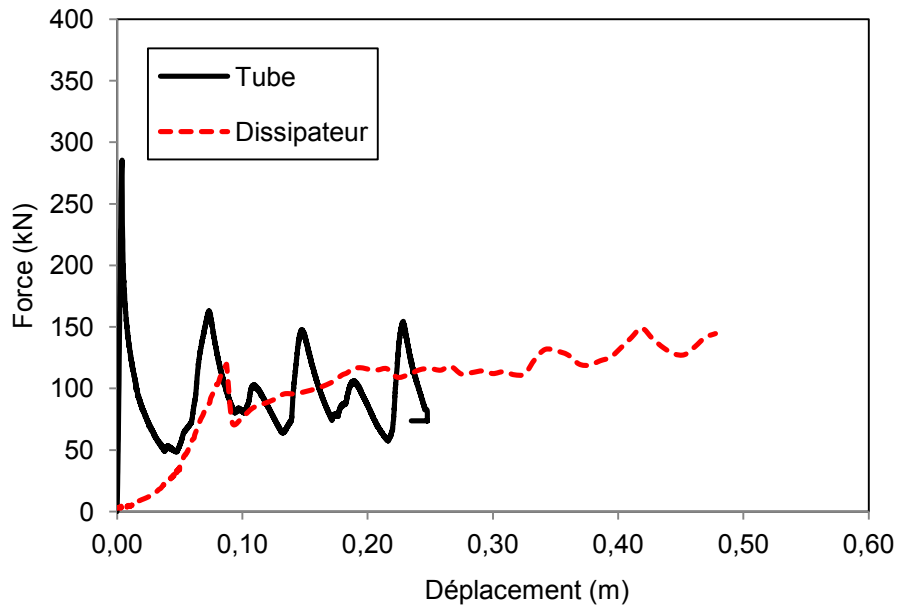


Figure III. 52 : Comparaison entre le comportement du tube et du dissipateur de longueur 400 mm

Le mouflage du câble à l'intérieur du tube participe à la diminution de l'effort de compression sur les deux extrémités du dissipateur. Cette diminution est compensée par le frottement du câble sur les deux platines d'extrémité et à l'intérieur du tube. De plus le mouflage double la course de freinage. Tous ces phénomènes participent à l'augmentation de l'énergie absorbée par le dissipateur. Une comparaison est faite au niveau de l'énergie absorbée entre un dissipateur et un tube de même longueur de 400 mm. Cette comparaison montre que le dissipateur permet un gain de l'énergie absorbée de l'ordre de 80 % (Figure III. 53).

Il est important de rappeler que ce gain n'est valable que pour la sollicitation quasi-statique et qu'il est basé sur des dissipateurs de longueur 400 mm, ce coefficient est moins important dans le cas des tubes plus longs car la force de flambement devient moins importante et les forces de frottement ne seront plus les mêmes.

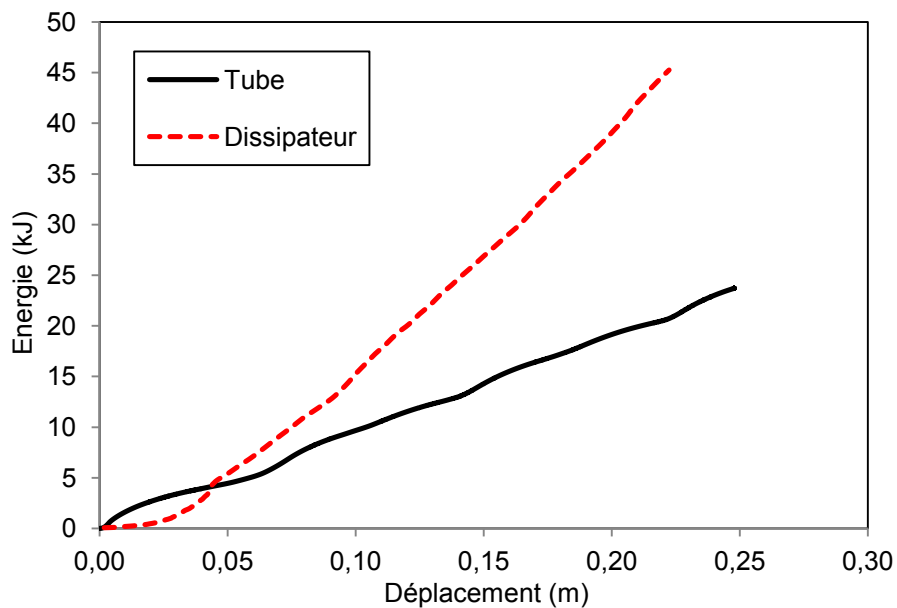


Figure III. 53 : Comparaison entre l'énergie absorbée par le tube et le dissipateur de longueur 400 mm

III.4.2.3.4. Etude dynamique à l'échelle du dissipateur

La sollicitation dynamique consiste au lâcher d'un bloc de masse connu et d'une hauteur paramétrable. Comme montré à l'introduction de ce chapitre, un site particulier a été utilisé pour les essais dynamiques. Trois types de tubes ont été testés, des tubes de géométrie 80×80×2 en acier doux S235, des tubes en aluminium ALU 6060 T6 de géométrie 100×100×4 avec des coins plats et de 100×100×5 avec des coins arrondies.

La courbe du comportement des dissipateurs correspond à la variation de la force en fonction du déplacement dans le cas de la caractérisation quasi-statique. Dans le cas des essais dynamiques sur site il est difficile d'instrumenter le déplacement, c'est pour cela que le comportement est analysé au travers de la courbe de variation de la force en fonction du temps.

Les essais ont été effectués à des vitesses d'impact comprises entre 10 m/s et 20 m/s. La vitesse maximale est légèrement inférieure à la vitesse d'impact du bloc contre le filet (minimum 25 m/s) dans le cas des essais sur la structure à échelle 1 recommandées par l'ETAG 27. Cependant dans le cas des essais sur la structure, les efforts se propagent du filet, vers les poteaux puis vers les câbles porteurs et les dissipateurs d'énergie. Donc ces derniers sont sollicités indirectement et leurs vitesse de sollicitation doit être inférieur à la vitesse d'impact du bloc. Le site d'essai d'impact sur les freins ne permet pas d'appliquer une vitesse supérieure à 20 m/s, mais cette vitesse est appliquée directement sur le frein. D'où on suppose que notre caractérisation dynamique des freins s'effectue dans les mêmes conditions que les essais à l'échelle de la structure.

Pour les tubes en acier doux, 14 essais sur 15 menés furent concluants. La Figure III. 54 traduit le comportement d'un dissipateur en acier par flambage. La force moyenne de freinage est constante avec une légère augmentation de l'effort moyen au fur et à mesure du fonctionnement du frein. Ceci est la conséquence des efforts de frottement mis en jeu par le coulissement des câbles à l'intérieur du tube. Les différents pics d'efforts sont caractéristiques des différents plis que le tube subit lors du flambement progressif en mode coque.

Les données dynamiques de l'essai sont illustrées dans le Tableau III. 1 ci-dessous. La Figure III. 55 montre l'état de ce dissipateur après l'essai.

Type de frein	Tube 80×80×2 en Acier S235
Longueur du frein (m)	1,50
Masse du bloc (kg)	1650
Hauteur de largage (m)	15,9
Distance de freinage (m)	2,1
E totale (kJ)	257
Force moyenne de freinage (kN)	123
Vitesse d'impact (m/s)	17,7

Tableau III. 1 : Données de l'essai sur dissipateur en acier S235 80×80×2. Energie absorbée = 257 kJ, vitesse d'impact = 17,7 m/s

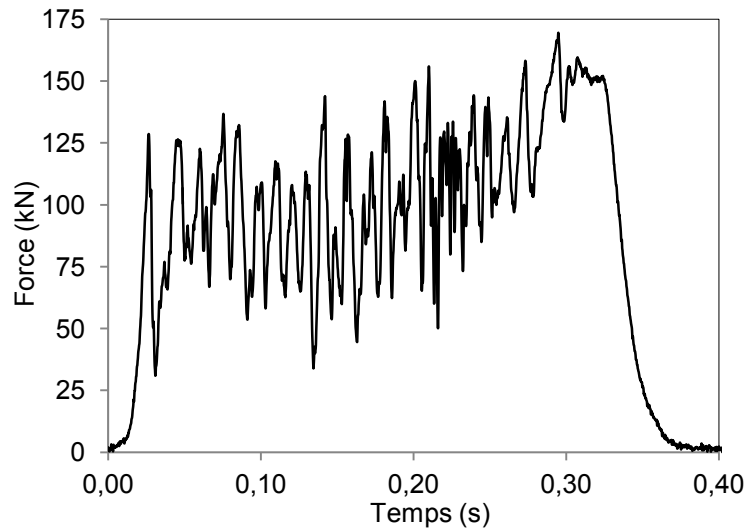


Figure III. 54 : Comportement du dissipateur en acier S235 80×80×2. Energie absorbée = 257 kJ, vitesse d'impact = 17,7 m/s



Figure III. 55 : Etat du dissipateur en acier S235 80×80×2 après l'essai, Energie absorbée = 257 kJ, vitesse d'impact = 17,7 m/s

On présente aussi un autre cas, à vitesse d'impact moins importante, les détails de cet essai sont donnés Tableau III. 2. Le comportement du frein est présenté à la Figure III. 56. Le frein après l'essai est montré à la Figure III. 57.

Type de frein	Tube 80×80×2 en Acier S235
Longueur du frein (m)	1,50
Masse du bloc (kg)	1015
Hauteur de largage (m)	8,8
Distance de freinage (H0 - H2) (m)	0,7
E totale (kJ)	88
Force moyenne de freinage (kN)	125
Vitesse d'impact (m/s)	13,1

Tableau III. 2 : Données de l'essai sur dissipateur en acier S235 80×80×2. Energie absorbée = 88 kJ, vitesse d'impact = 13,1 m/s

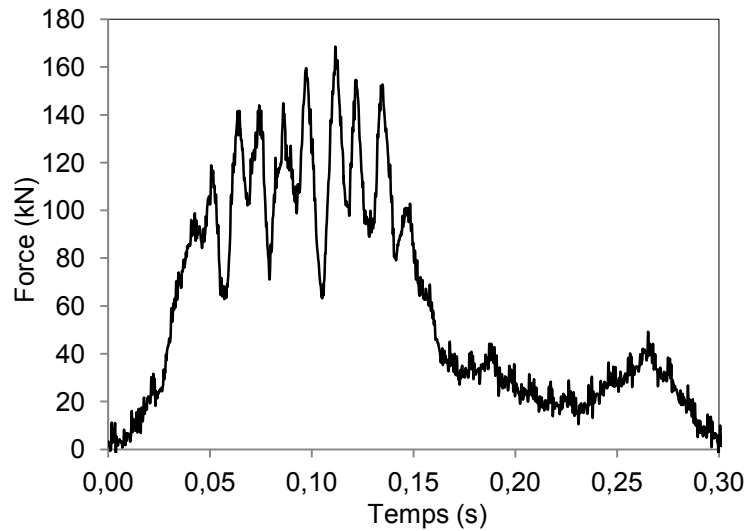


Figure III. 56 : Comportement du dissipateur en acier S235 80×80×2. Energie absorbée = 88 kJ, vitesse d'impact = 13,1 m/s



Figure III. 57 : Etat du dissipateur en acier S235 80×80×2 après l'essai. Energie absorbée = 88 kJ, vitesse d'impact = 13,1 m/s

Pour les tubes en aluminium, un pourcentage de réussite de 100 % est constaté. Des dissipateurs en ALU avec des tubes en 100×100×4 avec des coins plats et de 100×100×5 avec des coins arrondies ont été testés.

Les détails de l'essai dynamique, sur un tube ALU 100×100×4, sont montrés Tableau III. 3.

Type de frein	Tube 100×100×4 en ALU
Longueur du frein (m)	1,50
Masse du bloc (kg)	1650
Hauteur de largage (m)	12,1
Distance de freinage (m)	2,1
E totale (kJ)	196
Force moyenne de freinage (kN)	93
Vitesse d'impact (m/s)	15,4

Tableau III. 3 : Données de l'essai sur dissipateur en ALU 100×100×4. Energie absorbée = 196 kJ, vitesse d'impact = 15,4 m/s

La Figure III. 58 montre le comportement du dissipateur en ALU, l'énergie absorbée est de 196 kJ pour une vitesse d'impact de 15,4 m/s. La Figure III. 59 montre l'état de ce dernier après l'essai.

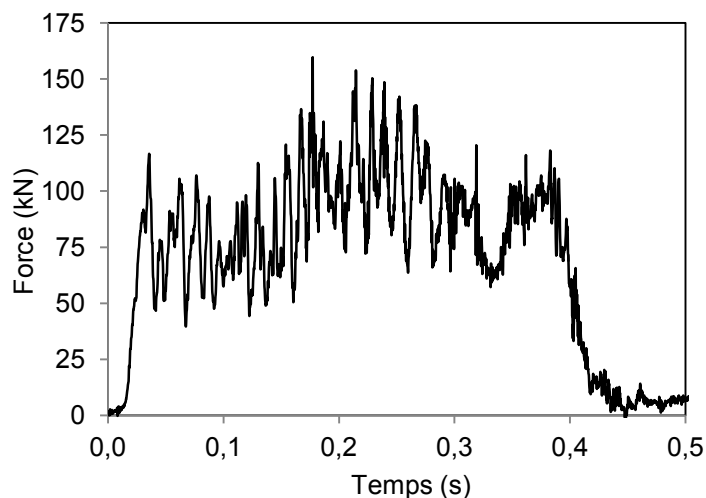


Figure III. 58 : Comportement du dissipateur en ALU 100×100×4. Energie absorbée = 196 kJ, vitesse d'impact = 15,4 m/s



Figure III. 59 : Etat du dissipateur en ALU 100×100×4 après l'essai. Energie absorbée = 196 kJ, vitesse d'impact = 15,4 m/s

On présente aussi un autre cas à vitesse d'impact moins importante, les détails de cet essai sont montrés au Tableau III. 4. Le comportement du frein est présenté à la Figure III. 60. Le frein après l'essai est montré à la Figure III. 61.

Type de frein	Tube 100×100×4 en ALU
Longueur du frein (m)	1,50
Masse du bloc (kg)	1650
Hauteur de largage (m)	7,8
Distance de freinage (m)	1,4
E totale (kJ)	126
Force moyenne de freinage (kN)	90
Vitesse d'impact (m/s)	12,4

Tableau III. 4 : Données de l'essai sur dissipateur en ALU 100×100×4. Energie absorbée = 126 kJ, vitesse d'impact = 12,4 m/s

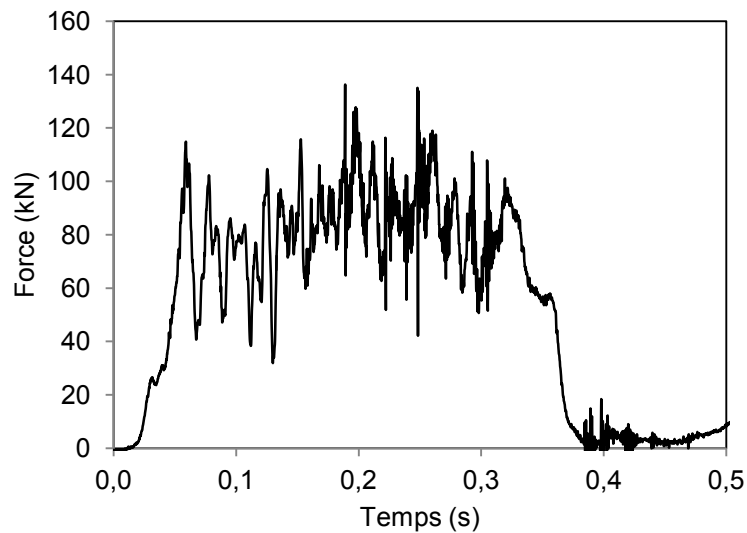


Figure III. 60 : Comportement du dissipateur en ALU 100×100×4. Energie absorbée = 126 kJ, vitesse d'impact = 12,4 m/s



Figure III. 61 : Etat du dissipateur en ALU 100×100×4 après l'essai. Energie absorbée = 126 kJ, vitesse d'impact = 12,4 m/s

Enfin, ci-après Tableau III. 5, un essai sur un dissipateur de section 100×100×5 avec des coins arrondies.

Type de frein	Tube 100×100×5 en ALU
Longueur du frein (m)	1,50
Masse du bloc (kg)	1650
Hauteur de largage (m)	13,6
Distance de freinage (m)	1,4
E totale (kJ)	220
Force moyenne de freinage (kN)	157
Vitesse d'impact (m/s)	16,3

Tableau III. 5 : Données de l'essai sur dissipateur en ALU 100×100×5. Energie absorbée = 220 kJ, vitesse d'impact = 16,3 m/s

Le comportement du frein est présenté à la Figure III. 62. Le frein après l'essai est montré à la Figure III. 63.

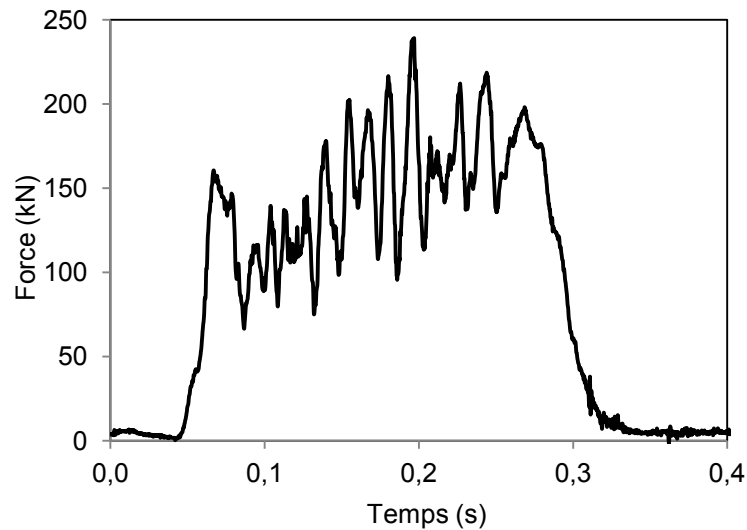


Figure III. 62 : Comportement du dissipateur en tube ALU 100×100×5. Energie absorbée = 220 kJ, vitesse d'impact = 16,3 m/s



Figure III. 63 : Etat du dissipateur en tube ALU 100×100×5 après l'essai. Energie absorbée = 220 kJ, vitesse d'impact = 16,3 m/s

III.5. Conclusions

La validation des dissipateurs d'énergie par des essais dynamiques est capitale. Plusieurs dissipateurs développés ont montrés de très bonnes performances en quasi-statique mais pas en dynamique.

Le nouveau concept de dissipateur travaillant en flambement-frottement a montré des bonnes performances en quasi-statique ainsi qu'en dynamique. Les avantages de ce nouveau concept sont :

- Un seuil de déclenchement du freinage paramétrable suivant le choix du matériau et de la section du tube considéré, voir du renforcement par TFC;
- Une force moyenne de freinage quasi-constante tout au long de la course du frein;
- Une maîtrise scientifique du phénomène, d'où une reproductibilité des résultats;
- Une faible influence de la vitesse de déformation, dans la plage de travail considérée

Le choix d'une section donnée et d'une épaisseur de tube donnée, le choix du matériau, acier doux ou aluminium, se feront en fonction du seuil de déclenchement visé, ainsi que de la classe de l'écran (gamme d'énergie). Ce type de fusibles basé sur le flambage de tube, laisse donc un large spectre de possibilités. Il a été breveté et retenu pour les barrières testées par la suite.

Chapitre IV : Etude à échelle 1 de la structure

Les écrans de filets pare-pierres doivent être testés dans leur ensemble afin de valider leur fonctionnement avec notamment la vérification de la bonne diffusion des efforts vers les organes dissipateurs, la tenue des ancrages et des poteaux, l'amortissement et l'arrêt du bloc impactant. Pour ce fait, des essais en grandeur réel qui respectent le cahier des charges défini par le nouveau guide d'agrément technique Européen (ETAG 27) ont été réalisés. Ces essais ont été effectués à la station d'essais de chutes de blocs de l'IFSTTAR (Institut français des sciences et technologies des transports, de l'aménagement et des réseaux, ex LCPC).

IV.1. Présentation de la station d'essais de chutes de blocs de l'IFSTTAR

La station d'essais est située dans la carrière de Montagnole (73), appartenant au groupe Vicat, près de Chambéry (Savoie), en France. Elle se développe autour d'un dispositif de levage et de largage des blocs construit au sommet d'une falaise quasi-verticale d'une hauteur d'environ 80 mètres.

Le dispositif a été conçu pour lever et larguer en chute verticale des blocs de masse maximale égale à 20 tonnes depuis des hauteurs comprises entre 5 et 70 mètres par rapport au sol. Il est constitué (Figure IV. 1) d'une flèche d'une longueur égale à 25 mètres, formée d'une structure métallique rigide de type treillis, et pouvant pivoter autour d'un axe fondé au rocher.



Figure IV. 1 : Station d'essais de l'IFSTTAR

Le positionnement absolu du bloc avant largage est donné par 3 codeurs optiques rotatifs avec une précision inférieure à $\pm 0,10$ m horizontalement et verticalement. Le positionnement absolu et la trajectoire verticale contrôlée du bloc autorisent des lâchers avec une précision inférieure à celle spécifiée dans l'ETAG 27 (0,5 m autour du point d'impact théorique).

IV.2. Géométrie du kit testé

Nous détaillons ici, la géométrie de la barrière de classe 3000 kJ. Pour les autres barrières testées, nous nous contenterons de juste décrire les différences avec celle-ci.

Pour la barrière de classe 3000 kJ, la hauteur nominale de l'écran est égale à 5,32 m, l'espacement entre poteaux est égal à 10 m. L'inclinaison des poteaux est de 25° par rapport à l'horizontale. L'inclinaison des haubans amont est environ égale à 28° par rapport à l'horizontale.

Les noms des éléments de l'écran sont présentés Figure IV. 2. Les détails de la géométrie du kit testé sont montrés ci-après aux Figure IV. 3, Figure IV. 4 et Figure IV. 5.

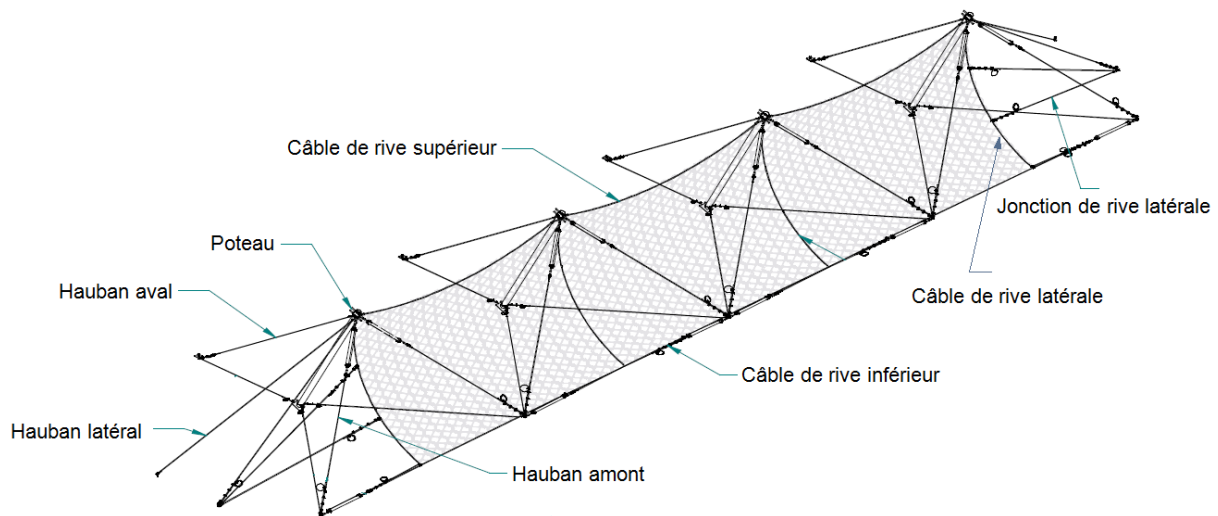


Figure IV. 2 : Vue isométrique et nomenclature des éléments du kit testé

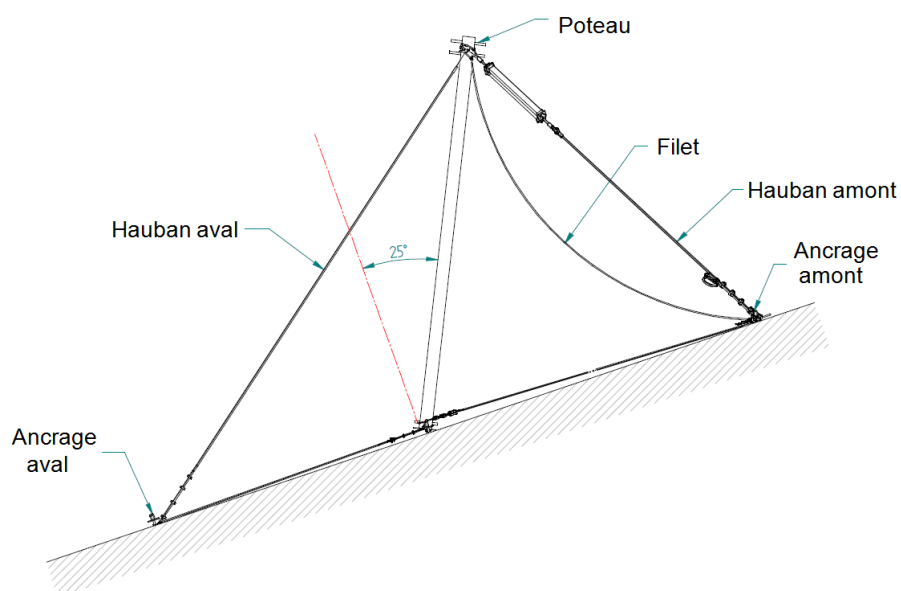


Figure IV. 3 : Vue transversale du kit testé



Figure IV. 4 : Détail de l'assemblage en tête de poteau

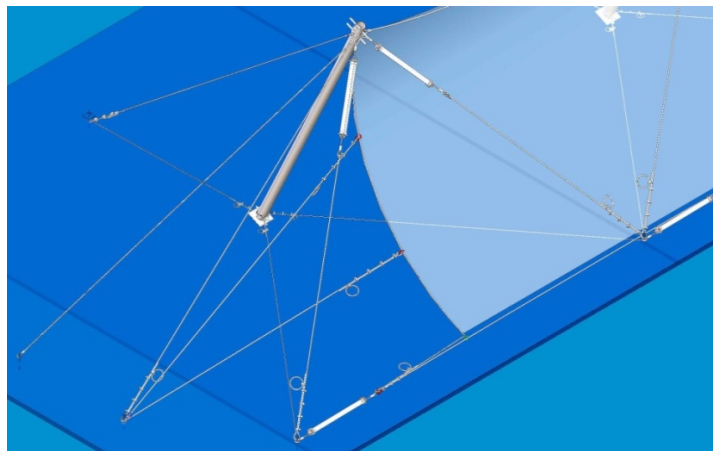


Figure IV. 5 : Détail d'une rive latérale

Le kit testé a été monté à une hauteur d'environ 20 mètres par rapport au sol. Le montage des trois modules fonctionnels du kit testé a été effectué par nos soins (entreprise GTS) sous la supervision du groupe mécanique des roches du CETE (Centre d'Études Techniques de l'Équipement) de Lyon (Figure IV. 6), conformément à la documentation technique fournie par le fabricant.



Figure IV. 6 : Montage du kit

IV.3. Instrumentation

L'écran est équipé par des capteurs de force mesurant les résultantes des efforts aux ancrages, des capteurs de force locaux mesurant les efforts dans les éléments principaux de la structure et des caméras rapides qui permettent de remonter à la vitesse du bloc durant l'impact et de voir les détails de la réponse de la structure sous l'impact.

IV.3.1. Capteurs de force

La position et la nomenclature des capteurs de forces globaux (en rouge) et locaux (en turquoise) est présentée à la Figure IV. 7 ci-dessous.

La désignation des capteurs est la suivante :

- AA3, AA4 et AA5 : capteurs sur les ancrages amont
- ALs, ALi : capteurs sur ancrage latéral supérieur et inférieur respectivement
- F3.1, F2.2, et F3.2 : capteurs sur les câbles de rives inférieurs des filets
- P3.1, P3.2, P4.1 et P4.2 : capteurs sur les haubans amont liés aux têtes des poteaux
- JRL : capteur sur la jonction du câble de rive latéral
- HLs et HLi : capteurs sur hauban latéral supérieur et inférieur respectivement

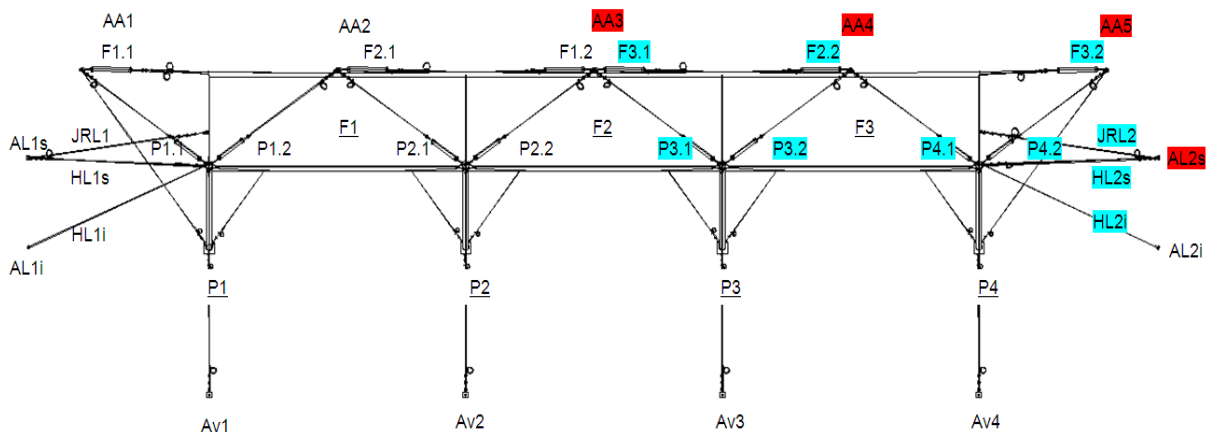


Figure IV. 7 : Position et nomenclature des capteurs de force globaux et locaux

L'impact est toujours effectué au centre du module central. Pour des raisons de symétrie de la réponse mécanique attendue de la structure, seule la moitié a été équipée par des capteurs de force.

Quatre capteurs de force ont été mis en place au niveau des ancrages liés aux haubans amont, aux haubans latéraux et aux câbles de rive de l'écran de filets (Figure IV. 8). Ces capteurs de force ont été installés sur 3 ancrages amont (AA3, AA4 et AA5) et sur un ancrage latéral supérieur AL2s, ils mesurent la résultante des efforts transmis aux ancrages par tous les câbles et haubans liés à ces quatre points.



Figure IV. 8 : Capteur de force global

D'autres capteurs (Figure IV. 9) sont mis en place sur les câbles porteurs principaux, soit les haubans amont (P3.1, P3.2, P4.1 et P4.2), les haubans latéraux (HL et HL Bis) et les câbles de rives inférieures (F3.1, F2.2 et F3.2).

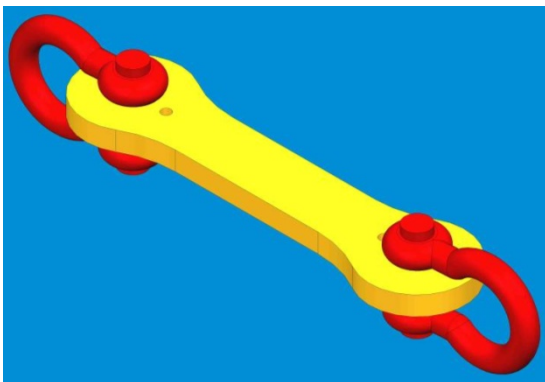


Figure IV. 9 : Capteurs de force locaux

Les quatre capteurs de force globaux mis en place sont des capteurs de force en traction/compression ± 500 kN, à ponts de jauges, avec amplificateur intégré, fabriqués par FGP et de type FN3419. Les capteurs de force locaux sont des plaques en acier doux S235 équipées d'une jauge de mesure de déformation de chaque côté préalablement étalonnés par une machine de traction (Figure IV. 10). Le montage des jauges est en quart de pont avec 3 fils pour compenser l'effet de la résistance du câble utilisé qui fait la liaison entre les capteurs et la centrale d'acquisition.

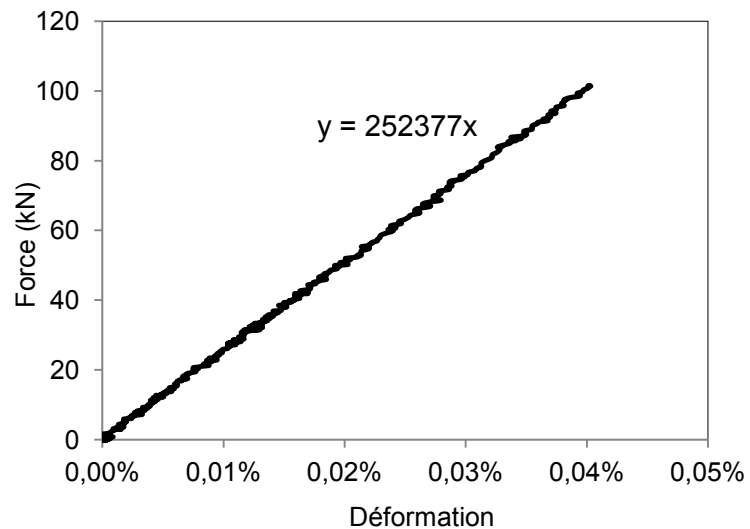
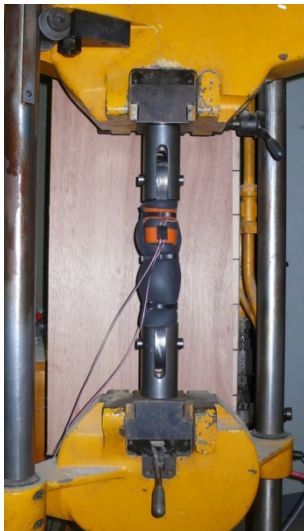


Figure IV. 10 : Etalonnage d'un capteur de force local : machine de traction et courbe d'étalonnage

Les capteurs de force sont conditionnés par une centrale d'acquisition fabriquée par Iotech et de type WBK516E. Pour toutes les voies utilisées, le déclenchement de l'acquisition est synchronisé, l'acquisition est simultanée (sans multiplexage), et la fréquence d'échantillonnage est égale à 5000 Hz. La centrale d'acquisition est pilotée à distance par un ordinateur portable dédié via une interface Gigabit Ethernet.

Chaque chaîne de mesure de force (capteur de force, câble et voie sur la centrale d'acquisition) est étalonnée au moins une fois par an en traction en statique sur toute l'étendue de mesures conformément à la norme NF EN ISO 376 de mars 2005.

IV.3.2. Caméras numériques

Deux caméras numériques rapides ont été mises en place sur un même mât télescopique situées à une distance environ égale à 32 mètres de la trajectoire du bloc en face du kit testé, à des hauteurs par rapport au sol d'environ 15 et 20 mètres. La fréquence de prises de vue est égale à 500 images/s en pleine résolution (1280 x 1024 pixels).

Une troisième caméra numérique rapide de meilleure qualité a été mise en position latérale, elle permet de voir l'ensemble de la structure en images couleur avec une fréquence de 1000 im/s en résolution (1024 x 1024 pixels).

Les 3 caméras sont pilotées à distance par un ordinateur portable dédié via une interface et un commutateur Gigabit Ethernet. Le déclenchement des mesures des capteurs de force et de l'acquisition des images par les caméras rapides se fait au même moment, ceci permet d'obtenir des informations synchrones et d'interpréter les résultats des courbes de force en fonction des événements capturés par les caméras rapides.

Trois caméscopes numériques ont également été mis en place en différents points de la station d'essais autour du kit testé. Ils peuvent produire des fichiers vidéo avec une résolution égale à 712 x 576 pixels et fréquence de prises de vue égale à 25 images/s, avec entrelacement des images.

Les Figure IV. 11 et Figure IV. 12 ci-après précisent la localisation de ces cinq caméras numériques au cours de l'essai.

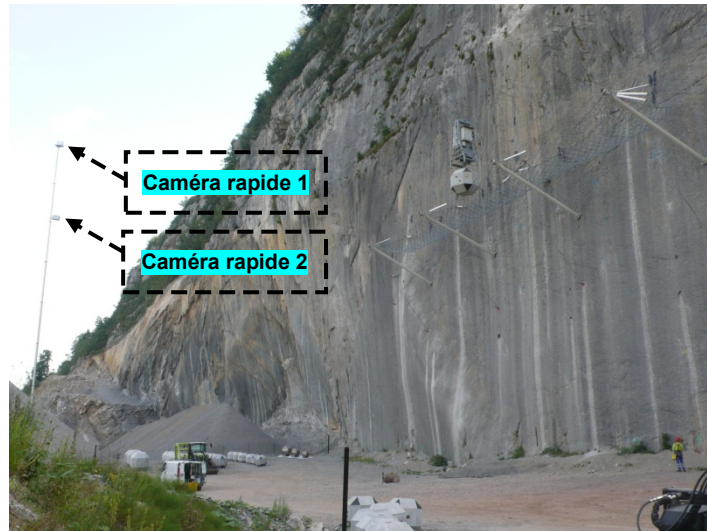


Figure IV. 11 : Caméras rapides 1 et 2 en face du kit

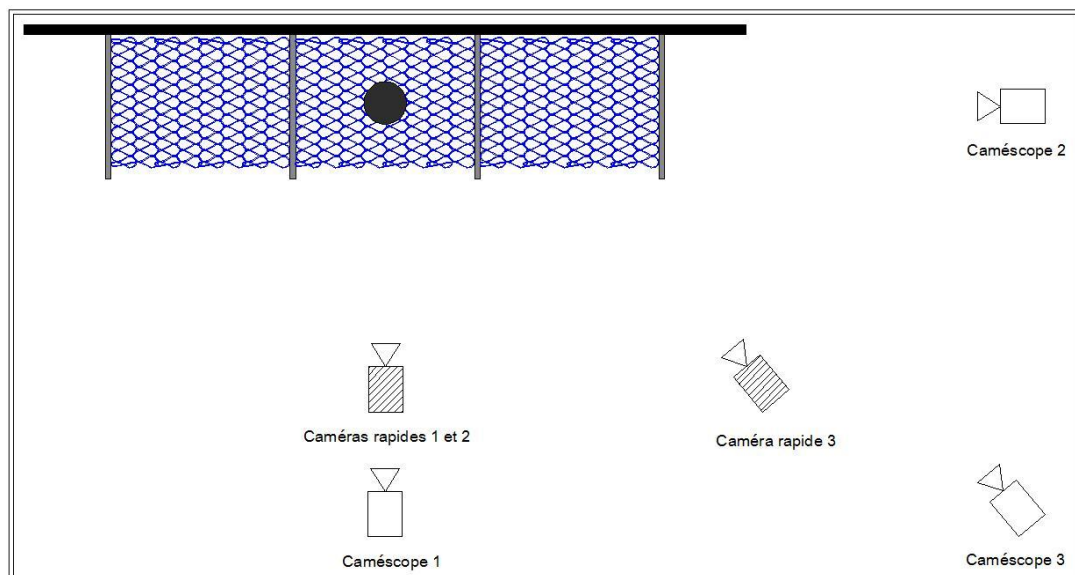


Figure IV. 12 : Position des caméras rapides et des caméscopes

Les images de la caméra numérique rapide n°1 (à 20 mètres de hauteur) permettent de mesurer la vitesse réelle du bloc avant l'impact sur le kit testé, celles de la caméra numérique rapide n°2 (à 15 mètres de hauteur) permettent de mesurer les déformations du module fonctionnel central impacté (allongement maximal). Les images du caméscope n°1 doublent celles de la caméra numérique rapide n°2. Celles du caméscope n°2 permettent de vérifier l'absence de contact entre la falaise ou le sol et le kit testé pendant l'essai jusqu'à ce que l'allongement maximal soit atteint. Celles du caméscope n°3 enregistrent toute la trajectoire du bloc.

Les caméras numériques rapides sont étalonnées le jour de l'essai par l'intermédiaire des mires de dimensions connues, placées à une distance connue des caméras (dans le plan vertical contenant la trajectoire du bloc). L'exploitation des images est réalisée au moyen des logiciels Phantom v675.2 et CamControl v5.06.

Les mesures des distorsions des caméras numériques rapides ont été réalisées à partir des images d'une mire en damier, constituée de carrés de couleurs noire et blanche de 3 cm de côté et maintenue verticale (Figure IV. 13). Les coefficients de distorsion calculés pour les

caméras rapides, inférieurs à 0,7 %, sont relativement peu importants. Compte tenu des valeurs des coefficients de distorsion mesurés (inférieures à 1 %), aucune correction n'a été appliquée par la suite aux images enregistrées.



Figure IV. 13 : Etalonnage des caméras rapides

IV.4. Caractéristiques du bloc

La masse m du bloc en béton armé est mesurée le jour de l'essai par un dynamomètre de type Dynafor LLX 250 kN qui est étalonné au moins une fois par an.

La forme du bloc en béton armé est un polyèdre à 26 faces (Figure IV. 14). Le bloc dispose, au centre des 6 faces carrées, d'une ancre pour fixer un anneau de levage.

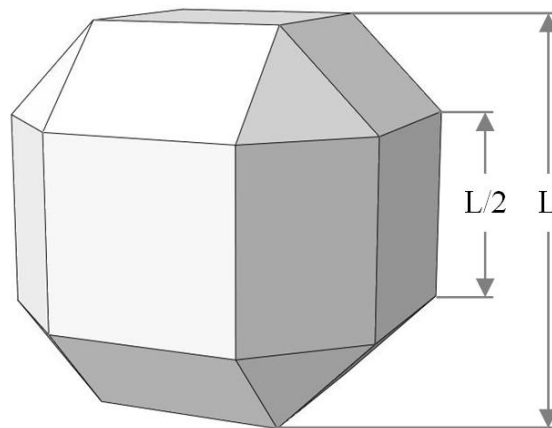


Figure IV. 14 : Forme du bloc selon l'ETAG 27

IV.5. Essais d'impact

Les essais réalisés sont les suivants :

- deux essais au niveau d'énergie maximal MEL sur barrière classe 3000 kJ, un essai échoué (la structure n'a pas arrêté le bloc) et un essai réussi (la structure a arrêté le bloc)

- deux essais au niveau d'énergie maximal MEL sur barrière classe 5000 kJ, un essai échoué (la structure n'a pas arrêté le bloc) et un essai réussi (la structure a arrêté du bloc)
- un essai au niveau d'énergie de service SEL sur barrière classe 3000 kJ réussi
- un essai au niveau d'énergie de service SEL sur barrière classe 5000 kJ réussi

Les résultats de ces essais sont détaillés dans les paragraphes suivants.

IV.5.1. Essai au niveau d'énergie maximal MEL sur barrière classe 3000 kJ

IV.5.1.1. Bloc utilisé

La dimension L du bloc, mesurée avec un mètre-ruban, est égale à 1,58 m. Cette dimension est bien inférieure au tiers de la hauteur nominale du kit testé ($1/3 \times 5,32 \text{ m} = 1,77 \text{ m}$), conformément aux spécifications de l'ETAG 27.

Le volume V du bloc est égal à $V = 17/24 \times (L)^3 = 2,79 \text{ m}^3$.

La masse du bloc est mesurée le jour de l'essai, elle est égale à 7300 kg.

La masse volumique du bloc est égale à 2612 kg/m^3 , et est donc bien comprise entre les valeurs 2500 kg/m^3 et 3000 kg/m^3 spécifiées par l'ETAG 27.

La Figure IV. 15 montre le bloc utilisé pour cet essai.



Figure IV. 15 : Bloc utilisé - Essai MEL 3000 kJ

IV.5.1.2. Position du point d'impact

Avant l'essai, le crochet de largage avec l'anneau de levage du bloc a été amené à l'aplomb du point d'impact théorique, et les coordonnées absolues de cette position dans le plan horizontal ont été enregistrées par les commandes du dispositif de levage et de largage des blocs. Les coordonnées absolues du bloc dans le plan horizontal avant largage étaient identiques à celles enregistrées lors de la phase de pré-positionnement du crochet de largage à l'aplomb du point d'impact théorique (Figure IV. 16).



Figure IV. 16 : Centrage du bloc au milieu du module central – Essai MEL 3000 kJ

IV.5.1.3. Trajectoire

La hauteur relative de largage du bloc en chute verticale par rapport au point d'impact théorique est égale à $D_h = 42,4$ mètres. L'angle α , tel que défini dans l'annexe A de l'ETAG 27 (angle entre la trajectoire du bloc et l'horizontale), est égal à 90° . La trajectoire réelle a été filmée par le caméscope n°3, situé à une distance d'environ 100 mètres (Figure IV. 17). Au cours de l'essai, le bloc n'a pas touché la falaise, ni le sol, avant l'allongement maximal.

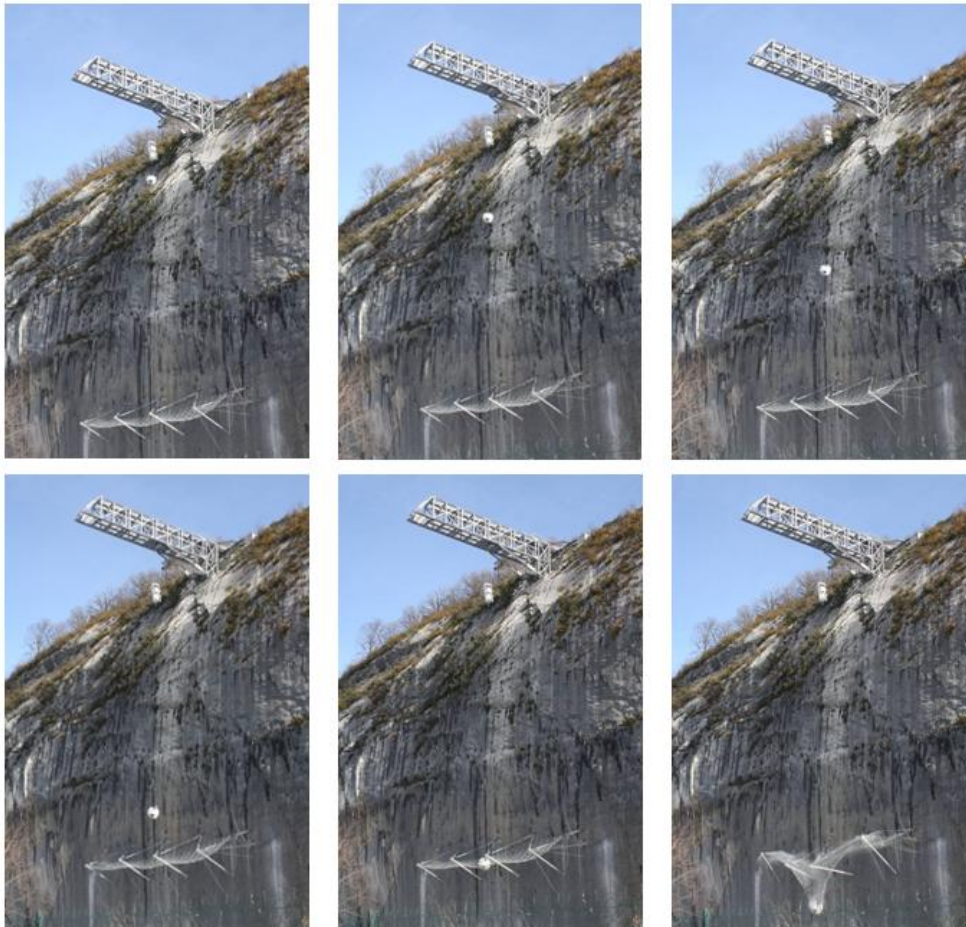


Figure IV. 17 : Trajectoire du bloc lors de l'impact – Essai MEL 3000 kJ

IV.5.1.4. Données dynamiques mesurées

- **Vitesse du bloc**

La vitesse théorique moyenne du bloc sur le dernier mètre avant impact sur le kit testé est donnée par la relation suivante :

$$V_{\text{impact}} = \frac{1}{\Delta t}, \quad \text{avec } \Delta t = \sqrt{\frac{2\Delta h}{g}} - \sqrt{\frac{2(\Delta h - 1)}{g}}$$

Avec $\Delta h = 42,4$ m et $g = 9,81$ m/s², $V_{\text{impact}} = 28,67$ m/s. V_{impact} est supérieure à la valeur minimale de 25 m/s spécifiée par l'ETAG 27.

- **Calcul de l'énergie d'impact**

L'énergie d'impact E_c est égale à l'énergie cinétique du bloc définie par la relation suivante:

$$E_c = \frac{1}{2}mV_{\text{impact}}^2$$

Avec $m = 7300$ kg et $V_{\text{impact}} = 28,67$ m/s : $E_c = 3002$ kJ.

- **Efforts transmis aux ancrages**

Le graphique de la Figure IV. 18 ci-après présente les courbes d'évolution des efforts transmis aux ancrages mesurés par les capteurs globaux AA3, AA4, AA5 et AL2S en fonction du temps au cours de l'essai. Un filtre passe-bas de type Butterworth d'ordre 2 avec une valeur seuil égale à 100 Hz a été appliqué. La position et la nomenclature des divers capteurs sont montrée au paragraphe IV.3.1 à la page 147.

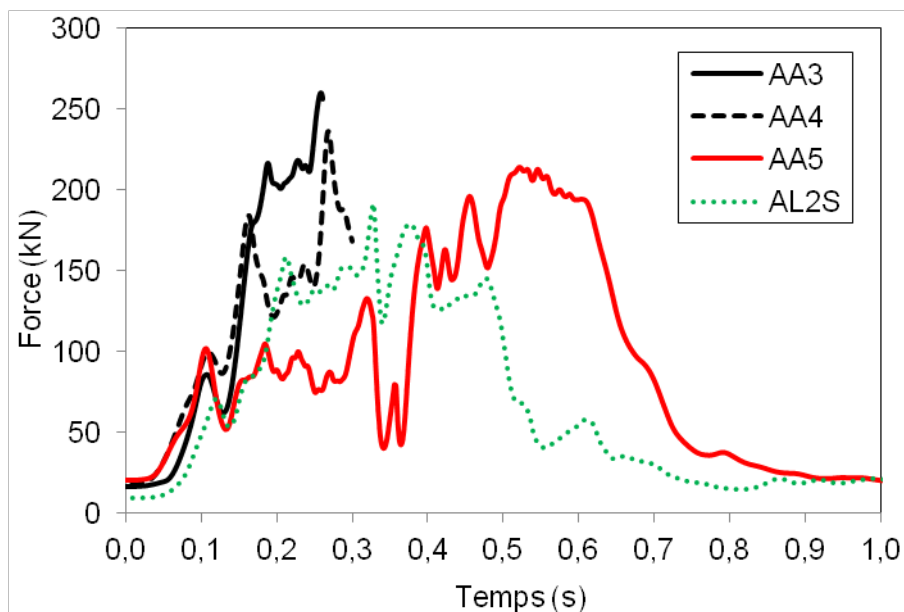


Figure IV. 18 : Efforts enregistrés par les capteurs globaux – Essai MEL 3000 kJ

Le capteur AA3 reçoit l'effort après AA4 et AA5. Donc les efforts se diffusent d'abord en diagonale avant de se propager vers le centre de la barrière. Le capteur AL2s, qui est le plus loin de la zone d'impact, reçoit les efforts en dernier. A 0,1 s environ on remarque un premier pic d'effort. En comparant avec les capteurs locaux on constate que ce pic correspond au déclenchement des dissipateurs d'énergie. A 0,6 s environ les efforts chutent et tendent vers une valeur qui correspond au chargement statique de la barrière par le poids du bloc stoppé.

Un bon accord est obtenu avec la courbe de décélération de la vitesse du bloc présentée ci-après (Figure IV. 24). La décélération du bloc est efficace après 0,1 s.

Les signaux des capteurs AA3 et AA4 ont été coupés au cours de l'essai suite à la rupture de leurs fils électriques qui transmettent le signal vers la centrale d'acquisition.

L'analyse des courbes des efforts mesurés par les capteurs amont (P3.1, P3.2 et P4.2) montrés à la Figure IV. 19 et des images des caméras rapides montrent qu'au début de l'impact les poteaux centraux se rapprochent l'un de l'autre vers le centre, les haubans amont extérieurs sont les premiers éléments sollicités (voir P3.2). Une fois qu'on atteint le niveau horizontal (+ 25° à l'origine) les haubans intérieurs des poteaux centraux (voir P3.1) travaillent aussi en mettant à fin le phénomène de rapprochement des poteaux vers l'intérieur.

Le capteur P4.2 mesure les efforts du hauban droit du 4^{ème} poteau. Il commence à recevoir les efforts quand les poteaux sont proches du niveau horizontal.

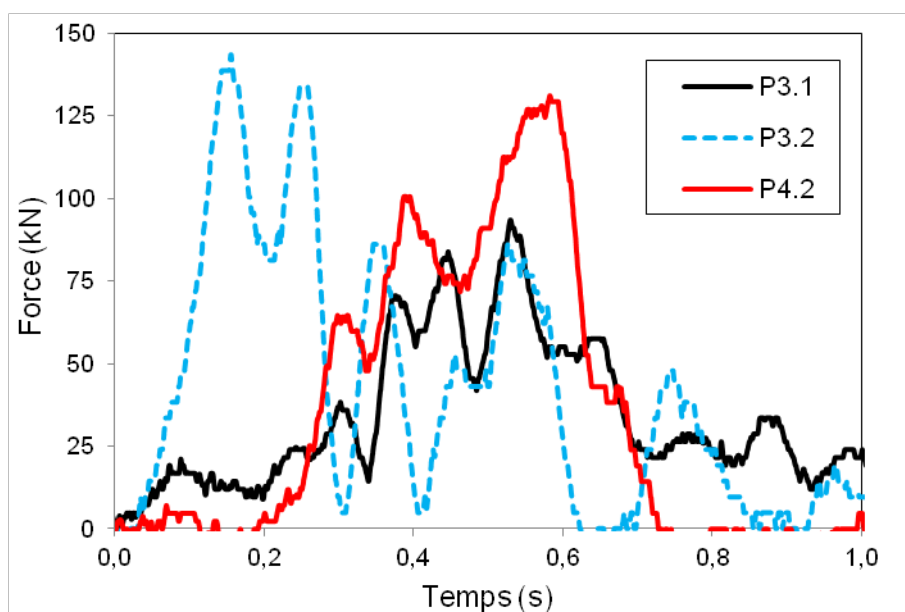


Figure IV. 19 : Effort enregistrés sur les haubans amont – Essai MEL 3000 kJ

Les courbes d'évolution des efforts diffusés dans les câbles de rives inférieurs sont montrées à la Figure IV. 20. Le signal de force du capteur F3.1 (jusqu'à rupture du signal) est très similaire de celui du capteur F3.2. Les efforts maximaux mesurés pour ces 3 capteurs sont très proches. Notons que les trois câbles de rives inférieurs sont liaisonnés entre eux par des manilles. Cette liaison traduit une homogénéité de sollicitation des câbles de rive inférieurs. Cette homogénéité sera confirmée par les énergies absorbées par les dissipateurs installés sur ces câbles.

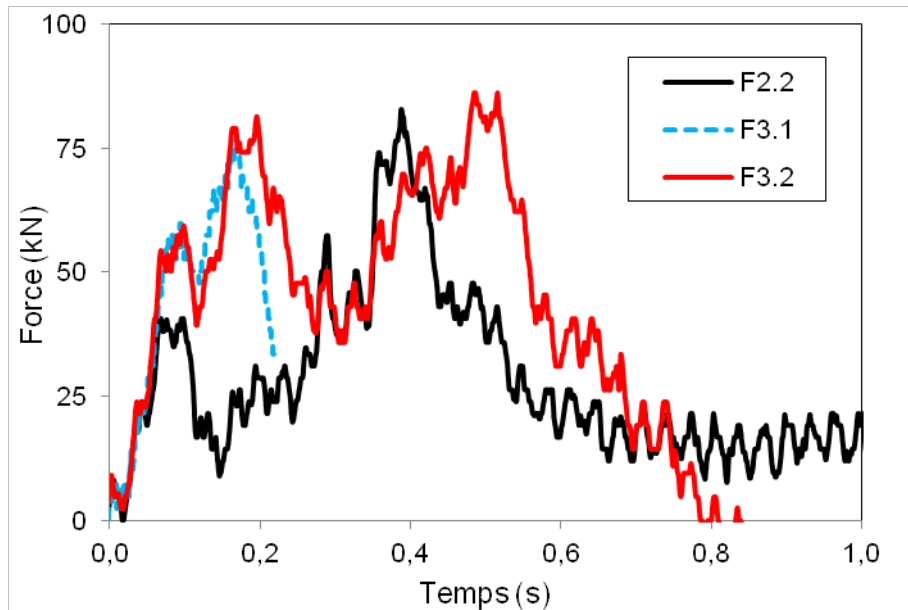


Figure IV. 20 : Efforts enregistrés sur les câbles de rives inférieures – Essai MEL 3000 kJ

Le hauban latéral a été rompu (en plus le signal a été coupé), c'est pour cela le câble de jonction de rive latéral a repris la somme des efforts qui devait être partagé entre lui et le hauban rompu (Figure IV. 21).

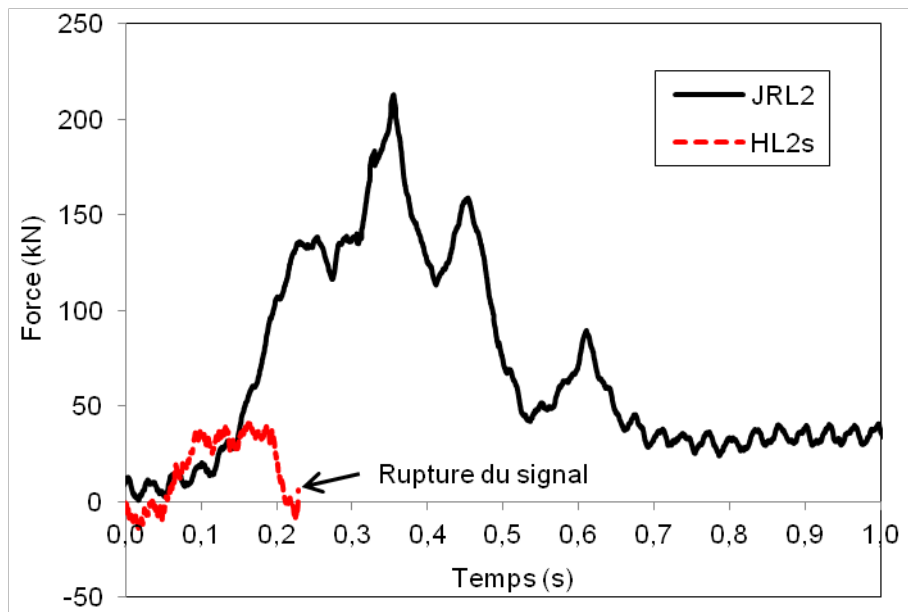


Figure IV. 21 : Efforts enregistrés sur le hauban latéral supérieur et la jonction de la rive latéral – Essai MEL 3000 kJ

Les mesures du capteur global AL2s sont doublés par celles des deux capteurs locaux HLs et JRL. Une comparaison est faite entre les mesures du capteur global AL2s et la somme des mesures des deux capteurs locaux HLs et JRL (Figure IV. 22). Cette comparaison montre que les deux signaux se superposent bien, elle valide les courbes des efforts enregistrés et elle confirme la robustesse de l'instrumentation utilisée.

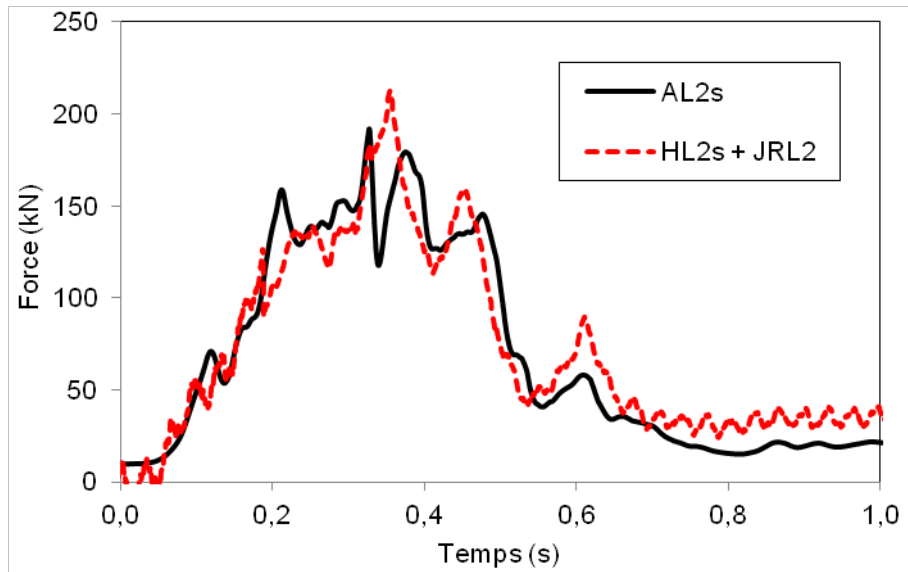


Figure IV. 22 : Comparaison entre les mesures de capteur AL2s et la somme des mesures des capteurs HL2s et JRL2 – Essai MEL 3000 kJ

Les efforts maximaux enregistrés par les divers capteurs globaux et locaux sont récapitulés en Figure IV. 23. Cette figure montre le schéma la diffusion des efforts dans la structure.

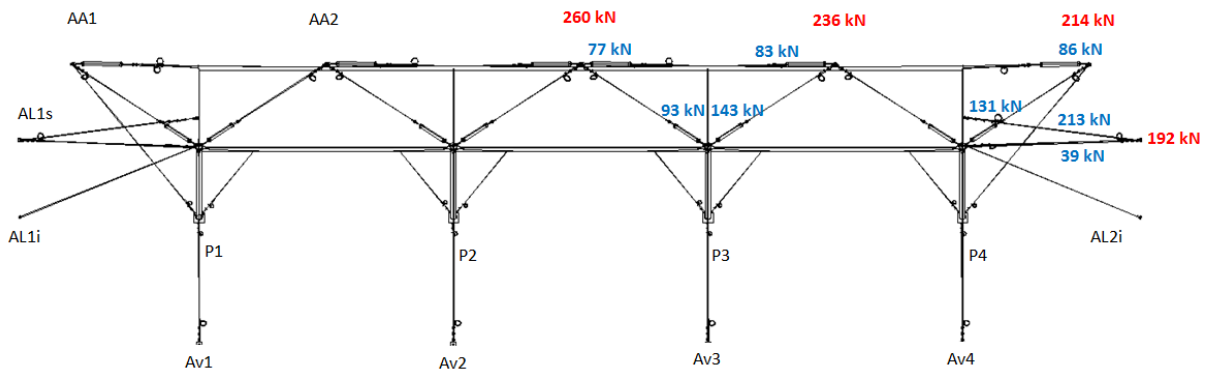


Figure IV. 23 : Diffusion des efforts dans la structure- Essai MEL 3000 kJ

- **Courbes de décélération**

La position du bloc à chaque instant lors de l'impact a été déterminée par l'exploitation des images enregistrées par la caméra numérique rapide n°2. Connaissant la fréquence de prise des images par la caméra rapide (500 im/s), la vitesse instantanée sur un intervalle de 5 images (1ms) a été calculée. La Figure IV. 24 ci-dessous montre la variation de la vitesse en fonction du temps et de la poche du filet. Entre 0 et 0,1 s la vitesse est quasiment constante. La décélération du bloc est plus efficace une fois on dépasse 0,1 s, instant à partir duquel les dissipateurs se déclenchent. Cela correspond aussi avec le premier pic d'effort montré sur la courbe des efforts sur les 4 ancrages principaux.

Le bloc a été arrêté après 0,61 s avec une poche de filet de 10,21 m.

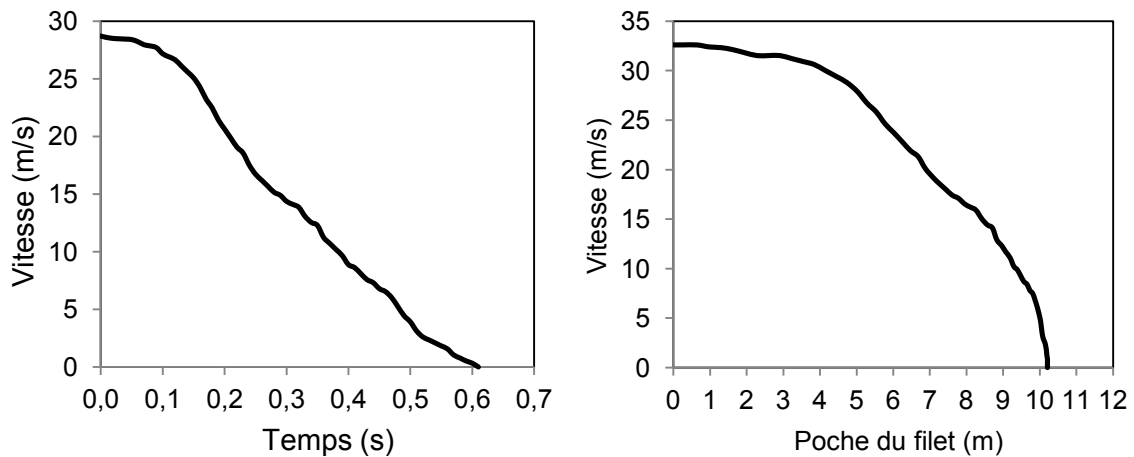


Figure IV. 24 : Variation de la vitesse en fonction du temps et de la poche du filet – Essai MEL 3000 kJ

Les tubes d'aluminium utilisés pour cette barrière n'étaient pas encore maîtrisés vis-à-vis de la déchirure. Trois dissipateurs ont été complètement déchirés après quelques plis de flambage (Figure IV. 25). La force de freinage générée par le flambement du tube est plus importante que celle générée par son déchirement. Ces déchirures ont donc diminué le coefficient de décélération du bloc.



Figure IV. 25 : Déformation du dissipateur par flambage-déchirure

Sur la courbe $V(t)$, on observe trois phases :

1. Un pallier correspondant à la mise en tension progressive du filet (de 0 jusqu'à 0,1 s)
2. Une période de forte décélération correspondant aux pics successifs de déclenchement et à la déformation des freins en flambement
3. Une période de décélération plus faible et continue correspondant au fonctionnement pendant la course des freins en flambement et en déchirure jusqu'à l'arrêt

La décélération est quasi-linéaire, on peut l'approximer par une courbe de tendance linéaire. Les régressions linéaires des phases n°2 et n°3 nous donnent une décélération maximale de -83 m/s^2 et une décélération moyenne de -49 m/s^2 (Figure IV. 26).

D'après la deuxième loi de Newton $F = m \cdot a$, on déduit de ces décélération la force d'impact que subit l'écran soit un effort maximal de 606 kN et un effort moyen de 358 kN.

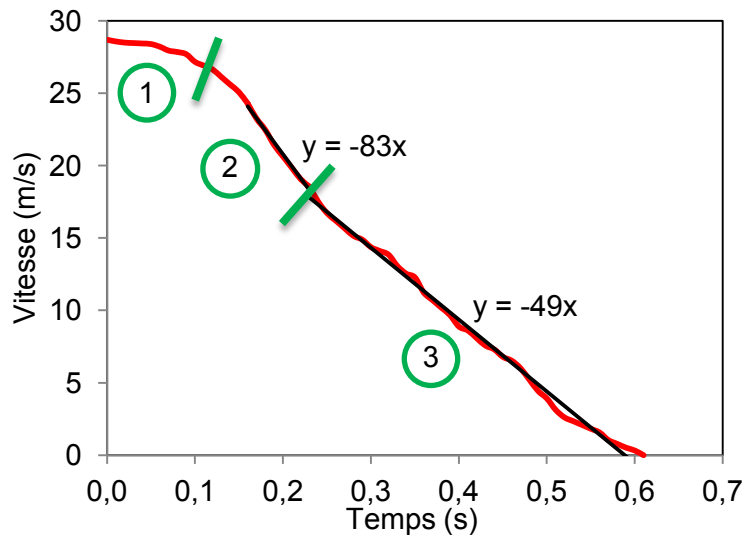


Figure IV. 26 : Equation de décélération – Essai MEL 3000 kJ

- **Coefficient d'efficacité de l'écran**

Afin de mieux interpréter les valeurs de la force d'impact que subit l'écran, on introduit la notion « d'écran idéal » qui assurerait une décélération du bloc parfaitement continu sur toute la course d'arrêt, Figure IV. 27.

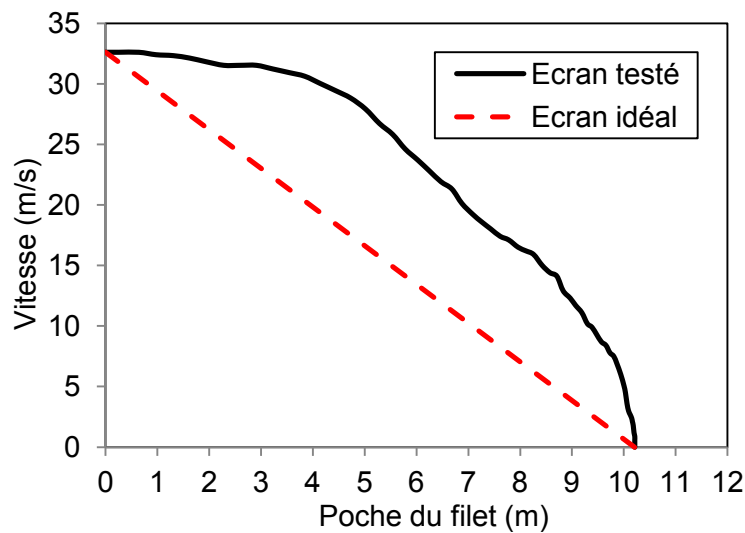


Figure IV. 27 : Décélération du bloc dans le cas d'un écran idéal

Tant que la déflexion du filet est plus importante, tant que le coefficient de décélération du bloc et la force d'impact sont moins importants. Mais une déflexion raisonnable est une des conditions principale à assurer pour sécuriser les enjeux en aval de l'écran. La problématique est donc d'optimiser comportement en le rendant le plus linéaire possible tout en gardant la même déflexion du filet.

Tout écran doit tendre vers ce comportement parfait auquel correspond l'effort minimum de sollicitation de l'ouvrage donc le coût de structure minimal. Ainsi, la force d'impact idéale pour cet écran est $F_{id\acute{e}ale} = 3000\text{kJ} / 10,20\text{m} = 294 \text{ kN}$.

On peut maintenant définir un coefficient d'efficacité de l'écran comme étant le rapport entre la force maximale d'impact et la force idéale : plus cet indice tend vers 1 plus l'écran est efficace. Pour cet écran, il est de $606\text{kN} / 294\text{kN} = 2,06$.

- **Calcul d'erreur sur les mesures par la caméra rapide**

Un mir de taille 5 m a été implanté sur la falaise nous a permis de savoir la distance parcourue par le bloc à chaque instant avec un intervalle de 5 ms. Un pixel correspond à 0,015 m. Sachant que les coefficients de distorsion de la caméra rapide sont faibles, la seule source d'erreur importante s'agit de cliquer par la souris à ± 1 pixel.

Si l'erreur est de ± 1 pixel ou $\pm 0,015$ m en distance, elle est de ± 3 m/s pour la mesure de la vitesse. Il faut donc être prudent dans l'interprétation de mesures effectuées par l'exploitation des images des caméras rapides.

- **Energie absorbée par les dissipateurs**

L'énergie absorbée par un frein est calculée par la multiplication de sa course de freinage (longueur initiale – longueur finale) par la force moyenne de freinage obtenue par les essais dynamiques déjà réalisés en chapitre III. La Figure IV. 28 ci-dessous récapitule l'énergie absorbée par chaque dissipateur.

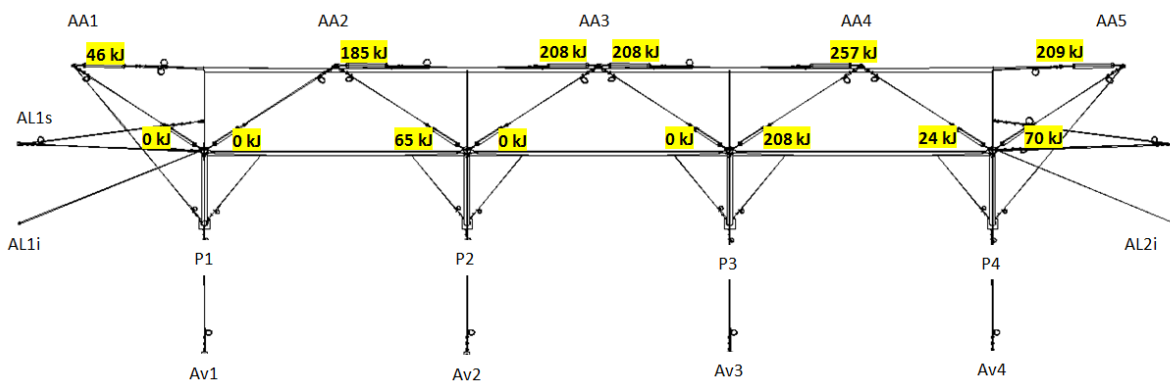


Figure IV. 28 : Energie absorbée par les dissipateurs – Essai MEL 3000 kJ

L'énergie totale dissipée par tous les freins est donc de 1480 kJ. La déflexion finale du filet était de 10,21 m. L'énergie potentielle reçue par l'impact du bloc est donc :

$$E = m \times g \times h = 7,30 \times 9,81 \times (42,4 + 10,21) = 3768 \text{ kJ}$$

Les huit dissipateurs amont (dissipateurs installés sur les têtes des poteaux P1.1, P1.2, P2.1, P2.2, P3.1, P3.2, P4.1 et P4.2) ont dissipé 25 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs et 10 % de l'énergie totale. Les dissipateurs installés sur les têtes des deux poteaux latéraux P1 et P4 n'ont participé qu'à 26 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs amont. La dissipation d'énergie est concentrée sur les dissipateurs des poteaux centraux P2 et P3 avec 74 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs amont.

Les six dissipateurs inférieurs (F1.1, F1.2, F2.1, F2.2, F3.1 et F3.2, dissipateurs installés sur les câbles de rive inférieurs des filets) ont dissipé 75 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs et 30 % de l'énergie totale. Les deux dissipateurs du filet central ont dissipé 40 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs inférieurs alors que 60 % a été dissipée par les quatre dissipateurs des deux filets latéraux.

30 % de l'énergie a été absorbée par les dissipateurs inférieurs et 10 % par les dissipateurs amont. Le reste (60 %) a été dissipé par la déformation du filet, la déformation des câbles porteurs, les frottements entre les câbles et les serre-câbles, les frottements entre le filet et les câbles de pourtour...

IV.5.1.5. Hauteur résiduelle

La hauteur nominale h_N de l'écran de filets a été mesurée, avant le lâcher du bloc, selon les spécifications du paragraphe 1.4.2.13 de l'ETAG 27. La mesure a été effectuée à l'aide d'une canne télescopique à niveau avec une incertitude absolue égale à ± 1 cm. h_N est égale à $5,32 \pm 0,01$ m ($\pm 0,2\%$).

La hauteur résiduelle h_R de l'écran de filets a été mesurée après le tir, sans enlèvement du bloc, selon les spécifications du paragraphe 1.4.2.16 de l'ETAG 27. La mesure a été effectuée avec les mêmes moyens que lors de la mesure de h_N et au milieu du module impacté, là où se situait la plus forte réduction de hauteur du module (Figure IV. 29).

La hauteur résiduelle mesurée h_R est égale à 2,54 m.

Le rapport h_R/h_N est égal à 47,7 %.

D'après les paragraphes 2.4.2 et 2.4.3 de l'ETAG27, le kit testé a bien réussi l'essai concernant le niveau d'énergie maximal. Le rapport h_R/h_N est compris entre 30 et 50 %, la barrière est donc de catégorie B.

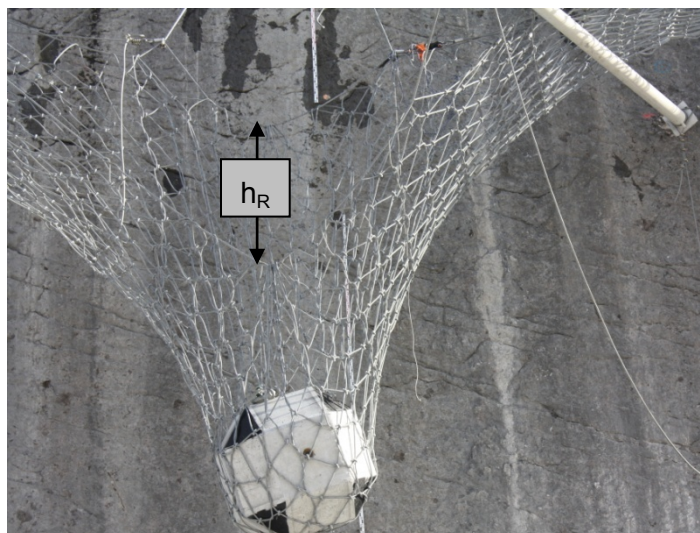


Figure IV. 29 : Hauteur résiduelle – Essai MEL 3000 kJ

Une question reste posée quant au surdimensionnement du filet pour cette gamme. Un largage complémentaire de 1000 kJ réalisé sur l'ouvrage après l'impact nominal suivi d'une analyse des dégâts subit par le filet tend à prouver cette hypothèse : un filet de structure inférieure pourrait être utilisé.

IV.5.2. Essai au niveau d'énergie de service SEL sur barrière classe 3000 kJ

L'essai SEL simule les impacts réguliers que subit la barrière durant sa durée de vie. Ces essais ne sont pas à négliger car les coûts de maintenance de l'écran les plus récurrents sont liés à leurs résultats.

IV.5.2.1. Conditions de l'essai

La dimension L du bloc est égale à 1,12 m. Le volume V du bloc est égal à $V = 17/24 \times L^3 = 0,99$ m³. La masse du bloc est mesurée le jour de l'essai, elle est égale à 2650 kg. La masse volumique du bloc est égale à 2663 kg/m³.

La hauteur relative de largage du bloc en chute verticale par rapport au point d'impact théorique est égale à $D_h = 38,95$ mètres. L'angle α (angle entre la trajectoire du bloc et l'horizontale) est égal à 90° .

La vitesse théorique moyenne du bloc sur le dernier mètre avant impact sur le kit testé est égale à $V_{\text{impact}} = 27,78$ m/s. V_{impact} est bien supérieure à la valeur minimale de 25 m/s spécifiée par l'ETAG 27.

L'énergie d'impact E_c est égale à l'énergie cinétique du bloc, $E_c = 1022$ kJ.

Au cours de l'essai, le bloc n'a pas touché la falaise, ni le sol, avant l'allongement maximal (Figure IV. 30).



Figure IV. 30 : Trajectoire et preuve de non contact du bloc lors de l'impact – Essai SEL 3000 kJ

IV.5.2.2. Données dynamiques mesurées

- **Efforts transmis aux ancrages**

Seules les courbes d'efforts lors du deuxième impact sont présentées ici. La Figure IV. 31 montre le signal mesuré par les capteurs globaux AA3, AA4, AA5 et AL2s.

Cette figure montre que les efforts se propagent d'abord vers les deux ancrages centraux AA4 puis AA3, ensuite latéralement vers AL2S et enfin vers AA5.

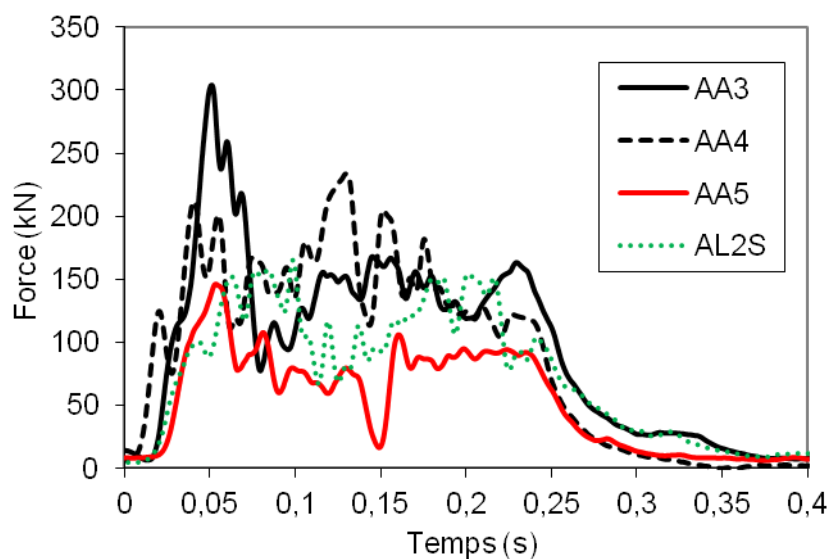


Figure IV. 31 : Efforts enregistrés par les capteurs globaux – Essai SEL 2 3000 kJ

Pour les capteurs inférieurs, capteurs installés sur les câbles de rives inférieurs, la Figure IV. 32 présente les efforts enregistrés en fonction du temps. Cette figure montre que les efforts mesurés par le capteur F22 sont très similaires que ceux mesurés par le capteur F32. Les efforts du capteur F31 sont inférieurs. Mais d'une façon globale, on observe une homogénéité de sollicitation des câbles de rive inférieurs.

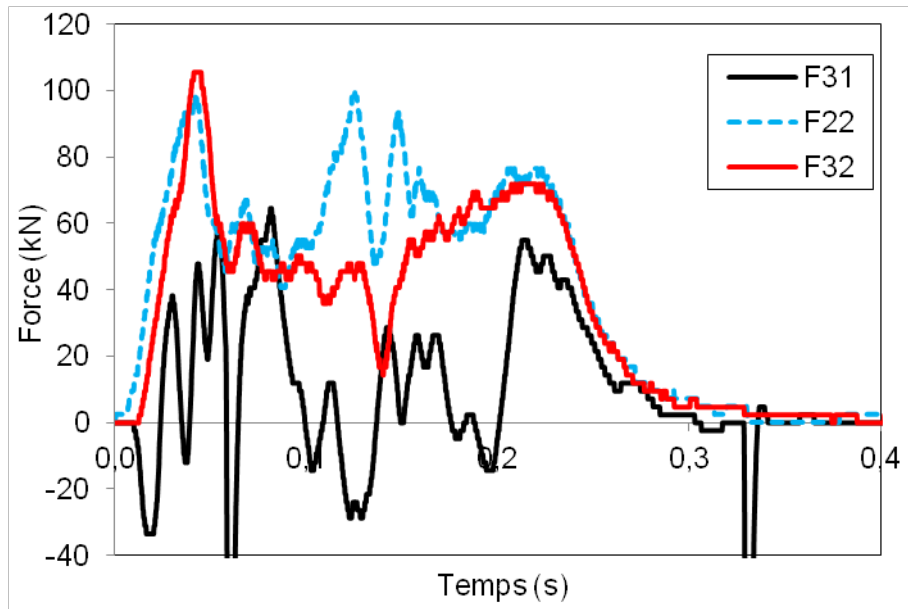


Figure IV. 32 : Efforts enregistrés sur les câbles de rives inférieures – Essai SEL 2 3000 kJ

La Figure IV. 33 présente les efforts enregistrés par les capteurs amont (capteurs installés sur les haubans amont) en fonction du temps. Cette figure montre une concentration des efforts au niveau des haubans du troisième poteau. Pour des raisons de symétrie, on peut dire donc que les efforts des haubans amont sont concentrés au niveau des deux poteaux centraux.

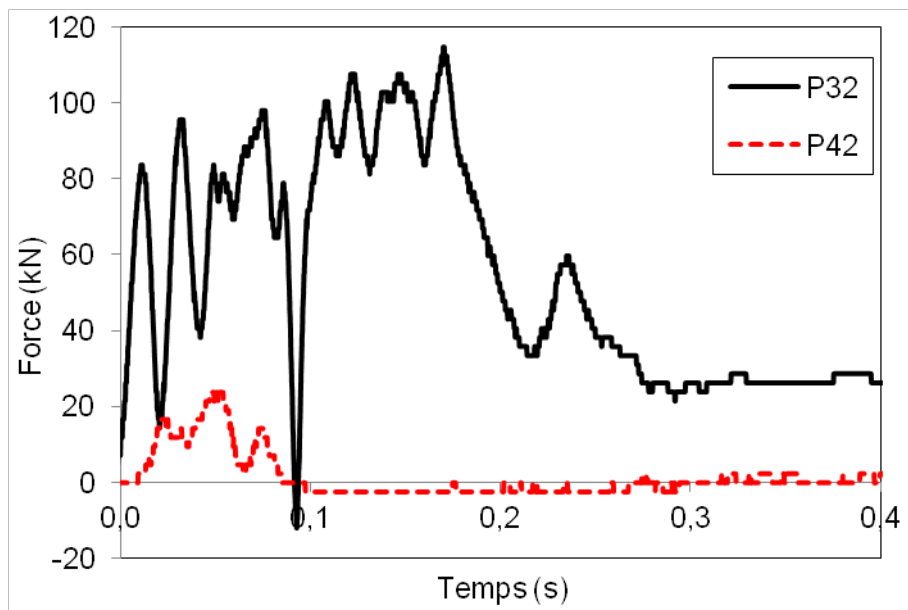


Figure IV. 33 : Effort enregistrés sur les haubans amont – Essai SEL 2 3000 kJ

La Figure IV. 34 montre que la jonction du câble de rive latéral (JRL) est très légèrement sollicitée même après le deuxième largage au niveau de service SEL 2.

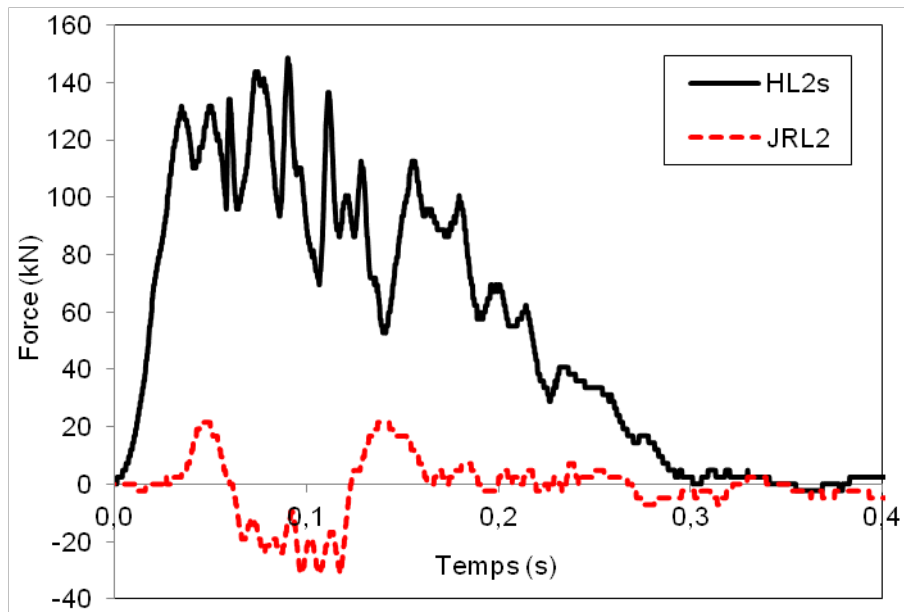


Figure IV. 34 : Efforts enregistrés sur le hauban latéral et le hauban latéral bis – Essai SEL 2 3000 kJ

Les efforts maximaux des divers capteurs de force mesurés lors de l'essai SEL 2 sont récapitulés dans la Figure IV. 35.

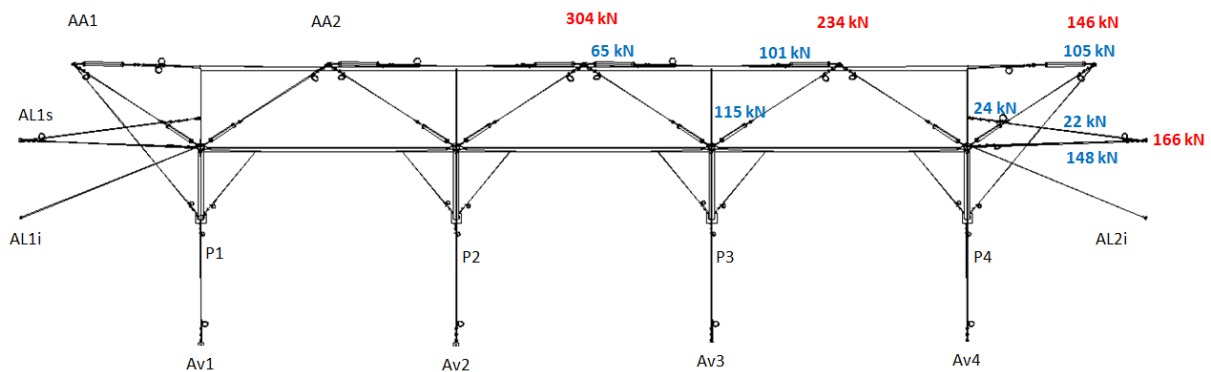


Figure IV. 35 : Efforts maximaux mesurés – Essai SEL 2 3000 kJ

- **Courbes de décélération**

La position du bloc à chaque instant lors de l'impact a été déterminée par l'exploitation des images enregistrées par la caméra numérique rapide n°2. La Figure IV. 36 montre la variation de la vitesse en fonction du temps et de la poche du filet pour l'essai SEL 1.

Le bloc a été arrêté après 0,31 s avec une poche de filet de 5,34 m.

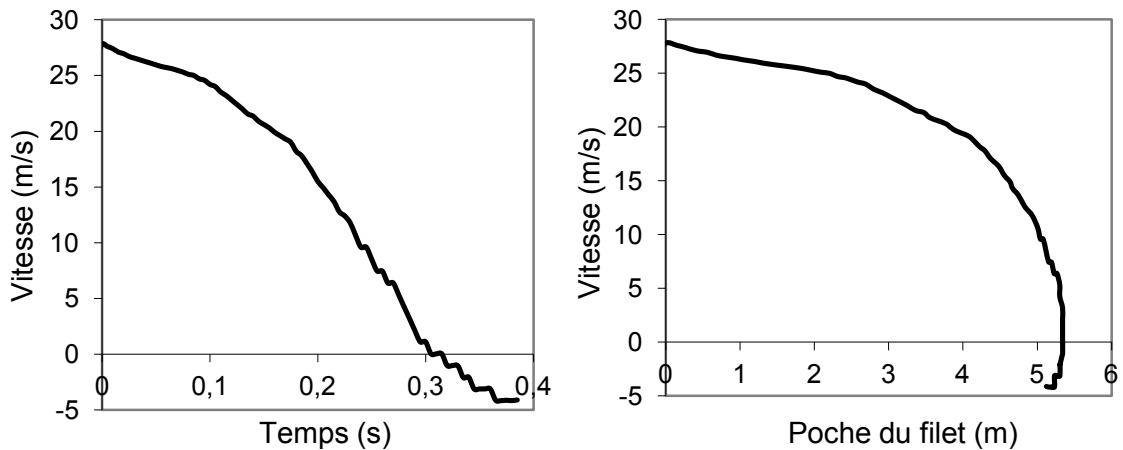


Figure IV. 36 : Vitesse du bloc en fonction du temps et de la poche du filet – Essai SEL 1 3000 kJ

Le comportement de la barrière au premier impact est similaire au comportement de l'essai MEL mais le bloc est arrêté plus tôt. Pour le deuxième impact, le filet est déjà déformé, la décélération de la vitesse du bloc commence donc dès son contact avec le filet. La Figure IV. 37 ci-après montre la variation de la vitesse en fonction du temps et de la poche du filet pour l'essai SEL 2. Le bloc a été arrêté après 0,19 s avec une poche de filet de 2,14 m.

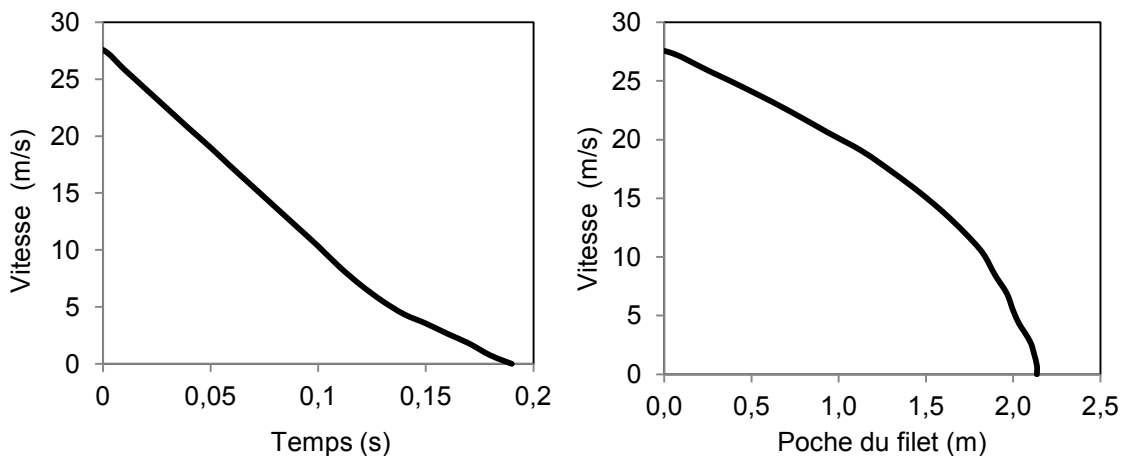


Figure IV. 37 : Vitesse du bloc en fonction du temps et de la poche du filet – Essai SEL 2 3000 kJ

La décélération est quasi-linéaire, le facteur de décélération est estimé à -154 m/s^2 pour le premier impact et à -167 m/s^2 pour le second. L'accélération est plus forte que lors de l'essai MEL car le bloc étant plus léger. On retrouve presque les mêmes valeurs d'effort transmis au filet soit 408 kN lors du premier impact et à 443 kN lors du deuxième.

On ne retrouve pas la phase de décélération plus importante observé lors du MEL. On note que les freins n'ont quasi pas déclenché lors de ces essais : c'est donc le filet et la structure seules qui ont absorbé l'énergie. On note aussi l'apparition de déchirure de certains tubes aluminium lors de cet essai.

- **Energie absorbée par les dissipateurs**

L'énergie absorbée par un frein est calculée par la multiplication de sa course de freinage (longueur initiale – longueur finale) par la force moyenne de freinage obtenue par les essais dynamiques déjà réalisés en chapitre III. L'énergie maximale absorbée par un dissipateur est de 260 kJ. La Figure IV. 38 ci-dessous récapitule l'énergie absorbée par chaque dissipateur.

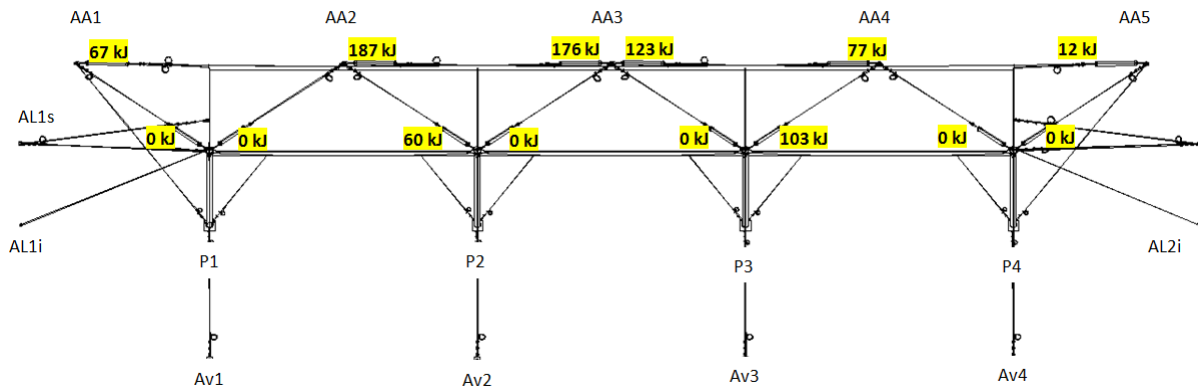


Figure IV. 38 : Energie absorbée par les dissipateurs – Essai SEL 2 3000 kJ

La poche finale du filet après le premier essai était de 5,34 m. L'énergie potentiel reçu par l'impact du bloc est donc :

$$E = m \times g \times h = 2,65 \times 9,81 \times (38,95 + 5,34) = 1151 \text{ kJ}$$

Après le deuxième essai, la poche finale était de 2,12 m. L'énergie potentiel reçu par l'impact du bloc est alors de 1068 kJ.

L'énergie totale reçue par la structure après l'impact successif de deux blocs est considérée comme la somme des deux énergies, elle vaut 2219 kJ.

L'énergie totale dissipée par tous les freins est de 806 kJ. Elle représente 36 % de l'énergie totale reçue par la barrière. Le reste a été dissipé par la capacité de déformation du filet, les frottements entre le filet et les câbles de pourtour, les frottements entre les câbles et les agrafes, la plastification des câbles porteurs...

Les huit dissipateurs amont (dissipateurs installés sur les têtes des poteaux P1.1, P1.2, P2.1, P2.2, P3.1, P3.2, P4.1 et P4.2) ont dissipé 20 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs et 7 % de l'énergie totale. La dissipation d'énergie est concentrée sur les dissipateurs des poteaux centraux P2 et P3 avec 100 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs amont.

Les six dissipateurs inférieurs (F1.1, F1.2, F2.1, F2.2, F3.1 et F3.2, dissipateurs installés sur les câbles de rive inférieurs des filets) ont dissipé 80 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs et 29 % de l'énergie totale. Les deux dissipateurs du filet central ont dissipé 41 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs inférieurs alors que 59 % a été dissipée par les quatre dissipateurs des deux filets latéraux.

29 % de l'énergie est absorbée par les dissipateurs inférieurs, 7 % par les dissipateurs amont et 64 % par le reste de la structure.

Dans le cas de l'essai au niveau de service, la grosse partie de l'énergie absorbée par la structure est assurée par la structure sans freins. Le non déclenchement des dissipateurs, et surtout lors du premier largage SEL 1, contribue à l'augmentation de la hauteur résiduelle afin de réussir assurer au moins 70 % de la hauteur nominale (condition de réussite de l'essai SEL 1).

IV.5.2.3. Hauteur résiduelle

La hauteur nominale h_N est égale à 5,32. La hauteur résiduelle mesurée h_R est égale à 4,20 m. Le rapport h_R/h_N est égal à 78.9 %, et est donc bien supérieur à 70 %.

La réussite du deuxième impact est simplement conditionnée par l'arrêt du bloc. La barrière a répondu à ce critère avec en plus une hauteur résiduel de 71%. Le kit testé a réussi donc l'essai concernant l'énergie de service.

IV.5.3. Essais au niveau d'énergie maximal MEL sur barrière classe 5000 kJ

IV.5.3.1. Essai 1

Avec l'expérience de la barrière classe 3000 kJ (barrière avec le filet de 16 mm et les dissipateurs en profilés ALU 100×100×4 de longueur 1m50) qui a supporté après un essai MEL 3000 kJ un impact supplémentaire de 1000 kJ retenu par essentiellement la capacité de déformation du filet, il a été décidé de tester une barrière avec la même configuration du filet que celle de l'essai 3000 kJ mais avec des dissipateurs qui sont en section 100×100×4 avec des longueurs de 1m50 et 2m00.

La hauteur résiduelle obtenue lors de l'essai SEL 3000 kJ est de 79 % au lieu de 70 % minimum recommandée. Pour des soucis d'optimisation, il était décidé d'augmenter la longueur du module de filet en ajoutant 2 rangées de mailles. La nouvelle longueur du module s'en trouve à 11m50 au lieu de 10m00 pour la barrière 3000 kJ. Cette augmentation entraîne un amortissement du coût linéaire de la barrière du fait qu'on augmente la longueur de la barrière en augmentant seulement la longueur du filet et ses câbles de rives supérieurs et inférieurs.

L'écran est équipé par 20 freins, 8 freins de longueur 1m50 chacun sur les haubans amont (1 frein par hauban), 6 freins de longueur 2m00 chacun sur les câbles de rives inférieurs (1 frein par extrémité de câble), 4 freins de longueurs 1m50 chacun sur les haubans latéraux (1 frein par hauban) et 2 freins de longueurs 2m00 sur les jonctions de rive latérale (1 frein par jonction). Ci-dessous une vue générale de l'écran illustrée à la Figure IV. 39.



Figure IV. 39 : Vue générale de l'écran avec le bloc en position de référence – Essai 2 MEL 5000 kJ

Les dissipateurs utilisés pour cette barrière sont des dissipateurs en tubes ALU provenant du lot 2 (paragraphe III.4.2.2.1.2.). Ces tubes, de mauvaise qualité, ont déchiré systématiquement (Figure IV. 40).



Figure IV. 40 : Déchirure typique d'un dissipateur avec un tube ALU du lot 2 – Essai 1 MEL 5000 kJ

La force de freinage de ces dissipateurs qui rompt par déchirure est considérablement moins importante que la force de flambage. La capacité d'absorption d'énergie de la barrière est donc réduite, ce qui a entraîné l'échec de l'essai (Figure IV. 41).

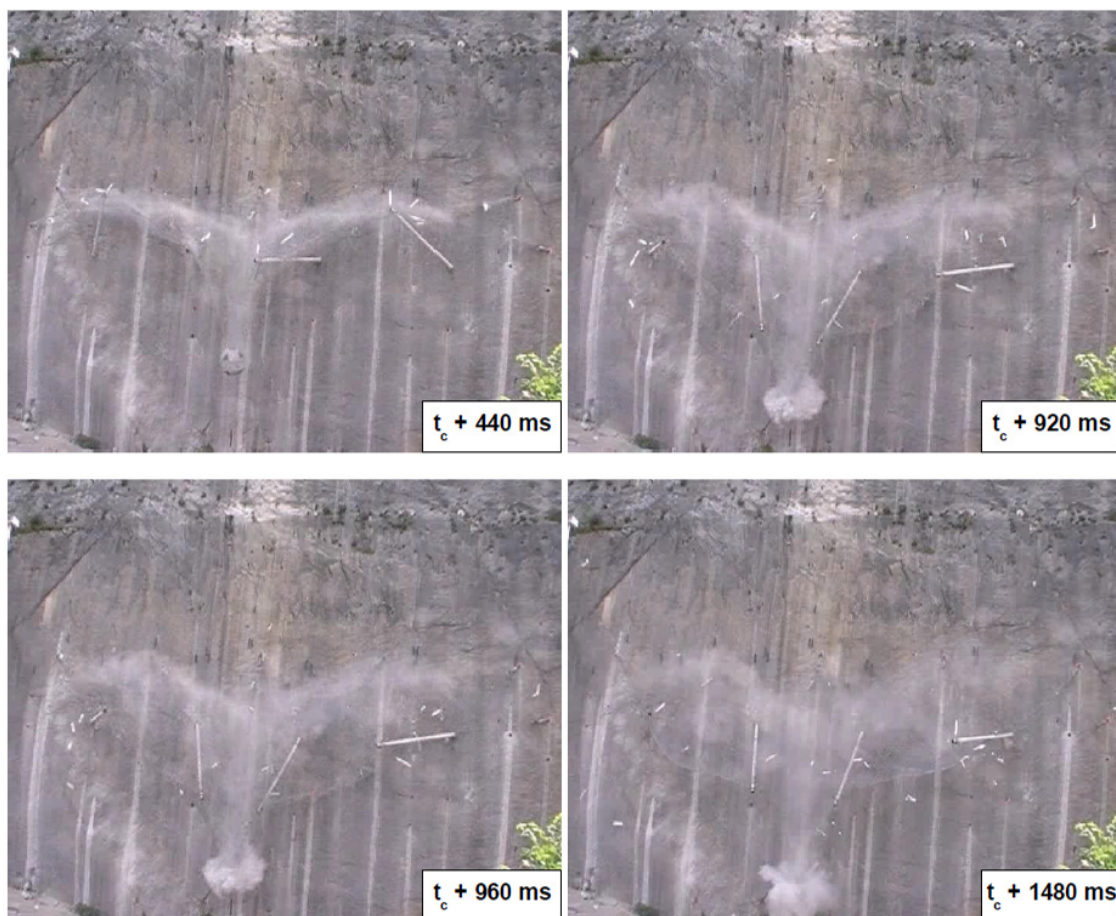


Figure IV. 41 : Echec de l'essai suite au déchirement des dissipateurs – Essai 1 MEL 5000 kJ

Malgré la rupture des dissipateurs, la barrière a pu freiner le bloc qui passe de 29,8 m/s à 4,7 m/s juste avant la rupture du filet ce qui correspond à 140 kJ d'énergie résiduelle restante à dissiper. La courbe de décélération du bloc (Figure IV. 42) est trop bruitée à cause de la déchirure des tubes et des pics de forces obtenus à chaque fin de course d'un frein (quasiment tous les freins sont en fin de course après l'essai).

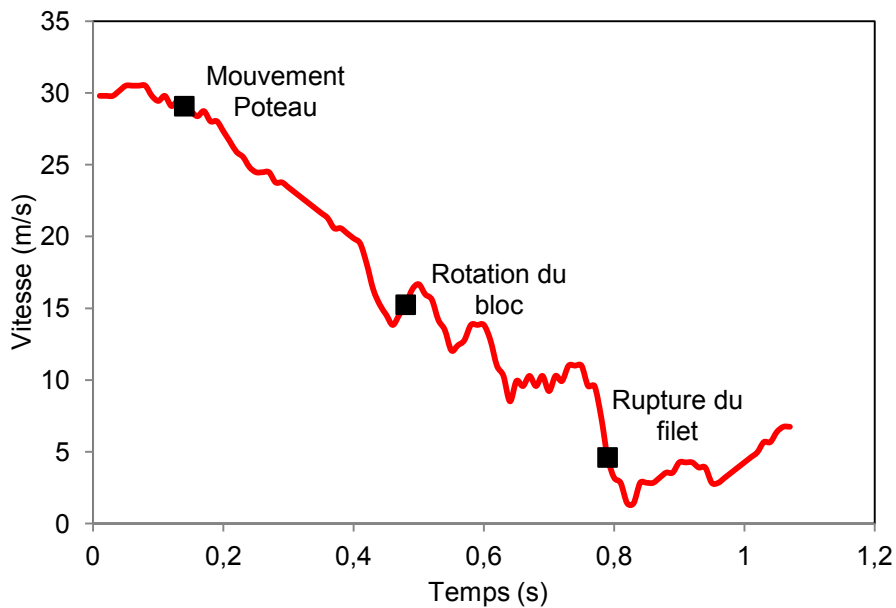


Figure IV. 42 : Décélération du bloc – Essai 1 MEL 5000 kJ

Les images des caméras rapides nous permettent de confirmer que la fin de course des freins correspond au moment de début de rotation du bloc. C'est à partir de ce point que l'absorption de l'énergie se fera essentiellement par la structure sans freins. A ce moment, la vitesse du bloc est de 15,25 m/s et l'énergie restante à absorber est donc de 1440 kJ.

L'échec de cet essai a déclenché une étude approfondie qui a permis de trouver une méthode de fabrication des tubes ALU qui garantit la qualité de l'extrusion vis-à-vis de la « déchirure ».

IV.5.3.2. Essai 2

L'écran a exactement la même géométrie que celui testé lors du premier essai. La seule différence est dans les dissipateurs d'énergie. Les tubes aluminium utilisés sont censés cette fois-ci ne pas subir de déchirure. En termes de géométrie, les tubes ont une épaisseur de 5 mm au lieu de 4 mm et les coins sont arrondis.

IV.5.3.2.1. Conditions de l'essai

La dimension L_{ext} du bloc, mesurée avec un mètre-ruban, est égale à 1,87 m. La dimension L_{ext} est bien inférieure au tiers de la hauteur nominale du kit testé ($1/3 \times 6,02 \text{ m} = 2,00 \text{ m}$), conformément aux spécifications de l'ETAG 27. Le volume V du bloc est égal à $V = 17/24 \times (L_{ext})^3 = 4,63 \text{ m}^3$.

La masse du bloc est mesurée le jour de l'essai, elle est égale à 12340 kg.

La hauteur relative de largage du bloc en chute verticale par rapport au point d'impact théorique est égale à $D_h = 41,80$ mètres.

La vitesse théorique moyenne du bloc sur le dernier mètre avant impact sur le kit testé est égale à $V_{impact} = 28,46 \text{ m/s}$. V_{impact} est bien supérieure à la valeur minimale de 25 m/s spécifiée par l'ETAG 27.

L'énergie d'impact E_c est égale à l'énergie cinétique du bloc, $E_c = 4998 \text{ kJ}$.

Ci-dessous, Figure IV. 43, des photos qui montrent la trajectoire du bloc. A l'arrêt total, les deux poteaux sont pliés.

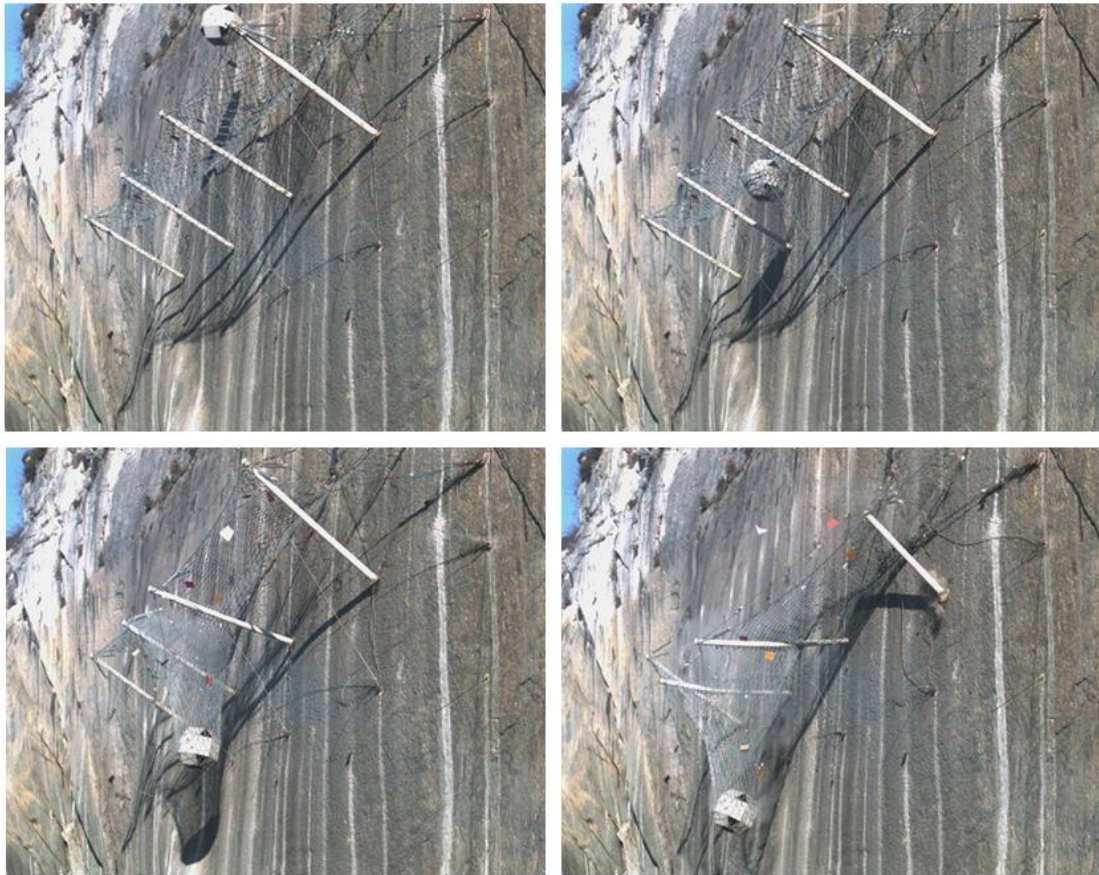


Figure IV. 43 : Trajectoire et preuve de non contact du bloc lors de l'impact – Essai 2 MEL 5000 kJ

IV.5.3.2.2. Données dynamiques mesurées

- **Efforts transmis aux ancrages**

Figure IV. 44 et Figure IV. 45 ci-dessous montrent le signal des efforts enregistrés par les capteurs de force globaux et la localisation des capteurs dans l'écran.

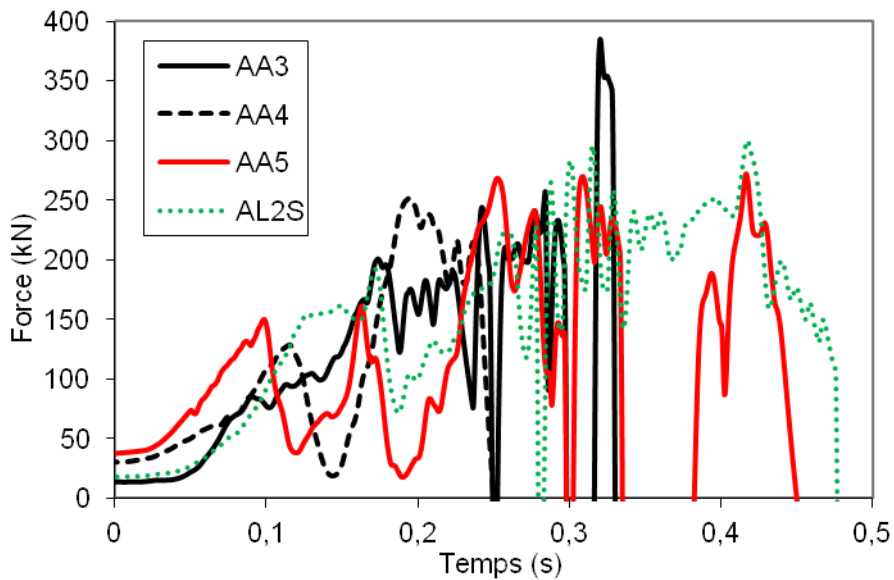


Figure IV. 44 : Efforts enregistrés par les capteurs de force globaux – Essai 2 MEL 5000 kJ

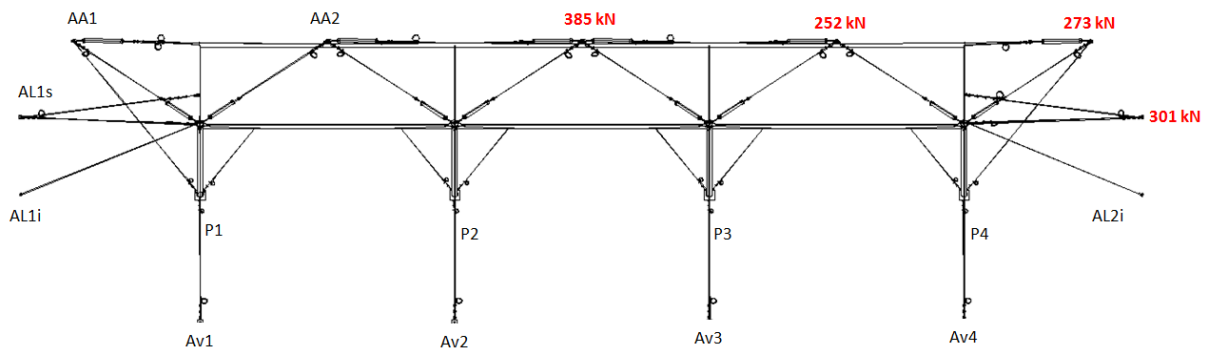


Figure IV. 45 : Efforts transmis aux ancrages – Essai 2 MEL 5000 kJ

On note que les efforts diffusent d'abord en diagonale vers les capteurs AA4 et AA5, puis au milieu de l'écran au capteur AA3, et en latéral au capteur AL2s. Le même ordre de diffusion des efforts a été constaté lors de l'essai MEL 3000 kJ. Cela prouve encore une fois la capacité du filet à diffuser les efforts latéralement.

- **Courbes de décélération**

La position du bloc à chaque instant lors de l'impact a été déterminée par l'exploitation des images enregistrées par la caméra numérique rapide n°2. Les courbes de variation de la vitesse en fonction du temps et en fonction de la poche du filet sont montrées à la Figure IV. 46 ci-dessous.

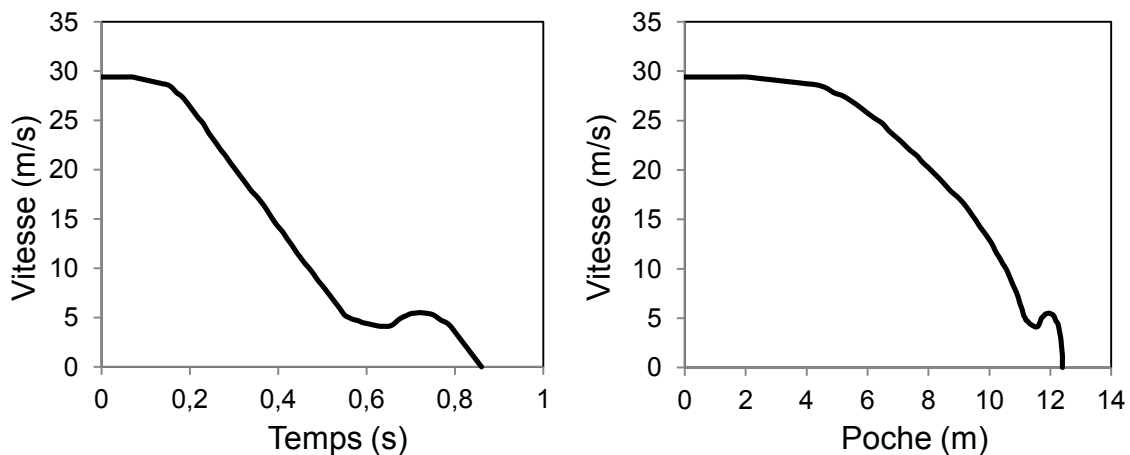


Figure IV. 46 : Vitesse du bloc en fonction du temps et de la poche du filet – Essai 2 MEL 5000 kJ

Une fois le bloc en contact avec le filet, ce dernier subit un déplacement de 4,34 m pour atteindre une position favorable à la sollicitation directe des câbles porteurs. Une fois ces derniers sollicités à une intensité de force légèrement supérieure au seuil de déclenchement des dissipateurs, le phénomène de dissipation d'énergie ou de décélération de la vitesse du bloc se déclenche.

A 0,55 s, le câble de rive inférieur casse, ce qui a entraîné presque un arrêt de freinage et une légère accélération de la vitesse du bloc pendant une période de 0,22 s (de 0,55 s jusqu'à 0,77 s). Un déplacement supplémentaire de 1,11 m a été estimé.

Le bloc est stoppé après 0,86 s avec une poche de filet de 12,40 m.

La phase de décélération constante du bloc peut être estimée par une courbe de tendance linéaire (Figure IV. 47).

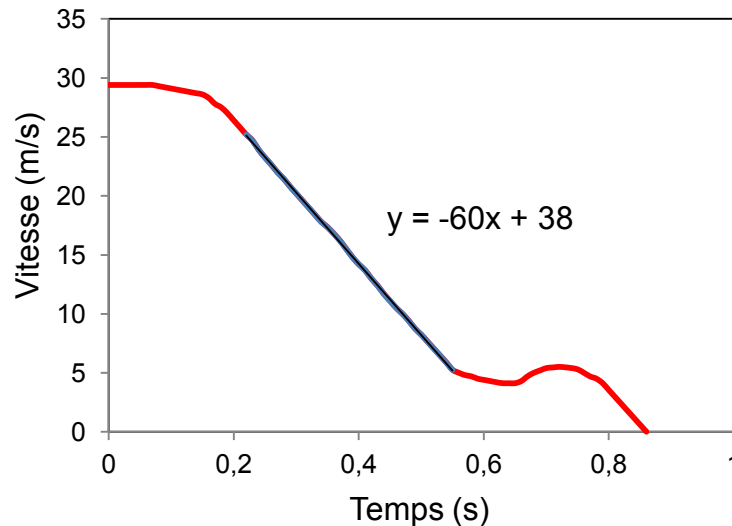


Figure IV. 47 : Coefficient de décélération – Essai 2 MEL 5000 kJ

Le coefficient de décélération est égal à -60. D'après la deuxième loi de Newton, la force d'impact est égale à la masse du bloc impactant par le coefficient de décélération $\Rightarrow F = 12,34 \times 60 = 740$ kN.

La force idéale d'impact = énergie d'impact / course de freinage = $5000/12,4 = 403$ kN.

Le facteur d'efficacité de cet écran = force moyenne d'impact / force idéale d'impact = $740/403 = 1,8$

- **Energie absorbée par les dissipateurs**

L'énergie absorbée par un frein est calculée par la multiplication de sa course de freinage (longueur initiale – longueur finale) par la force moyenne de freinage obtenue par les essais dynamiques déjà réalisés au chapitre III. L'énergie maximale absorbée par un dissipateur est de 480 kJ. La Figure IV. 48 récapitule l'énergie absorbée par chaque dissipateur et le pourcentage de dissipation d'énergie de chaque dissipateur par rapport à sa capacité maximale.

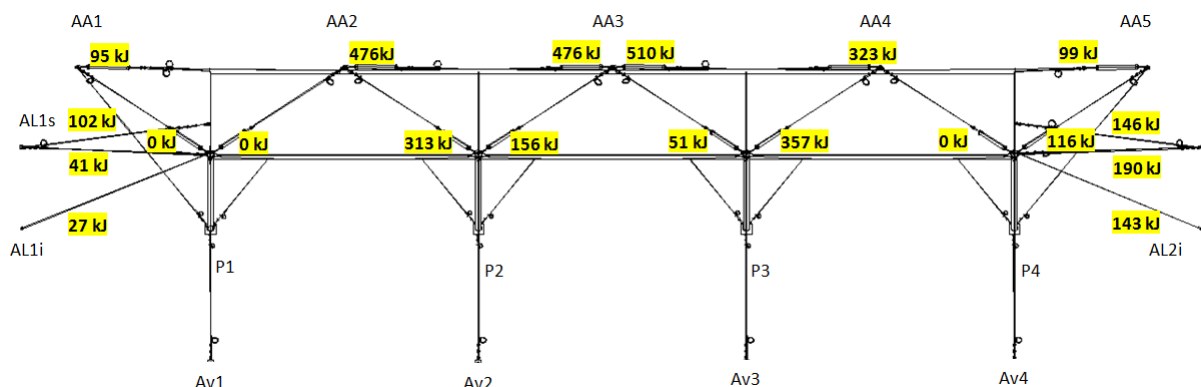


Figure IV. 48 : Energie absorbée par les dissipateurs – Essai 2 MEL 5000 kJ

L'énergie totale dissipée par tous les freins est donc de 3621 kJ. La poche finale du filet est de 12,40 m. L'énergie potentiel reçu par l'impact du bloc est donc :

$$E = m \times g \times h = 12,34 \times 9,81 \times (41,8 + 12,4) = 6610 \text{ kJ}$$

L'énergie absorbée par les dissipateurs d'énergie est donc 55 % de l'énergie totale reçue par la barrière, le reste est dissipé par la capacité de déformation du filet, dans les câbles porteurs, dans les ancrages...

Les six dissipateurs latéraux (HL1s, HL2s, HL1i, HL2i, JRL1 et JRL2) ont dissipé 18 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs et 10 % de l'énergie totale.

Les huit dissipateurs amont (dissipateurs installés sur les têtes des poteaux P1.1, P1.2, P2.1, P2.2, P3.1, P3.2, P4.1 et P4.2) ont dissipé 27 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs et 15 % de l'énergie totale. Les dissipateurs installés sur les têtes des deux poteaux latéraux P1 et P4 n'ont participé qu'à 12 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs amont. La dissipation d'énergie est concentrée sur les dissipateurs des poteaux centraux P2 et P3 avec 88 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs amont.

Les six dissipateurs inférieurs (F1.1, F1.2, F2.1, F2.2, F3.1 et F3.2, dissipateurs installés sur les câbles de rive inférieurs des filets) ont dissipé 55 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs et 30 % de l'énergie totale. Les deux dissipateurs du filet central ont dissipé 40 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs inférieurs alors que 60 % a été dissipée par les quatre dissipateurs des deux filets latéraux.

30 % de l'énergie est absorbée par les dissipateurs inférieurs, 15 % par les dissipateurs amont, 10 % par les dissipateurs latéraux et 45 % par le reste de la structure.

IV.5.3.2.3. Hauteur résiduelle

La hauteur nominale h_N de l'écran est égale à 6,01 m. La hauteur résiduelle mesurée h_R est égale à 2,04 m. Le rapport h_R/h_N est égal à 33,9 %, et est donc compris entre 30 et 50 %.

D'après les paragraphes 2.4.2 et 2.4.3 de l'ETAG27, le kit testé a bien réussi l'essai concernant le niveau d'énergie maximal et il est de catégorie B.

IV.5.4. Essai au niveau d'énergie de service SEL sur barrière classe 5000 kJ

IV.5.4.1. Conditions de l'essai

La dimension L du bloc, est égale à 1,36 m. La dimension L est bien inférieure au tiers de la hauteur nominale du kit testé ($1/3 \times 5,85 \text{ m} = 1,95 \text{ m}$), conformément aux spécifications de l'ETAG 27. Le volume V du bloc est égal à $V = 17/24 \times L^3 = 1,78 \text{ m}^3$.

La masse du bloc est mesurée le jour de l'essai, elle est égale à 4780 kg. La masse volumique du bloc est égale à 2683 kg/m^3 , et est donc bien comprise entre les valeurs 2500 kg/m^3 et 3000 kg/m^3 spécifiées par l'ETAG 27.

La hauteur relative de largage du bloc en chute verticale par rapport au point d'impact théorique est égale à $D_h = 35,90$ mètres. L'angle α , tel que défini dans l'annexe A de l'ETAG 27 (angle entre la trajectoire du bloc et l'horizontale), est égal à 90° .

La vitesse théorique moyenne du bloc sur le dernier mètre avant impact sur le kit testé est égale à $V_{\text{impact}} = 26,41 \text{ m/s}$. V_{impact} est bien supérieure à la valeur minimale de 25 m/s spécifiée par l'ETAG 27.

L'énergie d'impact E_c est égale à l'énergie cinétique du bloc, $E_c = 1667 \text{ kJ}$.

Au cours de l'essai, le bloc n'a pas touché la falaise, ni le sol, avant l'allongement maximal (Figure IV. 49).

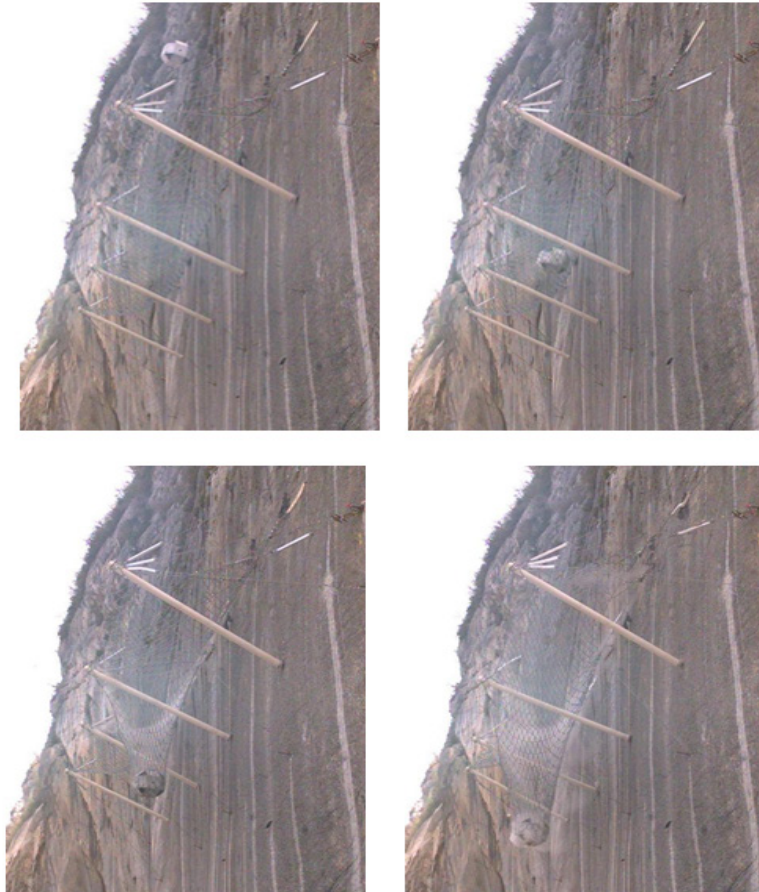


Figure IV. 49 : Trajectoire et preuve de non contact du bloc lors de l'impact – essai SEL 1 5000 kJ

IV.5.4.2. Données dynamiques mesurées

- **Efforts transmis aux ancrages**

Les efforts enregistrés par les capteurs de force globaux sur les 4 ancrages principaux AA3, AA4, AA5 et AL2s lors du premier impact au niveau d'énergie de service SEL1 et lors du deuxième impact SEL2 sont présentés à la Figure IV. 50 et Figure IV. 51 ci-après.

Pour l'essai SEL 1, les efforts se propagent d'abord en diagonal vers AA5 et AA4, puis vers l'ancrage central AA3 et finalement vers l'ancrage latéral AL2S.

Pour l'essai SEL 2, le filet est déjà déformé, les efforts se propagent d'abord au milieu de l'écran vers les deux ancrages AA3 et AA4, puis vers AA5 et finalement vers l'ancrage latéral AL2S.

Lors de l'essai SEL2, le signal de force monte avec une pente presque verticale dès le contact entre le bloc et le filet, cela est dû au fait de la perte d'élasticité du filet lors de son premier impact subit par l'essai SEL1.

L'élasticité du filet fait monter les efforts progressivement comme constaté pour l'essai SEL1.

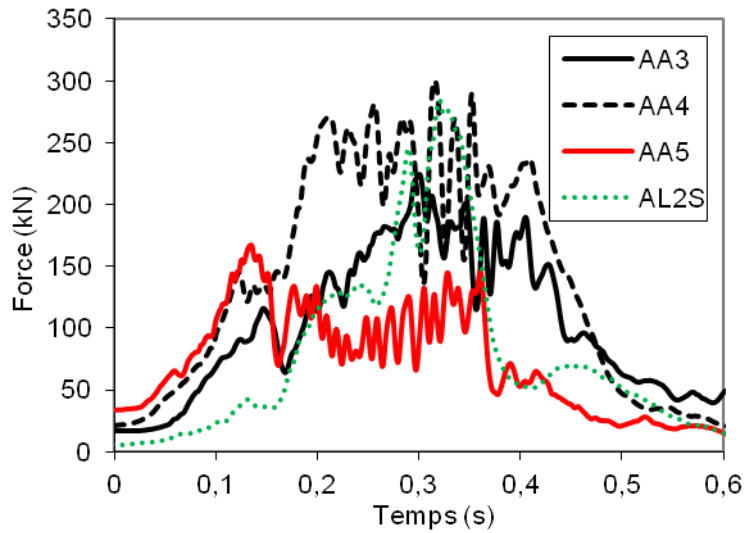


Figure IV. 50 : Efforts enregistrés sur les 4 ancrages principaux – Essai SEL 1 5000 kJ

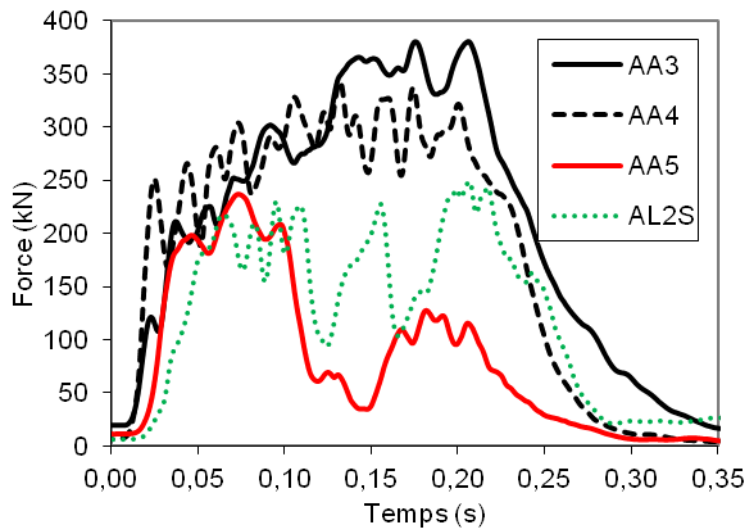


Figure IV. 51 : Efforts enregistrés sur les 4 ancrages principaux – Essai SEL 2 5000 kJ

Les efforts maximaux reçus par les 4 ancrages principaux lors des essais SEL 1, SEL 2 sont montrés en Figure IV. 52.

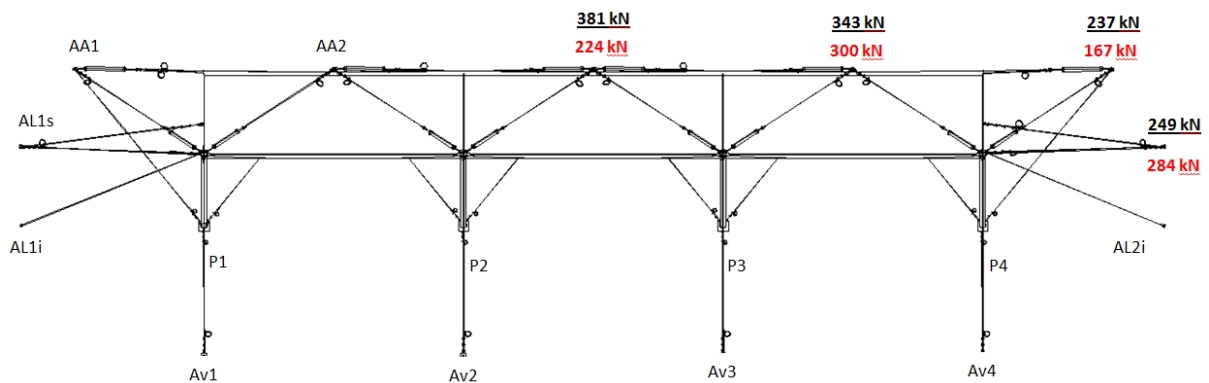


Figure IV. 52 : Efforts maximaux des ancrages pour les essais SEL 1 et SEL 2 5000 kJ

- **Courbes de décélération**

La position du bloc à chaque instant lors de l'impact a été déterminée par l'exploitation des images enregistrées par la caméra numérique rapide n°2. Voici ci-après à la Figure IV. 53 deux graphiques qui montrent la variation de la vitesse en fonction du temps et de la poche du filet pour l'essai SEL 1.

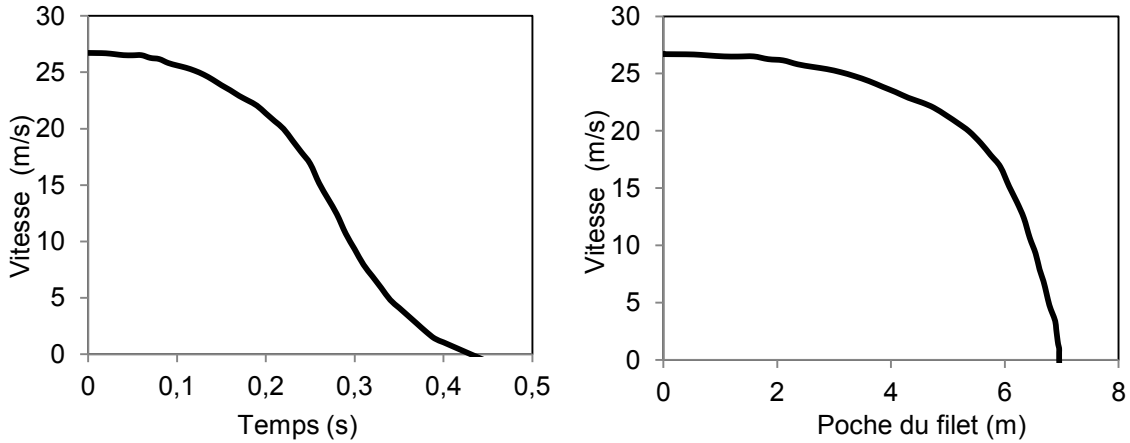


Figure IV. 53 : Vitesse du bloc en fonction du temps et de la poche du filet – Essai SEL 1 5000 kJ

Le bloc s'est arrêté après 0,43 s avec une poche de 6,95 m. On observe que le filet subit une flèche d'environ 5 m sans pouvoir décélérer considérablement la vitesse du bloc. Après 5 m de poche de filet, la vitesse du bloc passe de 26,7 m/s à 20,6 m/s. Une fois que le filet a subit ce déplacement, il est en position optimale pour la diffusion des efforts vers les organes absorbeurs d'énergie, la vitesse du bloc diminue fortement pour enfin s'annuler à 6,95 m de poche de filet. C'est les deux derniers mètres de poche de filet qui contribuent le plus à la décélération de la vitesse du bloc.

Pour le deuxième impact, le filet est déjà déformé, la décélération de la vitesse du bloc commence donc quasiment dès son contact avec le filet. La Figure IV. 54 ci-après montre la variation de la vitesse du bloc en fonction du temps et de la poche du filet pour l'essai SEL 2.

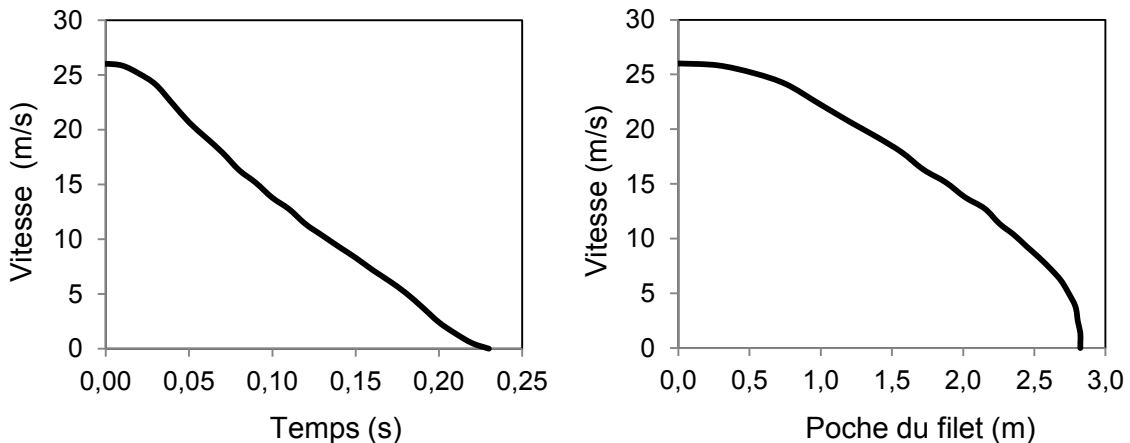


Figure IV. 54 : Vitesse du bloc en fonction du temps et de la poche du filet – Essai SEL 2 5000 kJ

Le bloc s'arrête après 0,23 s avec 2,82 m de poche. La décélération est quasi-linéaire, le facteur de décélération est estimé à -120 m/s^2 pour le premier impact et à -119 m/s^2 pour le second (Figure IV. 55).

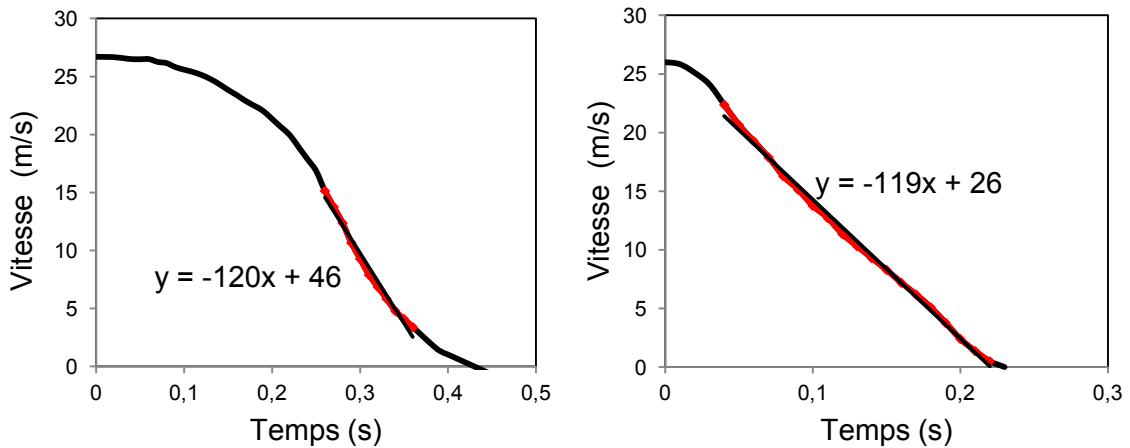


Figure IV. 55 : Facteur de décélération des essais 5000 kJ SEL1 (à gauche) et SEL 2 (à droite)

L'accélération est plus forte que celle de l'essai MEL, mais le bloc étant plus léger. En appliquant la deuxième loi de Newton, on retrouve les valeurs d'effort transmis au filet soit 574 kN lors du premier impact et à 569 kN lors du deuxième. Cette valeur était de 740 kN lors de l'essai MEL.

- **Energie absorbée par les dissipateurs**

L'énergie absorbée par un frein est calculée par la multiplication de sa course de freinage (longueur initiale - longueur finale) par la force moyenne de freinage obtenue par les essais dynamiques déjà réalisés en chapitre III. La Figure IV. 56 montre l'état des dissipateurs après l'essai. La Figure IV. 57 récapitule l'énergie absorbée par chaque dissipateur après l'essai SEL2 car juste à ce moment qu'on peut mesurer la longueur finale de chaque dissipateur. On ne peut pas intervenir sur le kit après l'essai SEL1.



Figure IV. 56 : Etat des freins après l'essai – essai SEL 2 5000 kJ

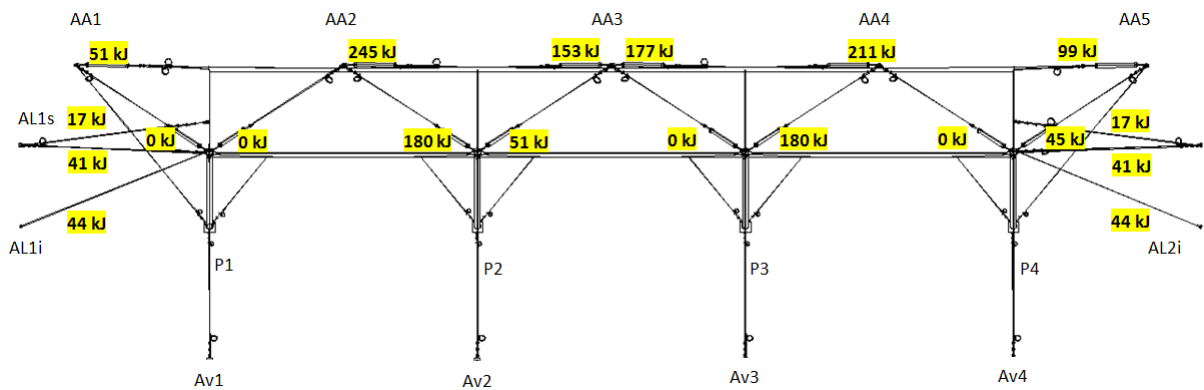


Figure IV. 57 : Energie absorbée par les dissipateurs – essai SEL 2 5000 kJ

On note la symétrie quasi-parfaite d'absorption d'énergie entre les dissipateurs en position symétrique. La diffusion des efforts dans la structure est en conséquent aussi quasi-parfaite.

La poche finale du filet après le premier essai était de 6,95 m. L'énergie potentiel reçu par l'impact du bloc est donc :

$$E = m \times g \times h = 4,78 \times 9,81 \times (35,9 + 6,95) = 2009 \text{ kJ}$$

Après le deuxième essai, la poche finale était de 2,82 m. L'énergie potentiel reçu par l'impact du bloc est alors de 1816 kJ.

L'énergie totale reçue par la structure après l'impact successif de deux blocs est considérée comme la somme des deux énergies, elle vaut 3825 kJ.

L'énergie totale dissipée par tous les freins est de 1595 kJ. Elle représente 42 % de l'énergie totale reçue par la barrière, le reste est dissipé par la déformation du filet, la déformation des câbles porteurs, la déformation des ancrages, les divers frottements...

Les six dissipateurs latéraux (HL1s, HL2s, HL1i, HL2i, JRL1 et JRL2) ont dissipé 13 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs et 5 % de l'énergie totale.

Les huit dissipateurs amont (dissipateurs installés sur les têtes des poteaux P1.1, P1.2, P2.1, P2.2, P3.1, P3.2, P4.1 et P4.2) ont dissipé 29 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs et 12 % de l'énergie totale. La dissipation d'énergie est concentrée sur les dissipateurs des poteaux centraux P2 et P3 avec 90 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs amont.

Les six dissipateurs inférieurs (F1.1, F1.2, F2.1, F2.2, F3.1 et F3.2, dissipateurs installés sur les câbles de rive inférieurs des filets) ont dissipé 60 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs et 25 % de l'énergie totale. Les deux dissipateurs du filet central ont dissipé 49 % de l'énergie absorbée par les dissipateurs inférieurs alors que 51 % a été dissipée par les quatre dissipateurs des deux filets latéraux.

25 % de l'énergie est absorbée par les dissipateurs inférieurs, 9 % par les dissipateurs amont, 5 % par les dissipateurs latéraux et 61 % par le reste de la structure.

IV.5.4.3. Hauteur résiduelle

La hauteur nominale h_N de l'écran de filets h_N est égale à 5,85 m. La hauteur résiduelle h_R de l'écran de filets a été mesurée après le tir, sans enlèvement du bloc et au milieu du module impacté (Figure IV. 58). La hauteur résiduelle mesurée h_R est égale à 4,15 m. Le rapport h_R/h_N est égal à 71 %, et est donc supérieur à 70 %.

La réussite du deuxième impact est simplement conditionnée par l'arrêt du bloc. La barrière a bien répondu à ce critère. Le kit testé a réussi donc l'essai concernant l'énergie de service.



Figure IV. 58 : Retenu du bloc après le deuxième lâcher du bloc – essai SEL 5000 kJ

IV.5.5. Comparaison entre les essais SEL1, SEL2 et MEL 3000 et 5000 kJ

Le but de cette comparaison est de trouver des comportements communs aux systèmes d'écrans de même conception.

IV.5.5.1. Efforts sur les ancrages principaux

Les efforts enregistrés par les quatre capteurs de force des ancrages principaux pour tous les essais effectués sont récapitulés ci-dessous en Tableau IV. 1. Les efforts varient entre 146 et 385 kN.

Capteur	SEL 2 3000 KJ	MEL 3000 KJ	SEL 1 5000 kJ	SEL 2 5000 kJ	MEL 5000 kJ
AA3	304	260*	224	381	385
AA4	234	236*	300	343	252
AA5	146	214	167	237	273
AL2s	166	192	284	249	301

Tableau IV. 1 : Comparaison des efforts reçus par les quatre ancrages principaux pour tous les essais effectués

- **Essais 3000 kJ :**

Le signal de force pour les capteurs AA3 et AA4 de l'essai MEL 3000 kJ n'était pas complètement détecté (rupture du fil électrique qui transmet le signal), d'où la comparaison entre l'essai SEL 2 et l'essai MEL n'est pas significative. Par contre, on observe une augmentation des efforts de 47 % lors de l'essai MEL sur l'ancrage AA5 par rapport à l'essai SEL 2. L'augmentation des efforts pour l'essai MEL par rapport à l'essai SEL 2 n'est que de 16 % sur l'ancrage AL2s.

- **Essais 5000 kJ :**

Pour l'ancrage central AA3, on observe une augmentation considérable de 70 % des efforts enregistrés lors de l'essai SEL2 par rapport à l'essai SEL1. Les efforts lors de l'essai SEL2 sont presque identiques aux efforts enregistrés lors de l'essai MEL. Cela est dû au fait qu'il y a eu plusieurs freins sollicités jusqu'à la butée. Sur le schéma montré en Figure IV. 59 ci-dessous on remarque que le dissipateur à droite de l'ancrage AA3 est en butée, aussi le dissipateur gauche est presque en butée.

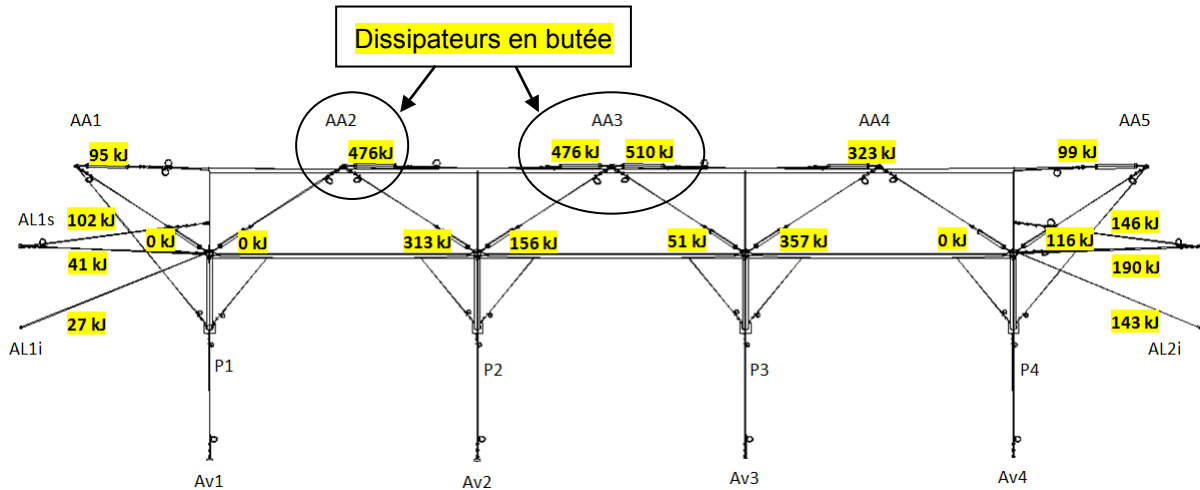


Figure IV. 59 : Energie absorbée par les dissipateurs – Essai 2 MEL 5000 kJ

Pour l'ancrage AA5, les efforts enregistrés lors de l'essai SEL 2 sont supérieurs de 42 % de celles de l'essai SEL 1. Les efforts du MEL sont 15 % plus importants que celles du SEL 2.

Pour l'ancrage AL2s, la différence entre les efforts enregistrés lors des 3 essais à 5000 kJ, SEL1, SEL2 et MEL, n'est pas très importante. Ceci est applicable aussi pour les deux essais à 3000 kJ, SEL 2 et MEL. Cet ancrage mesure principalement les forces transmises latéralement par le filet. L'ancrage se situe trop loin par rapport au point d'impact, d'où la légère sensibilité par rapport à l'énergie d'impact. En plus, la capacité de transmission latérale du filet diminue quand le filet perd son élasticité, ceci explique que la force enregistrée lors de l'essai SEL2 est moins importante que celle de l'essai SEL1.

Le signal de force pour le capteur AA4 lors de l'essai MEL n'était pas bien capturer (fausse contact ou rupture du câble de transmission du signal), d'où la comparaison entre les deux essais SEL et l'essai MEL n'est pas significative. Par contre, on observe une augmentation des efforts de 14 % entre l'essai SEL1 et SEL2.

IV.5.4.2. Distribution de l'absorption d'énergie

Le Tableau IV. 2 récapitule les pourcentages des énergies absorbés par familles de freins, par l'ensemble de freins et par le reste de la structure pour tous les essais effectués.

	SEL 3000 KJ	MEL 3000 kJ	SEL 5000 kJ	MEL 5000 kJ
Freins inférieurs	29	30	25	30
Freins amont	7	10	12	15
Freins latéraux	x	x	5	10
Freins	36	40	42	55
Reste	64	60	58	45

Tableau IV. 2 : Distribution de l'absorption d'énergie en % pour tous les essais effectués

Les dissipateurs installés sur les câbles de rive inférieurs ont dissipé 30 % de l'énergie totale d'impact lors des deux essais MEL. Pour les essais SEL, ils ont contribué au moins au quart de l'énergie d'impact. Ces dissipateurs sont considérés comme les plus efficaces. Cette efficacité est dû au fait que ces dissipateurs sont directement sollicités par les câbles de rives inférieures du filet et ces derniers sont liaisonnés entre eux par des manilles et fonctionnent ensemble. Dans la conception de la barrière, il est avantageux de faire travailler au minimum les dissipateurs amont installés sur les têtes des poteaux afin de gagner de la hauteur résiduelle surtout après l'essai SEL 1.

Entre les essais SEL et MEL, le pourcentage d'absorption d'énergie par les freins se trouve légèrement augmenter pour l'essai à 3000 kJ. Pour l'essai à 5000 kJ, les dissipateurs absorbent 16 % de plus lors de l'essai MEL par rapport à l'essai SEL. Cette différence est principalement due à l'ajout des freins latéraux et à l'augmentation de la course des freins inférieurs pour la barrière 5000 kJ.

La barrière 5000 kJ possède plus de freins et ses freins inférieurs ont plus de course, cela a contribué à augmenter le pourcentage d'énergie absorbé par les freins lors de l'essai MEL. Cette augmentation a entraîné une diminution de l'énergie absorbée par le reste de la structure. Cette dernière a été recherché surtout car le filet de la classe 5000 kJ a été le même que celui de la classe 3000 kJ.

Les deux premiers essais MEL 3000 kJ et MEL 5000 kJ ont entraîné un passage du bloc à travers le filet. Dans les deux cas, et malgré que le filet a été déchiré, le problème n'était pas dans la résistance du filet. Pour l'essai MEL 5000 kJ, la déchirure des tubes d'aluminium des dissipateurs d'énergie était le problème qui a entraîné l'échec.

Malgré les deux échecs par rupture du filet, le même filet a été utilisé pour les deux classes et finalement il a montré des très bonnes performances. Même pour la classe 5000 kJ, aucune rupture ou grande ouverture des mailles n'a été pas constatée.

L'analyse approfondie par les images des caméras rapides et par les mesures des capteurs de force ont étaient capitales pour pouvoir détecter la source du problème lors des essais échoués et pour optimiser les produits testés.

IV.5.4.3. Décélération de la barrière

Le Tableau IV. 3 récapitule les coefficients de décélération et les forces d'impact du bloc pour tous les essais effectués.

	Coefficient de décélération	Force d'impact
SEL 1 3000 kJ	-154	408
SEL 2 3000 kJ	-167	443
MEL 3000 kJ	-83	606
SEL 1 5000 kJ	-120	574
SEL 2 5000 kJ	-119	569
MEL 5000 kJ	-60	740

Tableau IV. 3 : Coefficients de décélération et forces d'impact de tous les essais effectués

Les coefficients de décélération et les efforts d'impact des essais SEL 1 et SEL 2 sont très similaires.

Lors du premier largage du bloc au niveau de service, le freinage de la vitesse de ce dernier s'effectue par la capacité de déformation du filet et par la déformation des

dissipateurs d'énergie. Lors du deuxième largage, le filet est déjà déformé, la décélération est assurée principalement par la déformation des freins.

Le coefficient de décélération du bloc est calculé sur la phase linéaire de la courbe de variation de la vitesse du bloc en fonction du temps. Pour les deux largages, cette phase correspond au freinage du bloc par la déformation des freins.

Le fait que le coefficient de décélération du bloc lors des deux largages est presque identique signifie qu'après le deuxième largage SEL 2, les dissipateurs ne sont pas encore au bout de leur course de freinage.

Le rapport entre la force d'impact de l'essai SEL et la force d'impact de l'essai MEL est de l'ordre de 3/4. Ce rapport n'est pas du même ordre du rapport entre les deux énergies d'impact qui est 1/3. La barrière subit alors lors des deux essais de service deux fois le 3/4 de la force d'impact correspondante à l'essai MEL. Ce constat prouve que les essais au niveau de service sont très pénalisants pour la barrière (force d'impact importante et hauteur résiduelle à garantir).

Le Tableau IV. 4 montre les temps et les distances de freinage du bloc pour tous les essais effectués.

	Temps de freinage (s)	Distance de freinage (m)
SEL 1 3000 kJ	0,31	5,34
SEL 2 3000 kJ	0,19	2,14
MEL 3000 kJ	0,61	10,21
SEL 1 5000 kJ	0,43	6,95
SEL 2 5000 kJ	0,23	2,82
MEL 5000 kJ	0,86	12,41

Tableau IV. 4 : Temps et distance de freinage du bloc pour tous les essais effectués

Le rapport entre le temps de freinage pour les essais MEL et SEL 1 est environ 2. Ce coefficient est valable aussi pour le rapport entre les distances de freinage des essais MEL et SEL 1.

IV.6. Modélisation de la structure

De nombreux phénomènes physiques doivent être considérés afin de modéliser correctement le comportement mécanique de la barrière sous impact. Pour les énergies d'impact élevées, des contraintes et des déformations extrêmes peuvent être atteints dans les composantes de la barrière. En plus des non-linéarités matériau (plastification, rupture, flambement, etc), l'inertie de la structure, les connexions entre les éléments et les grandes déformations, jouent un rôle important dans le mode de ruine de la barrière. Pour toutes ces raisons, la modélisation des barrières flexibles de pare-pierres sous impact est complexe.

L'un des objectifs de cette étude est de proposer des modèles numériques capables de simuler la réponse mécanique sous impact des écrans de filets pare-pierres. Plusieurs essais expérimentaux ont été réalisés à différentes échelles (câble, filet, dissipateurs, structure entière). Ces données expérimentales ont été utilisées pour calibrer les paramètres à utiliser dans les différents modèles numériques développés.

Deux modèles de la barrière sont développés, le premier se base sur la méthode des éléments finis et le deuxième se base sur la méthode des éléments discrets. Comme nous le verrons ci-dessous, ces modèles ne sont pas encore, à l'heure actuelle et pour ce qui est de nos modélisations, en mesure de reproduire totalement et finement les résultats de l'essai en vraie grandeur à Montagnole. Leur calibration est en cours. Ces modélisations ont été utilisées pour développer un modèle réaliste de la barrière. Le principal intérêt de la simulation numérique est d'explorer l'influence des paramètres de la structure et ensuite aider à concevoir et à améliorer l'efficacité de cette structure et/ou de ses composants.

IV.6.1. Approche éléments finis

IV.6.1.1. Présentation du code de calcul utilisé

La formulation des problèmes mécaniques conduit à un système d'équations aux dérivées partielles non linéaires dont la résolution systématique passe obligatoirement par sa discrétisation. Cette discrétisation est nécessaire dans l'espace (d'où le maillage) mais aussi dans le temps avec un découpage en pas successifs. C'est cette discrétisation dans le temps qui va nous intéresser ici pour justifier notre algorithme d'intégration temporel explicite. Sans volontairement entrer dans tous les détails théoriques, cette partie présente donc les principaux aspects de cette question pour nous permettre de justifier notre choix.

Contrairement à la statique où la solution est obtenue par la valeur des déplacements aux nœuds, en dynamique il est nécessaire de disposer également des vitesses et des accélérations.

Typiquement connaissant l'état du système à l'instant t , le problème en dynamique non linéaire peut se résumer au calcul des valeurs nodales des déplacements, vitesses et accélérations à l'instant $t+\Delta t$ qui vérifient les équations du mouvement :

$$\begin{aligned} \text{Etant donné : } & u_t, \dot{u}_t, \ddot{u}_t \\ \text{Trouver } & : u_{t+\Delta t}, \dot{u}_{t+\Delta t}, \ddot{u}_{t+\Delta t} \\ \text{Tel que } & : M\ddot{u}_{t+\Delta t} + F_{t+\Delta t}^{\text{int}} = F_{t+\Delta t}^{\text{ext}} \end{aligned}$$

L'hypothèse régulièrement utilisée est que l'accélération \ddot{u} , varie linéairement pendant le pas de temps, entre t et $t+\Delta t$ et ses valeurs sont utilisées à ces instants pour exprimer la vitesse \dot{u} , et le déplacement u à $t+\Delta t$ en chaque point d'intégration du maillage. La famille des schémas de Newmark, paramétrés par β et γ , fournit ainsi les formulations les plus utilisées en "éléments finis" qui, couplées à la traduction correspondante du principe

fondamental de la dynamique, permettent d'obtenir un système d'équations d'inconnues \ddot{u} , \dot{u} et u à $t+\Delta t$ à résoudre en chaque point d'intégration du maillage [BIC 97].

Les paramètres β et γ conditionnent d'une part la stabilité, la précision et éventuellement l'introduction d'un amortissement numérique dans le schéma (dissipation artificielle d'énergie pour γ différent de $1/2$) et d'autre part le caractère implicite ou explicite de la formulation.

$$\begin{cases} \dot{u}_{t+\Delta t} = \dot{u}_t + [(1 + \gamma)\ddot{u}_t + \gamma\ddot{u}_{t+\Delta t}]\Delta t \\ u_{t+\Delta t} = u_t + \dot{u}_t\Delta t + [(1/2 - \beta)\ddot{u}_t + \beta\ddot{u}_{t+\Delta t}]\Delta t^2 \\ M\ddot{u}_{t+\Delta t} + C\dot{u}_{t+\Delta t} + Ku_{t+\Delta t} = F_{t+\Delta t} \end{cases}$$

Ainsi dans le cas le plus simple où β et γ valent respectivement 0 et $1/2$, le schéma de Newmark revient à un schéma aux différences centrées d'ordre 2 qui s'écrit généralement sous la forme:

$$\begin{cases} \dot{u}_{t+\frac{\Delta t}{2}} = \dot{u}_{t-\frac{\Delta t}{2}} + \frac{\Delta t}{2}\ddot{u}_t \\ u_{t+\Delta t} = u_t + \Delta t \dot{u}_t \end{cases}$$

Dans ce cas, la vitesse et le déplacement à la fin du pas de temps peuvent s'exprimer de manière explicite à partir de quantités à l'instant t connues. Il suffit donc de suivre pas à pas l'évolution du système pour obtenir le schéma d'intégration en temps explicite selon les étapes suivantes pour chaque élément :

- 1) Évaluation de l'accélération à partir du principe fondamental de la dynamique \ddot{u}_t et calcul explicite des vitesses et déplacements au temps $t+\Delta t$.
- 2) Calcul du tenseur de déformation ε à partir des taux de déformation $\dot{\varepsilon}$.
- 3) Calcul du tenseur des contraintes σ à partir des équations constitutives du comportement du matériau.
- 4) Calcul des efforts internes à $t+\Delta t$ et recommencement à l'étape 1.

Le passage d'un pas de temps au suivant dans ce schéma explicite apparaît donc comme direct et peu coûteux notamment par le fait qu'il ne nécessite pas de lourdes opérations sur des matrices à chaque itération. Ce schéma est particulièrement intéressant pour les cas avec de nombreux degrés de liberté et surtout, suivant l'évolution du système pas à pas, il permet de retranscrire de fait naturellement tous les phénomènes dynamiques au sein de l'ouvrage. Sa seule limite réside dans son caractère conditionnellement stable.

Pour assurer la stabilité de ce schéma non-itératif et éviter sa divergence par rapport à l'évolution équilibrée attendue, des conditions adéquates doivent donc être respectées pour définir des pas de temps suffisamment faibles. La principale d'entre elles, dite de Courant, Friedrich et Levy (CFL) [FRI 79], stipule que sur la durée d'un pas de temps, un front d'onde élastique ne doit pas parcourir une distance supérieure à la maille "éléments finis", ce qui fournit une première condition sur le pas de temps maximal possible. Cette condition dépend à la fois de la finesse du maillage et des caractéristiques du matériau.

Une autre condition précise que ce pas de temps doit aussi être inférieur à la plus petite période propre du système global. En pratique et pour éviter de considérer l'ensemble, cette limite est définie plutôt par la plus petite période propre des différents éléments du maillage dont on peut démontrer qu'elle minore la plus petite période propre du système global [SLU 03].

En respectant ces conditions sur le pas de temps, le schéma est démontré stable mais uniquement pour un système linéaire. Pour des évolutions non linéaires, cela revient à

admettre l'hypothèse que les caractéristiques du système et en particulier le comportement des matériaux évoluent suffisamment peu sur le pas de temps et de les y considérer comme constantes en les actualisant d'un pas de temps au suivant. Par sécurité, une marge sur le pas de temps minimal admissible est également admise en général [SLU 03]. Sous Abaqus, cette gestion du pas de temps est entièrement automatisée et inaccessible à l'opérateur mais prend en compte ces différents aspects.

Au final, cela implique des pas de temps de très faibles amplitudes (de l'ordre de 10^{-6} pour nos systèmes) mais cette contrainte, qui peut handicaper la modélisation de problèmes peu dynamiques sur des évolutions longues, n'en est plus une pour nos situations de dynamique rapide qui nécessitent de toute façon des petits pas de temps pour correctement suivre l'évolution du système.

Dans les autres cas, le fait de choisir β différent de 0 dans le schéma de Newmark rend les expressions de la vitesse et du déplacement à la fin du pas de temps implicites puisque dépendantes de l'accélération à ce même instant. Pour les systèmes non linéaires, une résolution numérique adaptée est alors nécessaire pour évaluer l'incrément de déplacement Δu correspondant à l'incrément de chargement appliqué Δp entre t et $t + \Delta t$.

Pour chaque pas de temps, cette résolution se base donc sur des itérations successives pour assurer la convergence vers l'état exact du système au temps $t + \Delta t$. Un schéma classique de Newton-Raphson est utilisée ici, [BAT 90].

Dans ce schéma, la matrice de raideur tangentielle est formée et décomposée à chaque itération dans un pas de temps particulier. Le taux de convergence de cette méthode est particulièrement élevé et est quadratique. Toutefois, dans la mesure où la raideur tangentielle est formée et décomposée à chaque itération, qui peut être particulièrement chère pour les grands modèles, il peut être plus avantageux d'utiliser la méthode de Newton-Raphson modifiée. Dans ce schéma, la matrice de raideur tangentielle est formée et décomposée au début de chaque étape et est utilisée dans toutes les itérations, (Figure IV. 60).

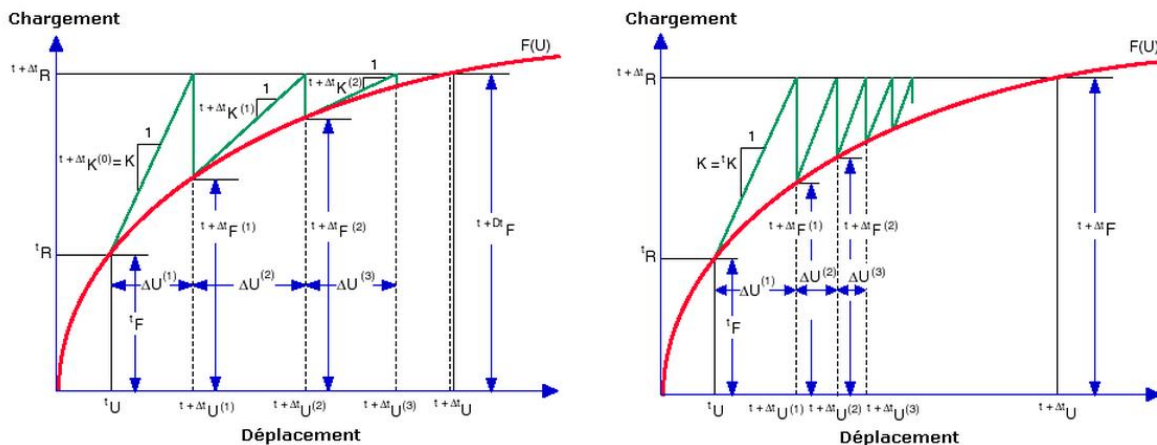


Figure IV. 60 : Schéma de Newton-Raphson (à gauche) et de Newton-Raphson modifié (à droite)

IV.6.1.2. Présentation du modèle

Le modèle numérique de la structure est présenté pour démontrer de façon aussi réaliste que possible, le comportement de la barrière lors de l'impact. Tous les éléments de la structure sont pris en compte (les poteaux, les câbles, les ancrages dans la falaise, les systèmes de freinage, etc.) puis, un bloc sphérique en béton est considéré et l'impact est effectué au centre du filet (Figure IV. 61). La réponse dynamique de la barrière est ensuite analysée.

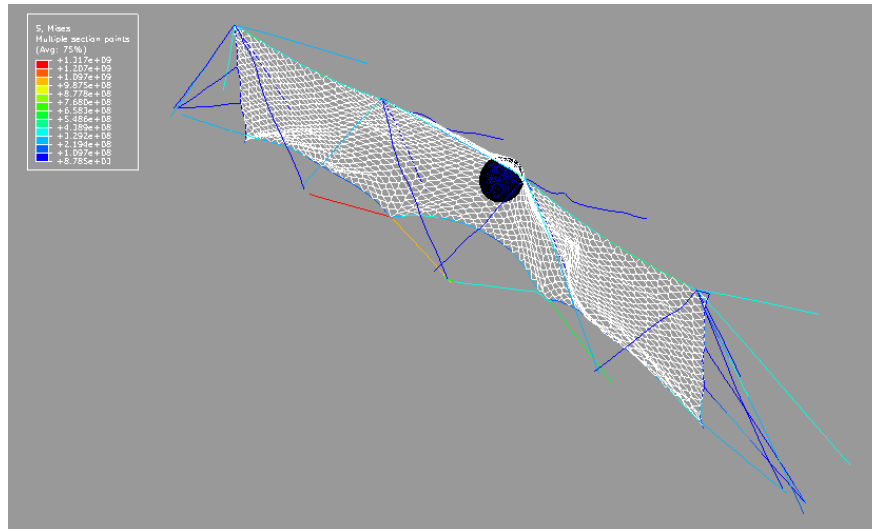


Figure IV. 61 : Modèle éléments finis de la structure

- **Les câbles et les agrafes**

Afin de modéliser l'essai d'impact, les modèles d'interaction (câbles, agrafes) calibrés sur les essais quasi-statiques ont été utilisés.

Pour le maillage, le filet est modélisé par des éléments de type treillis, d'où les agrafes et les câbles sont considérés comme des éléments barres à trois degrés de liberté par nœud.

La Figure IV. 62 montre la loi utilisée pour décrire le comportement élasto-plastique du câble.

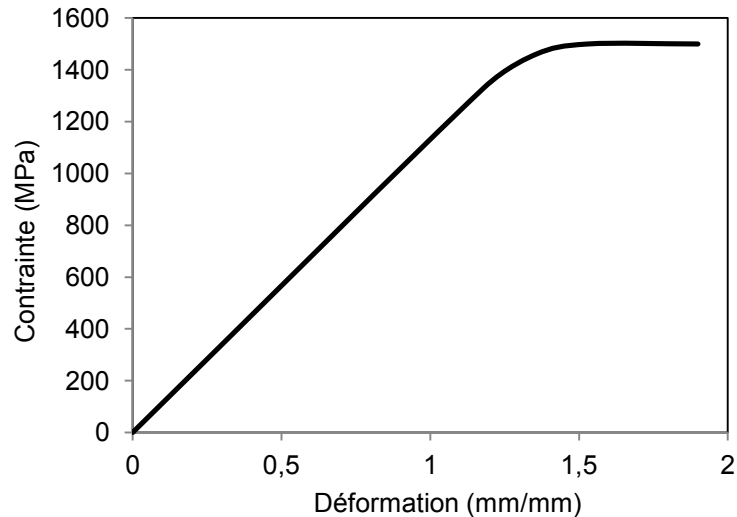


Figure IV. 62 : Loi de comportement utilisée pour le câble

- **Les dissipateurs d'énergie**

Les dissipateurs d'énergie utilisés sont les dissipateurs qui travaillent par flambage du tube. La longueur d'un dissipateur à l'état initial non déformé est de 1,50 m. La loi de comportement expérimentale présente plusieurs pics et chutes d'efforts. Cette loi a été simplifiée par une loi élasto-plastique comme montré à la Figure IV. 63. Le dissipateur est modélisé par des éléments de type poutre. Ils sont placés sur les haubans amont et sur les câbles de rives inférieures.

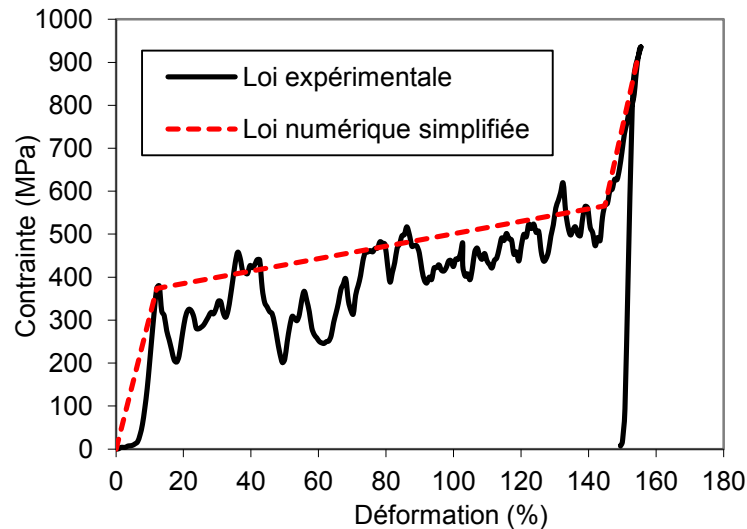


Figure IV. 63 : Lois de comportement expérimental et numérique des dissipateurs d'énergie

- **Les poteaux**

Les poteaux sont des éléments cylindriques qui ont la forme d'un tube avec un rayon de 11 cm, une épaisseur de 8 mm et une longueur de 6,80 m. Ils sont modélisés par des éléments de poutre de module d'Young qui correspond au module de l'acier doux (210000 MPa).

- **Le bloc**

La forme adoptée du bloc est sphérique afin de faire disparaître tout bord aigu, ce qui permet l'évaluation de la réponse globale du filet sans tenir compte des déchirures locales qui sont très difficile à prendre en compte avec la méthode des éléments finis.

Le rayon du bloc sphérique est de 1 mètre, sa masse volumique est de 1740 kg/m^3 . La vitesse d'impact au moment du contact avec le filet de 28,7 m/s (même vitesse que l'essai expérimental à simuler). Le bloc est sphérique alors que pour l'essai il est de forme polyédrique à 26 faces. Le volume du bloc utilisé en modélisation est plus important que le volume du bloc de l'essai, c'est pour cela que sa densité se trouve réduite. Le bloc est considéré comme élastique avec un module de Young égale à 50000 MPa. La Figure IV. 64 montre la géométrie et le maillage adopté pour le bloc.

Les conditions principales de l'essai sont respectées, même vitesse d'impact et même énergie d'impact. Les deux blocs (bloc utilisé pour l'essai et bloc utilisé pour la modélisation) n'ont la même forme mais la surface de la taille de la zone sollicitée du filet est presque identique.

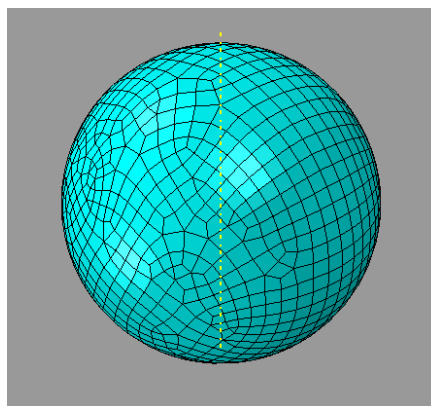


Figure IV. 64 : Forme géométrique et maillage du bloc

- **Les pas de calcul**

Le pas de calcul est une courbe qui définit l'histoire du chargement. Deux pas ont été utilisés pour simuler l'essai d'impact. Le premier pas consiste à faire déplacer le bloc à une vitesse imposée constante jusqu'à son contact avec le filet. Le deuxième pas consiste à désactiver la vitesse imposée du bloc et lui laisser continuer son chemin librement avec l'énergie cinétique qu'il a cumulé durant le premier pas. La structure va subir le choc, décélérer la vitesse du bloc et tenter de le stopper.

- **Les conditions aux limites**

Le bloc est soumis à une vitesse imposée de 28,7 m/s dans le sens orthogonale à la barrière durant le step 1. Dans le step 2, aucune condition n'est imposée au bloc.

Toutes les liaisons entre les haubans et les ancrages sont considérés comme des appuis triples, les 3 déplacements sont bloqués et les 3 rotations sont libres. Les pieds des poteaux ont aussi les mêmes degrés de liberté (Figure IV. 65).

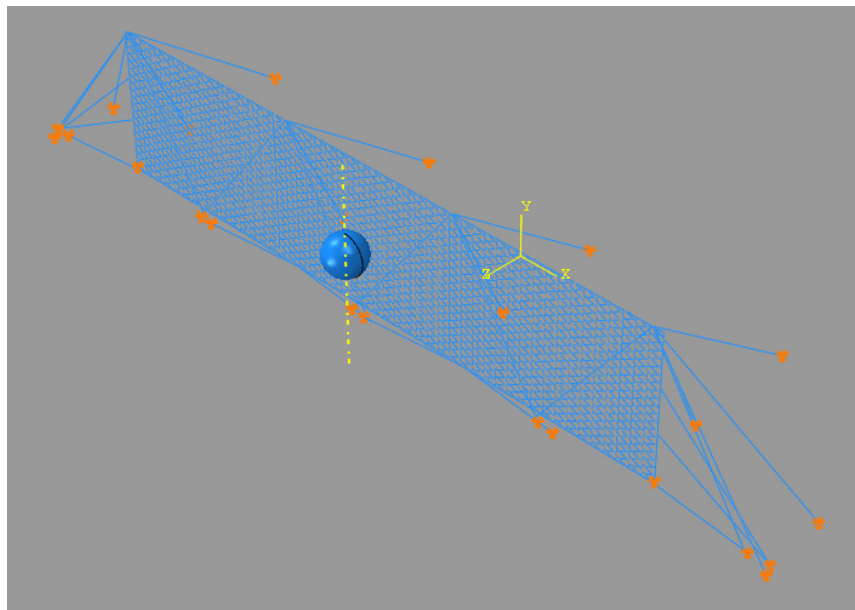


Figure IV. 65 : Conditions aux limites du modèle

IV.6.1.3. Résultats de la simulation et comparaison avec les résultats expérimentaux

La Figure IV. 66 montre la courbe de décélération du bloc obtenue numériquement. Cette courbe peut être caractérisée par 3 phases de comportement. En comparant avec la courbe de sollicitation d'un dissipateur d'énergie sur un des câbles les plus sollicités (Figure IV. 67), les trois phases se définissent comme suivant :

Phase 1 : Cette phase est comprise entre 0 et 0,05 s. La vitesse du bloc reste quasiment identique (28,7 m/s). Le filet est très souple et n'a pas en conséquence la capacité de décélérer la vitesse du bloc. A 0,05 s, le filet se met en place et remplit sa fonction de diffusion des efforts, les dissipateurs d'énergie commencent à être sollicités.

Phase 2 : Cette phase est comprise entre 0,05 et 0,27 s. Les dissipateurs d'énergie sont en état de sollicitation élastique. La vitesse du bloc se décélère avec un facteur de décélération de -73 m/s^2 jusqu'à atteindre 14 m/s. Cette décélération est assurée essentiellement par la capacité de déformation du filet.

Phase 3 : Cette phase est comprise entre 0,27 et 0,35 s. A 0,27 s, les dissipateurs d'énergie entrent en état de sollicitation plastique et contribuent fortement à la décélération de la vitesse du bloc en changeant le facteur de décélération de -73 m/s^2 à -159 m/s^2 .

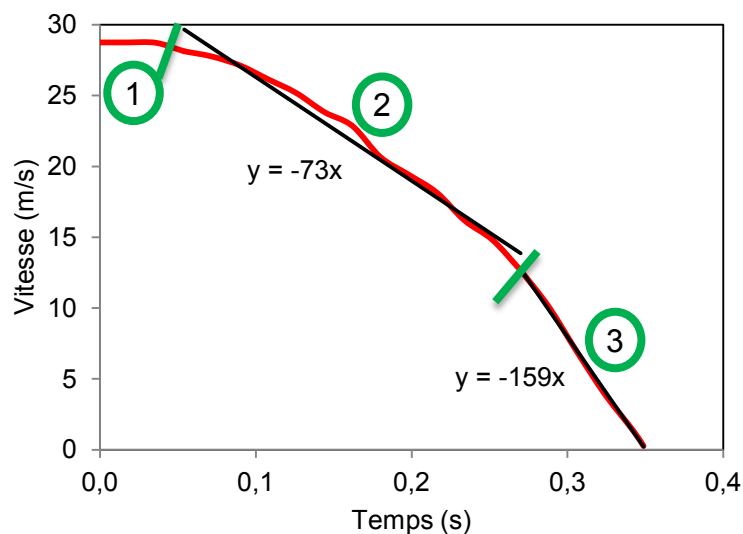


Figure IV. 66 : La vitesse du bloc en fonction du temps

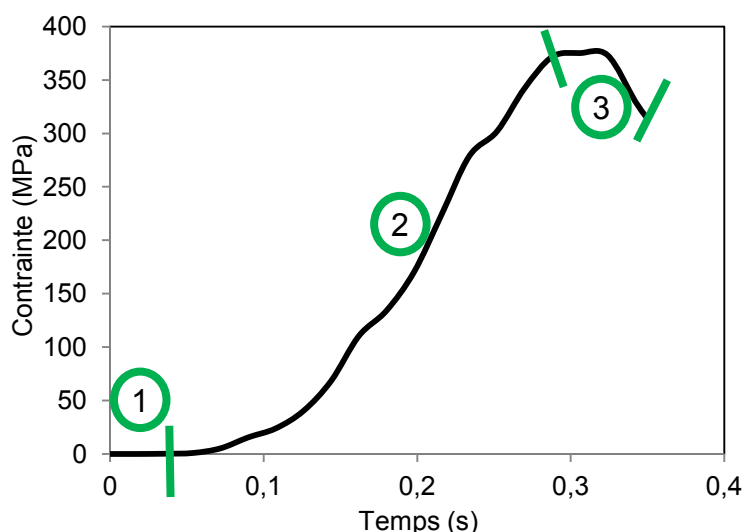


Figure IV. 67 : Variation de la contrainte au niveau d'un dissipateur principal

Une comparaison entre la courbe de décélération du bloc obtenue numériquement et la courbe expérimentale est montrée à la Figure IV. 68. Cette courbe montre que le modèle numérique de la barrière, arrête le bloc pour un temps équivalent à la moitié du temps expérimental environ.

Pour la courbe expérimentale, la Figure IV. 68 a montre un changement de pente entre -83 et -49 qui correspond, comme détaillé au paragraphe IV.5.1.4., à la diminution de la force de freinage des dissipateurs par le déchirement de trois dissipateurs principaux. Donc cette phase est considérée unique. La simulation montre que la courbe d'évolution de la vitesse du bloc fait apparaître 3 phases, alors que la courbe expérimentale ne comporte que deux phases.

La Figure IV. 68 b montre que le déplacement du bloc dans l'essai numérique est aussi de l'ordre de la moitié du déplacement expérimental, cela est dû au non prise en compte des effets de glissements et frottements du filet sur les câbles de pourtour. Le filet se rigidifie très

tôt et son comportement ressemble plutôt à un comportement membranaire. Le filet se participe à l'absorption de l'énergie par son élasticité avant que le niveau des efforts soit suffisant pour activer les dissipateurs d'énergie. Dans le cas des essais expérimentaux, le filet est beaucoup moins rigide, il se déforme beaucoup plus et l'absorption de l'énergie n'est pas efficace que lorsque les freins commencent à se déformer plastiquement.

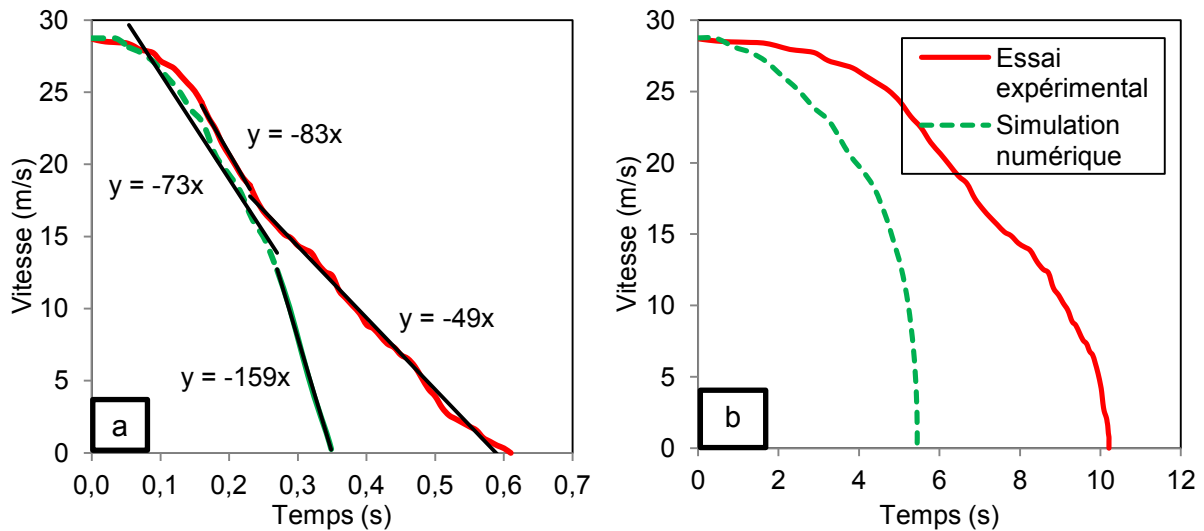


Figure IV. 68 : Courbes de décélération du bloc : (a) en fonction du temps et (b) en fonction du déplacement – Comparaison essais/calculs

Ces deux courbes de décélération du bloc en fonction du temps et du déplacement montrent que le comportement numérique de la barrière se divise en trois phases :

- Une première phase où le filet se met en place et la vitesse du bloc ne diminue pas.
- Une deuxième phase où le filet se met en tension et se déforme et décélère le bloc avec une première pente de décélération.
- Une troisième phase où les dissipateurs d'énergie entre en état de déformation plastique et contribuent fortement à la décélération du bloc. La pente de décélération se trouve plus importante que celle de la deuxième phase.

La cinématique de déformation de cette barrière est différente comparativement aux essais effectués. Ceci doit influencer sur les réactions aux appuis. Dans ce qui suit, aux Figure IV. 69 et Figure IV. 70, on montre une comparaison entre les essais et le modèle numérique pour les efforts mesurés sur les appuis principaux qui sont équipés par des capteurs de force. Cette comparaison est effectuée pour l'essai MEL 3000 kJ détaillé au paragraphe IV.5.1.

Les ancrages équipés par des capteurs de force lors des essais expérimentaux sont : AA3, AA4, AA5 et AL2s. La position des capteurs de force est montrée Figure IV. 7 au paragraphe IV.3.1.

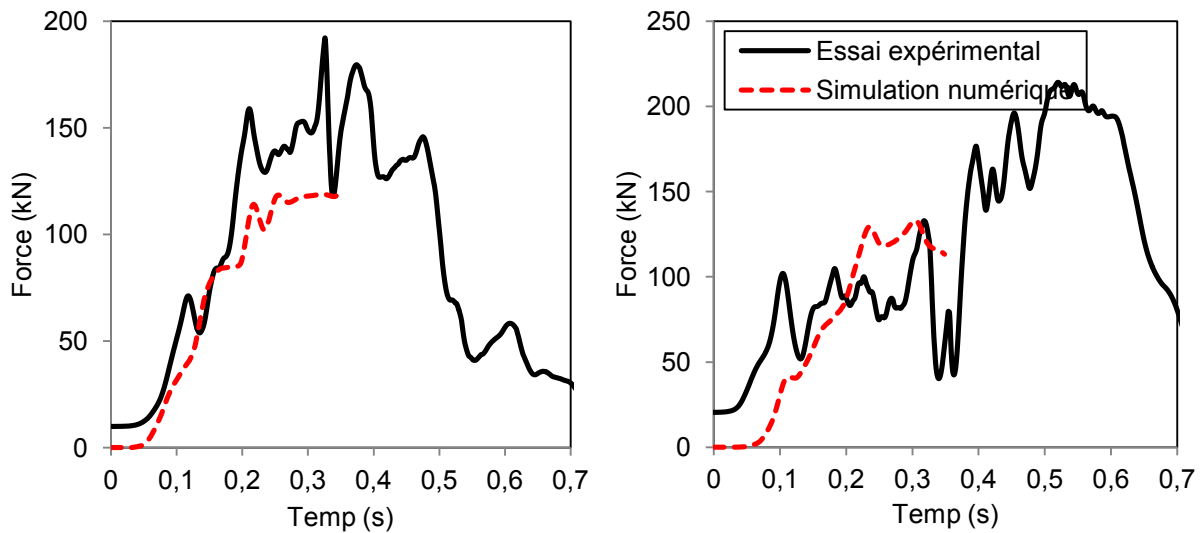


Figure IV. 69 : Force en fonction du temps pour l'ancrage AL2s (à gauche) et AA5 (à droite)

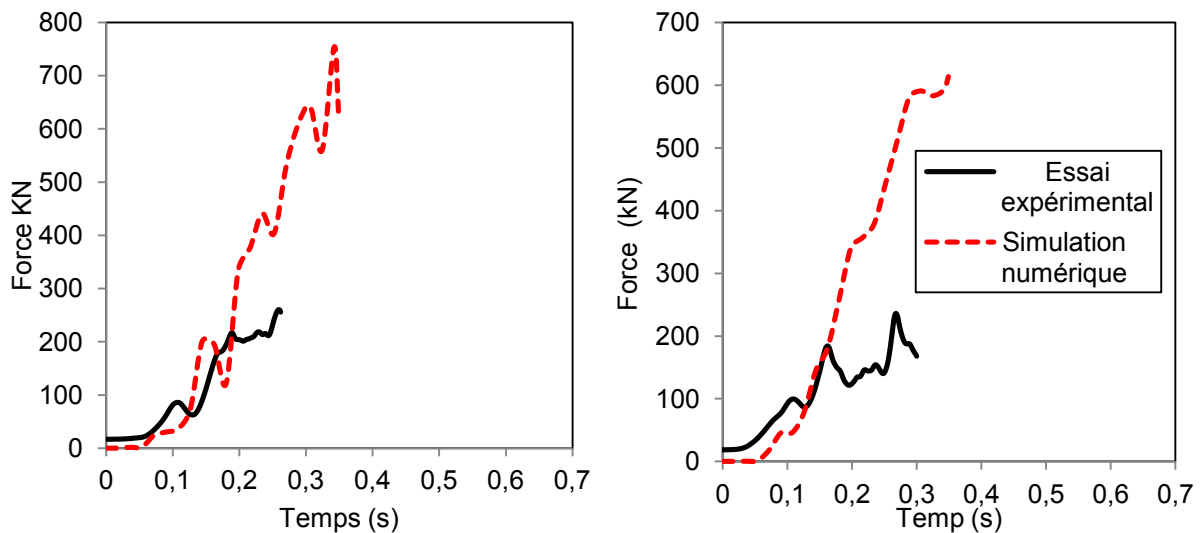


Figure IV. 70 : Force en fonction du temps pour l'ancrage AA3 (à gauche) et AA4 (à droite)

D'après les quatre courbes ci-dessus, on constate que les efforts ont mal diffusés pour les deux ancrages centraux AA3 et AA4, cela est dû comme expliqué auparavant au non modélisation des glissements et frottements du filet sur les câbles de pourtour. Cela change donc le schéma de diffusion des efforts. Pour les ancrages AL2s et AA5, ce sont deux ancrages latéraux qui se situent très loin de la zone d'impact. Dans cette zone les glissement et frottements du filet et des autres organes sont minimales et les efforts ont été bien reproduits en conséquence.

IV.6.2. Approche éléments discrets

IV.6.2.1. Présentation du modèle

Trois modules de filet ont été considérés avec notamment les câbles de support, les poteaux de soutien, les ancrages et les dispositifs de freinage (Figure IV. 71).

Les poteaux sont modélisés comme un corps rigide, la modélisation du filet a été présentée précédemment. D'un point de vue pratique, l'utilisation d'une approche MED pour modéliser cette structure complète est encore difficile en raison du nombre élevé de

particules impliquées. Dans le cas des structures testées à Montagnole, 7500 particules sont nécessaires et cela conduit à des temps de calcul très long (1 semaine avec un ordinateur de processeur Core 2 Quad 2,83 Ghz et mémoire vive de 8 Go) incompatibles avec des études paramétriques. Pour éviter ce problème, le maillage a été augmenté afin de réduire le nombre de particules sachant que les dimensions globales du filet restent identiques. Ainsi, environ 3000 particules ont été utilisés ce qui donne environ 6 heures de temps de calcul pour simuler une seconde d'impact.

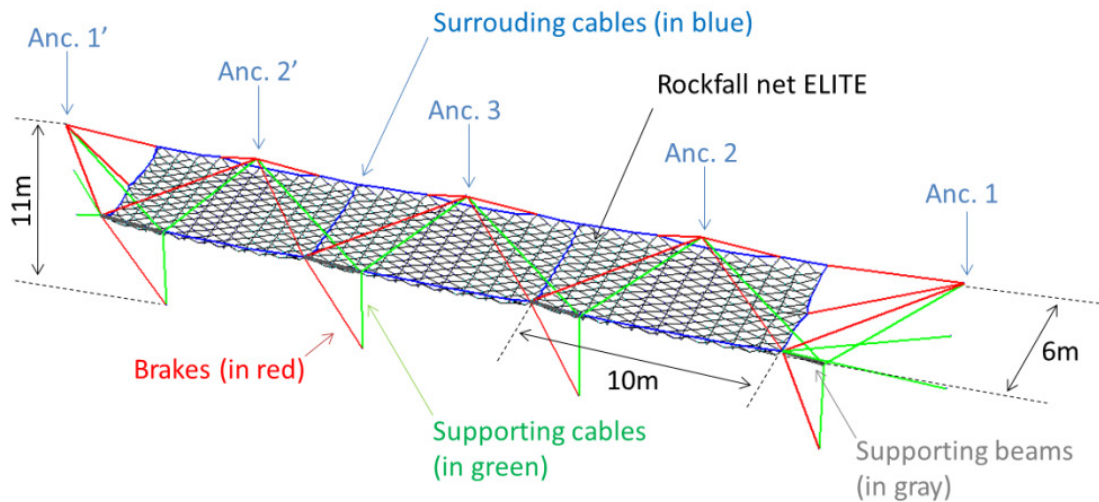


Figure IV. 71 : Modèle éléments discrets de la barrière. Les ancrages amonts sont appelés "Anc i". Par convention, Anc i' est l'ancrage symétrique de Anc i.

Les ancrages sont censés développer un comportement élastique fragile. Puisque sur la structure réelle, la rigidité d'ancrage (k_a) est très élevée par rapport à la rigidité du filet et du câble, k_a est supposé être 100 fois plus élevée. La force maximale pouvant être atteinte dans l'ancrage avant la rupture est de 400 kN.

Les dissipateurs sont situés entre les ancrages et les câbles de support. Trois groupes principaux peuvent être identifiés (Figure IV. 72) :

- les dissipateurs amont BR_i et BR_i' avec $i = \{1,2,3,4\}$
- les dissipateurs connectés à la tête des poteaux BB_i' avec $i = \{1,2,3,4\}$
- les dissipateurs latéraux BL_1 et BL_1'

La Figure IV. 73 illustre la loi de comportement utilisée pour simuler la réponse mécanique des dissipateurs d'énergie. Les paramètres de cette loi sont la force maximale F_{max} , la force minimale F_{min} , la raideur K , la distance d_1 et le nombre de cycles N_c .

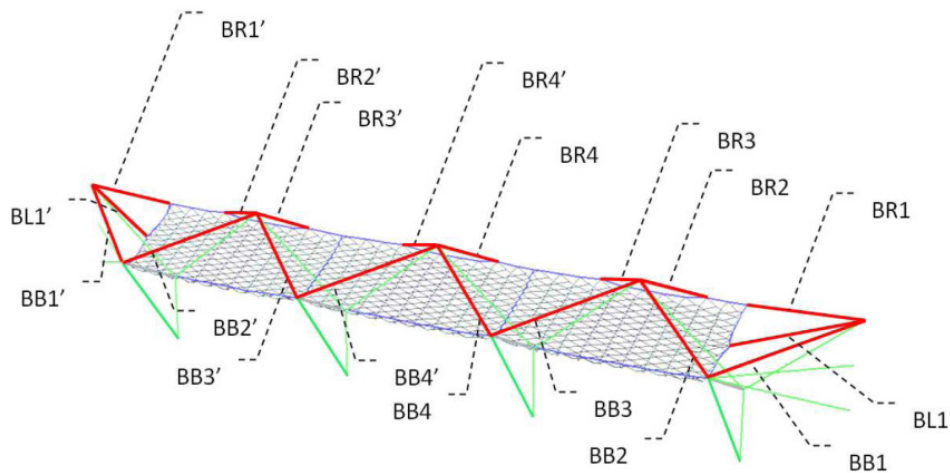


Figure IV. 72 : Position des dissipateurs d'énergie dans le modèle ED. Par convention, BRi' (resp. BBi' or BLi') est l'ancrage symétrique de BRi (resp. BBi or BLi).

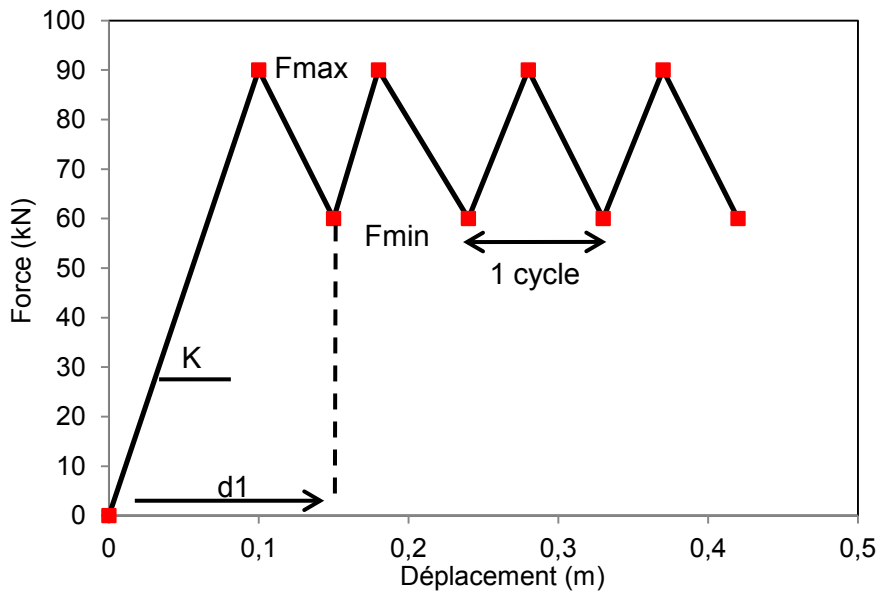


Figure IV. 73 : Loi de comportement des dissipateurs d'énergie utilisée dans le modèle ED

IV.6.2.2. Analyses de l'impact

Avant que la barrière subisse l'impact, l'équilibre statique sous son poids propre doit être atteint. Pour simplifier, le bloc est modélisé comme une sphère avec un rayon (ϕ_b) de 1,58 m et une masse (m_b) de 5163 Kg. La vitesse cinétique de l'impact peut atteindre 600 kJ, cela correspond à une vitesse d'impact de 15 m/s.

Les paramètres du modèle sont calibrés à l'échelle de la maille et à l'échelle du filet. La Figure IV. 74 montre la forme de la structure sous un impact à une vitesse de 12,5 m/s.

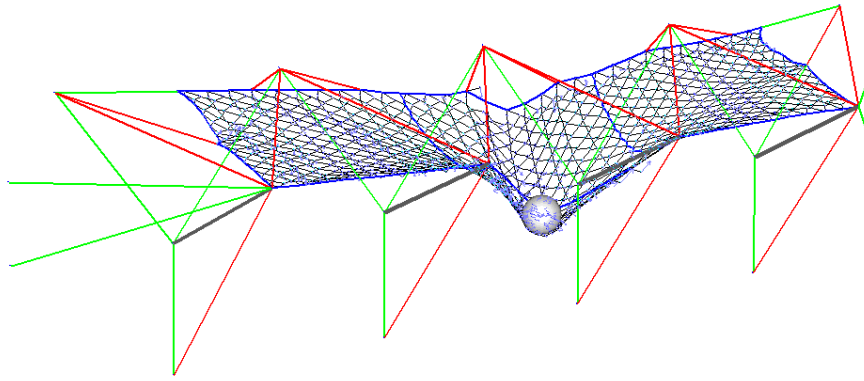


Figure IV. 74 : Forme de la structure sous un impact à une vitesse de 12,5 m/s.

Plusieurs paramètres ont été enregistrés durant l'impact. La position, la vitesse et l'accélération du bloc sont présentés à la Figure IV. 75.

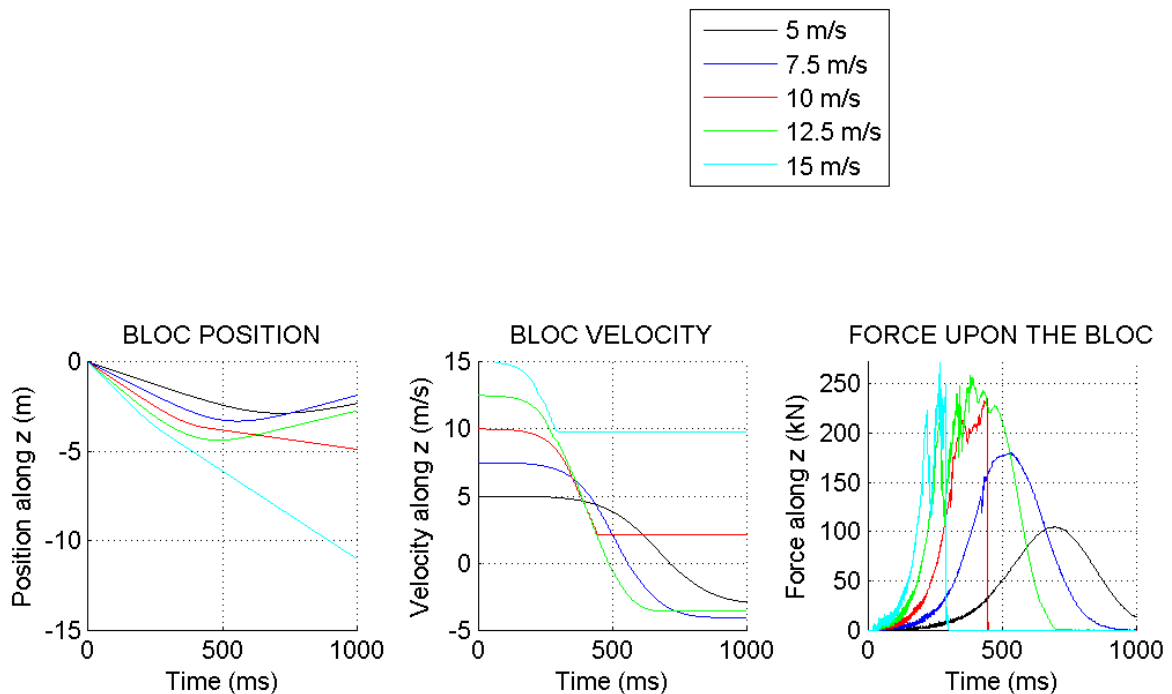


Figure IV. 75 : Evolution temporelle des paramètres du bloc (position, vitesse et accélération) le long de l'axe z pour différentes énergies d'impact

Il est bien remarqué que le mode de rupture dépend de la cinétique de la structure. Contrairement à ce qui est attendu, la structure n'a pas arrêté le bloc pour des vitesses d'impact de 10 m/s et de 15 m/s mais le bloc est arrêté pour la vitesse de 12,5 m/s. Il y a un aspect important qui concerne le mode de rupture.

Pour la vitesse de 10 m/s, la rupture de filet intervient et le bloc passe à travers la structure. Le bloc est quasiment arrêté mais la résistance du filet n'est pas suffisante pour annuler complètement la vitesse du bloc.

Pour la vitesse de 12,5 m/s, la rupture d'un câble de pourtour intervient. Cette rupture engendre une dissipation d'énergie qui a contribué à l'arrêt du bloc sans la rupture du filet. Cette rupture est au niveau de la rive supérieure du filet et loin de la zone d'impact. Ainsi, cette rupture change la diffusion des efforts et des énergies dissipées par les organes de la

structure. Des dommages mineurs au niveau du filet sont observés par rapport au cas précédent (10 m/s). Pour un temps donné, la poche du filet est plus importante quand la vitesse d'impact est plus élevée (Figure IV. 75). En conséquence, la cinématique de la structure change à cause des effets dynamiques et la distribution des contraintes change aussi. Le mode de rupture du système est très dépendant de la dynamique de la structure. Cette dernière contrôle l'évolution du temps de chargement et la distribution des efforts. Ainsi, Les zones où l'énergie est dissipée change en fonction de la cinématique de la structure (Figure IV. 76). Pour la vitesse d'impact de 15 m/s, la rupture du câble de pourtour intervient aussi mais l'énergie restant à dissiper reste élevée et cause la rupture du filet.

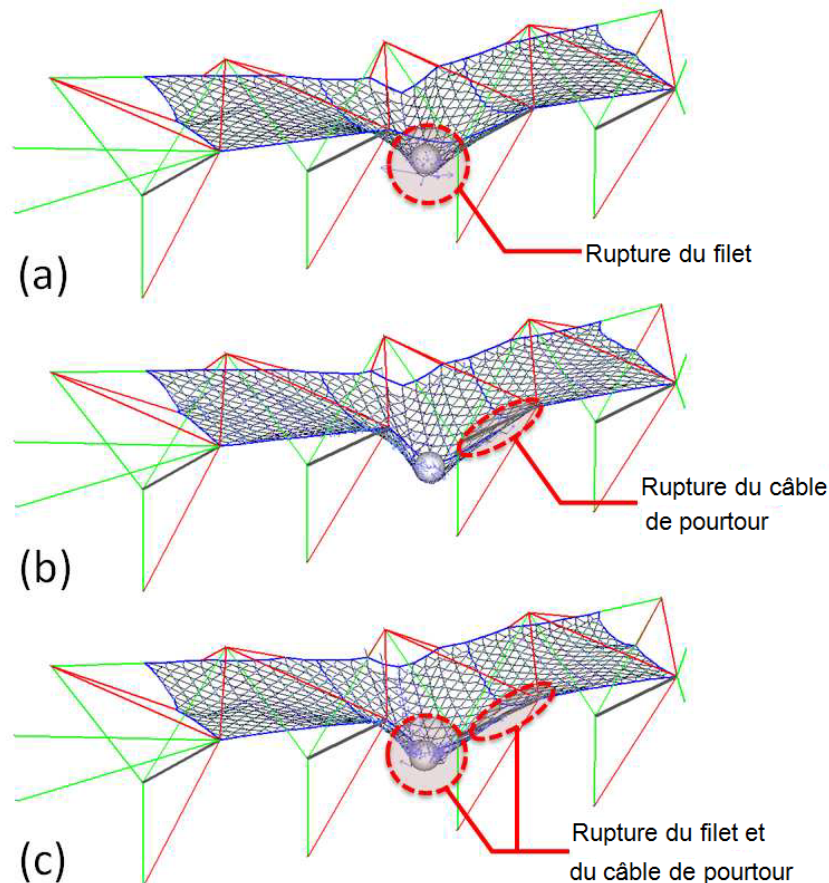


Figure IV. 76 : Modes de rupture développés par la structure pour des énergies d'impact de 10 m/s (a), 12,5 m/s (b) et 15 m/s (c)

L'évolution de la force transmise aux ancrages est présentée Figure IV. 77. Pour des vitesses d'impacts inférieures à 7,5 m/s, la force d'impact du bloc (Figure 45) n'a pas atteint la capacité maximale de la barrière. Ainsi, pour des vitesses d'impacts élevées (> 10 m/s), la force d'impact atteint un plateau (environ 250 kN). Cet effet est aussi remarqué pour les efforts enregistrés sur les ancrages. Pour cette gamme de vitesses d'impacts élevées, les données enregistrées sont plus perturbées. Cela montre l'apparition des effets dynamiques (réarrangements rapides après des processus irréversibles) à l'intérieur de la structure.

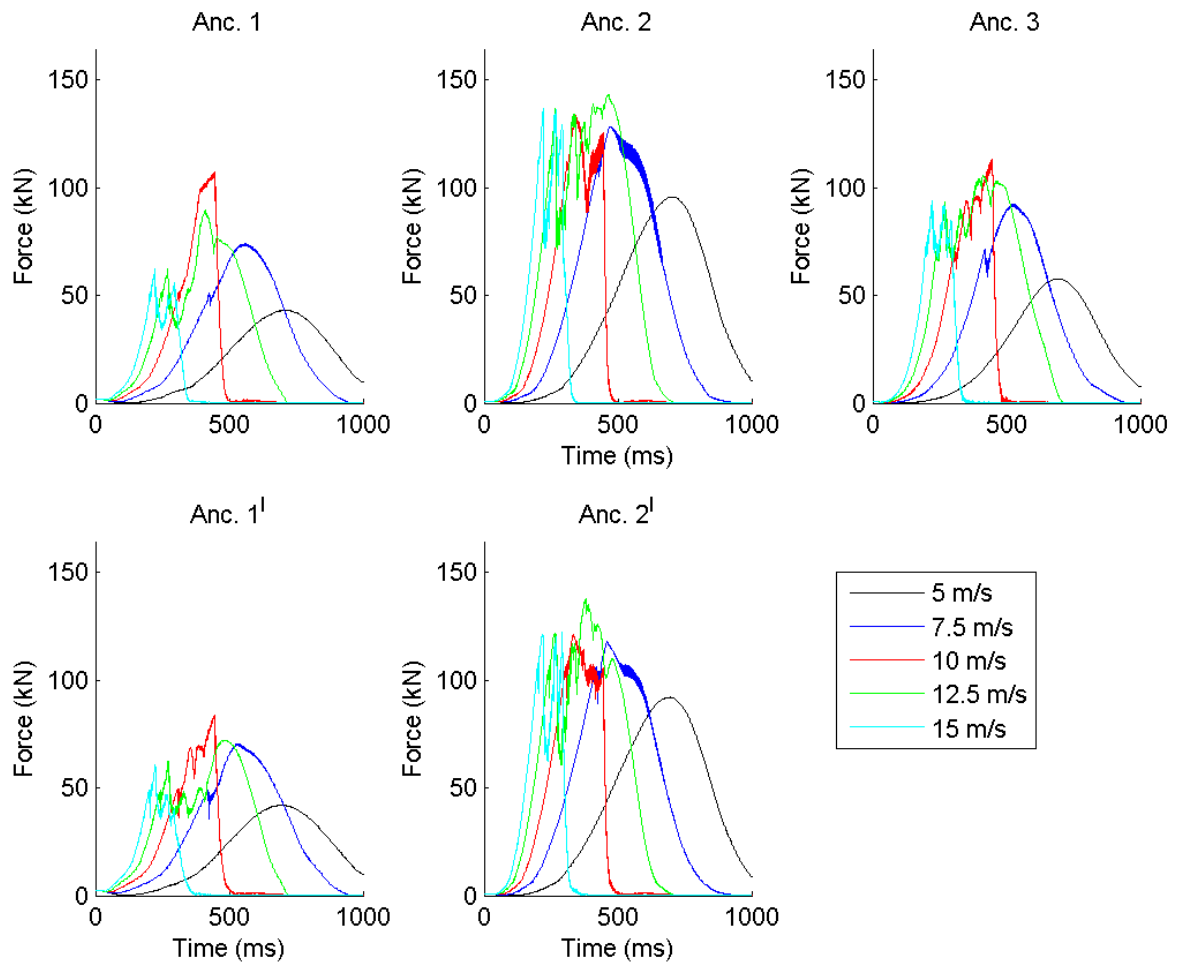


Figure IV. 77 : Force appliquée sur les ancrages pour différentes vitesses d'impact.

En ce qui concerne la réponse mécanique des ancrages, une répartition symétrique est noté tout au long de la barrière quel que soit l'énergie d'impact. Les ancrages les plus sollicités sont Anc 2 et Anc 2' mais pas Anc 3, l'ancrage le plus proche de l'endroit de l'impact. Ce dernier est sollicité suivant le même niveau que Anc 1 et Anc 1'. Le comportement orthotrope du filet explique ce résultat contre intuitif, étant donné que le sens longitudinal du filet est plus rigide que l'autre sens. Ainsi, lorsque le bloc impact le filet, pour le même déplacement, la force appliquée dans le sens longitudinal est plus élevée.

L'énergie totale des dissipateurs d'énergie de la barrière est présentée à la Figure IV. 78 et Figure IV. 79. Ces deux figures représentent la distribution spatiale de l'énergie dans les freins en fonction du temps et de la vitesse d'impact.

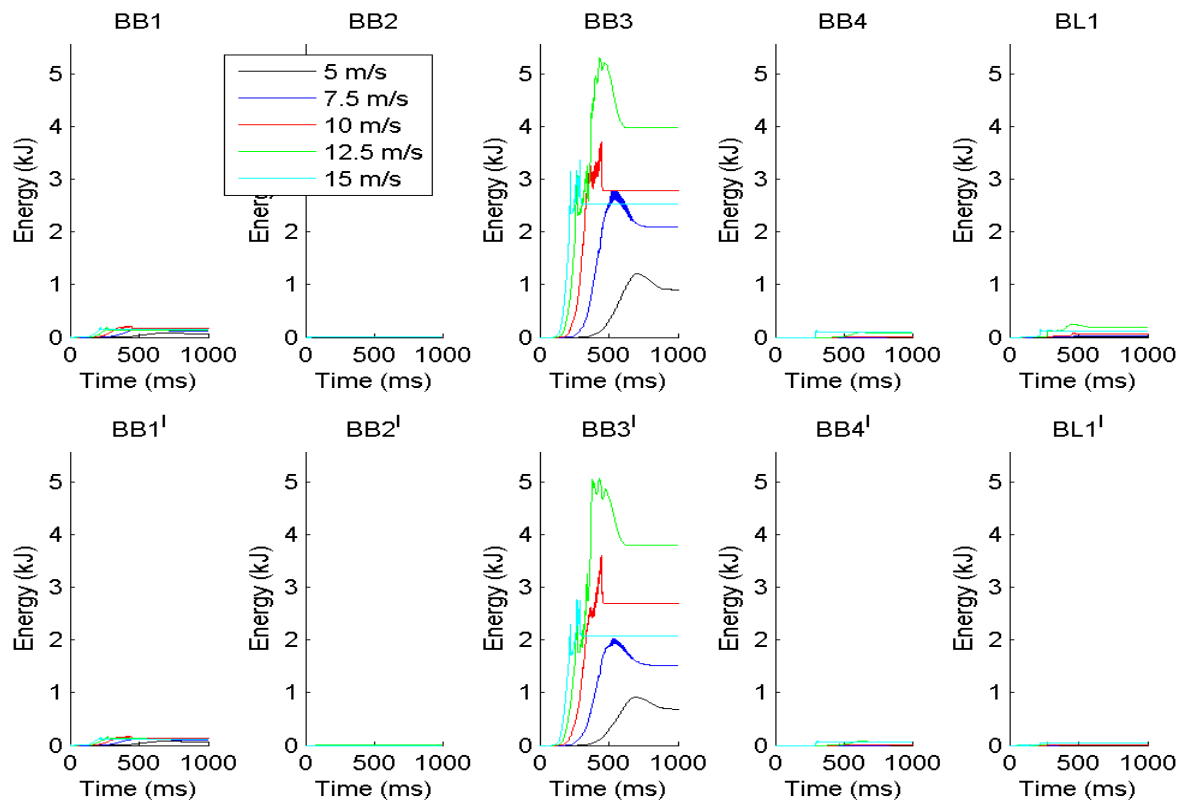


Figure IV. 78 : Evolution temporelle de l'énergie totale des dissipateurs installés sur les têtes des poteaux (BB) pour différentes vitesses d'impact.

En outre, une partie de l'énergie d'impact est dissipée par BR3/BR3', BR4/BR4', BB3/BB3' et BR1/BR1', les câbles contenant ces dissipateurs sont les plus sollicités.

Dans cette configuration d'impact (au centre du module central), les câbles des dissipateurs BR2/BR2', BB2/BB2' et BB4/BB4' sont détendus. Cela est dû principalement au fait que les poteaux ont tendance à basculer vers l'intérieur durant l'impact.

Les dissipateurs BB1/BB1' and BL1/BL1' sont tendus durant l'impact mais ils n'absorbent pas assez d'énergie car ils sont situés loin de l'endroit d'impact.

Seulement les câbles sollicités en traction qui sont proches de la zone d'impact sont efficaces pour arrêter le bloc.

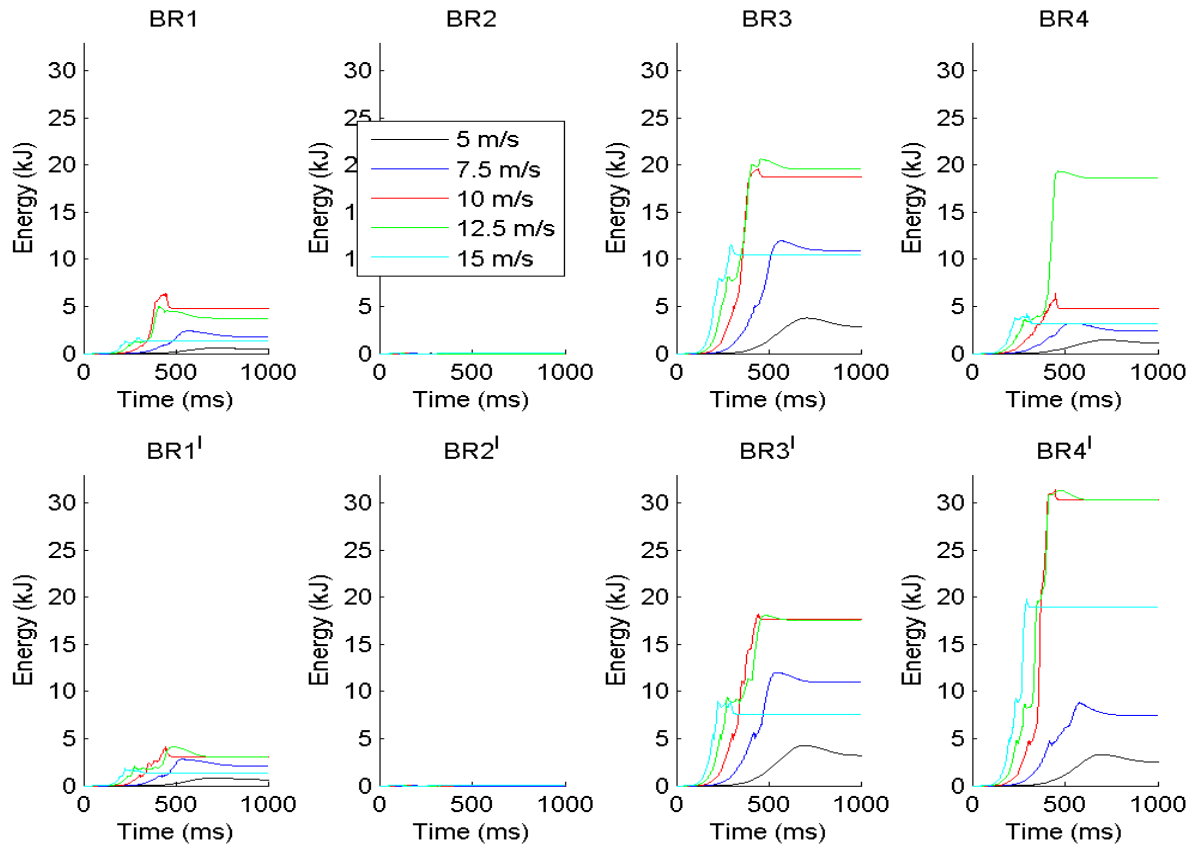


Figure IV. 79 : Evolution temporelle de l'énergie absorbée par les dissipateurs amont pour différentes énergies d'impact.

Enfin, l'efficacité des dispositifs de freinage est liée à la force de déclenchement du flambage du tube ou généralement à la force de freinage du dissipateur. Afin de dissiper l'énergie du bloc, les dispositifs de freinage doivent être le point faible de la structure. En plus, l'inertie des éléments de la structure jouent aussi un rôle important dans la mise en action du dissipateur. Comme montré en Figure IV. 78 et Figure IV. 79, quand la vitesse d'impact est égale à 15 m/s, l'énergie absorbée par les dissipateurs d'énergie est moins importante que celle absorbée lors de l'impact à 12,5 et 10 m/s. Dans le cas des vitesses d'impacts élevées, l'énergie dissipée est concentrée dans le voisinage de la zone d'impact, ce qui conduit souvent à la perforation du filet. La force n'est pas transmise d'une façon efficace aux dissipateurs car la vitesse de chargement est rapide.

IV.6.2.3. Etude paramétrique

Le but de ces simulations est de souligner l'importance des dispositifs de freinage en terme d'énergie dissipée et de mettre en évidence comment le comportement mécanique de ces dispositifs peut influencer la réponse globale de la structure.

IV.6.2.3.1. Utilité des dispositifs de freinage

Deux structures ont été impactées. La première est équipée par des dispositifs de freinage et la deuxième ne contient aucun frein. Dans ce dernier cas, un comportement élastique linéaire est simulé avec une rigidité qui correspond à la rigidité initiale du système de freinage.

La Figure IV. 80 montre l'énergie transmise à la structure pour plusieurs niveaux d'énergie d'impact.

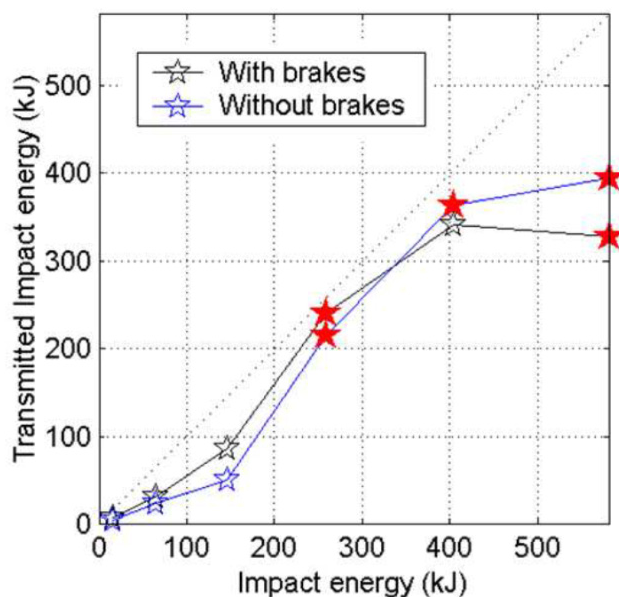


Figure IV. 80 : Energie transmise à la structure en fonction de l'énergie d'impact. L'étoile rouge signifie que la structure n'arrête pas le bloc

Sans dissipateurs d'énergie, le bloc est stoppé seulement pour une énergie d'impact inférieure à 260 kJ. Pour des niveaux d'énergie d'impacts supérieurs, la structure est très endommagée.

Pour une énergie d'impact de 260 kJ, une rupture d'un câble de pourtour à côté de la tête d'un poteau central intervient. Le retour élastique des autres câbles génère le glissement du bloc sur le filet et ainsi le bloc dépasse le filet.

Pour des énergies d'impact de 400 kJ et de 600 kJ, le mode de rupture est quasiment le même. En plus de la rupture du câble de pourtour, le bloc perfore le filet durant la phase finale de décélération. En outre, ces simulations montrent que les dissipateurs augmentent la capacité potentielle de déformation du filet et donc la probabilité de l'arrêt du bloc devient meilleure.

Dans le cas de la structure équipée avec des freins, le bloc n'est pas arrêté pour une énergie de 260 kJ en raison de la rupture du filet. Comparé à une structure sans freins, la principale différence concerne le mode de rupture. Dans ce dernier cas, la rupture d'un câble de pourtour intervient d'abord et juste après le filet est perforé.

IV.6.2.3.2. Technologie des dispositifs de freinage

Ce paragraphe souligne l'importance des dispositifs de freinage en termes de dissipation d'énergie et il montre l'influence des technologies de ces freins. Deux autres types de dissipateurs avec un comportement mécanique différent sont étudiés. Le premier est supposé avoir un comportement élasto-plastique parfait et le deuxième a un comportement élastique linéaire jusqu'à la rupture. L'absorption d'énergie des trois types de dissipateurs est la même (107 kJ). Les caractéristiques de ces trois dissipateurs sont présentées Tableau IV. 5.

Type de dissipateur	Paramètres	Symbol	Valeur	Unité
Flambement/frottement	Rigidité	K	500	kN/m
	Force de flambage	F_{\max}	80	kN
	Déplacement maximal	d_r	1,97	m
Elasto-plastique parfait	Rigidité	K_{fr}	500	kN/m
	Force de plastification	F_{fr}	60	kN
	Déplacement maximal	d_{fr}	1,80	m
Elastique rupture	Rigidité de chargement	KL	90	kN/m
	Rigidité de déchargement	KU	2000	kN/m
	Force de rupture	F_r	138	kN

Tableau IV. 5 : Paramètres des comportements mécaniques des trois types de dissipateurs étudiés. Pour chaque type, l'énergie absorbée est de 107 kJ.

En Figure IV. 81, on peut observer que l'énergie transmise à la structure est presque la même jusqu'à 400 kJ pour les trois cas. Cependant, pour une énergie d'impact de 600 kJ, la structure équipée avec des dissipateurs de type élasto-plastique parfait peut absorber une quantité d'énergie d'impact supérieur.

En réalité, le comportement élasto-plastique parfait des dissipateurs permet, quand la force de sollicitation maximale est atteinte, de dissiper l'énergie d'une façon constante. Dès que le dissipateur élasto-plastique parfait est activé, la dissipation d'énergie est constante au niveau du frein, ce qui n'est pas le cas pour le frein en frottement/flambage. Le comportement structurel global est donc lissé. Ainsi, une plus grande quantité d'énergie peut être absorbée par le frein élasto-plastique parfait, qui permet de localiser la dissipation et donc d'éviter la diffusion des pics d'efforts ou variation d'effort aux éléments adjacents (dans le filet ou dans les câbles de pourtour).

Dans les cas des dissipateurs de comportement élastique linéaire jusqu'à la rupture, l'énergie dissipée est dégradée de moitié par rapport aux deux autres types de dissipateur.

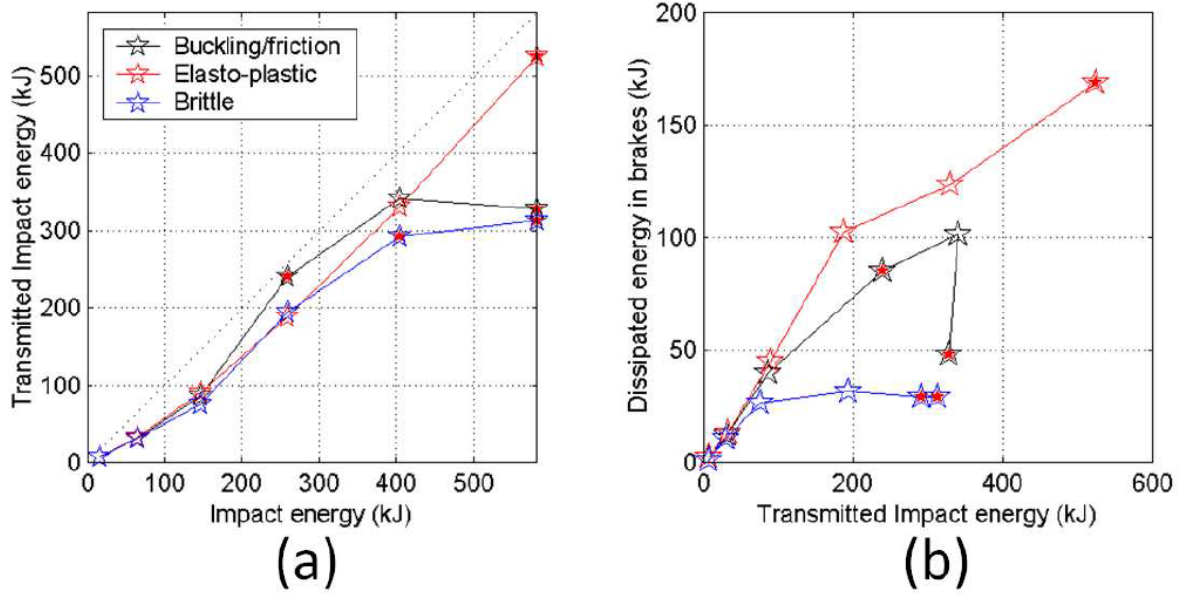


Figure IV. 81 : Influence des trois types de dissipateurs. (a) Energie transmise à la structure en fonction de l'énergie d'impact. (b) Energie dissipée dans les dissipateurs en fonction de l'énergie transmise à la structure

Un comportement élasto-plastique parfait correspond à un cas idéalisé et il est très difficile de le reproduire d'un point de vue pratique. Pour améliorer le système de freinage, les plis de flambages doivent être le plus petit possible afin de réduire la fluctuation de la force, ce qui provoque des redistributions dynamiques. Cela est possible, comme montré dans le paragraphe III.4.2.2., par un renforcement extérieur des tubes par tissus à fibre de carbone. Cela constitue une des perspectives pour l'optimisation du comportement mécanique du nouveau dissipateur développé dans le cadre de cette thèse.

Conclusions et perspectives

Une étude multi-échelle sur les écrans de filets pare-pierres a été effectuée. Des essais de caractérisation à l'échelle de l'agrafe, du câble, de la maille et du filet ont été réalisés dans des conditions représentatives des conditions réelles de fonctionnement. Après, une caractérisation quasi-statique et puis dynamique, à vitesse d'impact proche du cas réel, sur plusieurs concepts de dissipateurs d'énergie travaillant en frottement, déchirure ou flambement, nous avons innové en proposant un nouveau dissipateur, qui combine frottement et flambement. Une fois ses performances et sa robustesse acquises, ce dissipateur a été breveté au niveau européen. Enfin, la structure entière équipée du nouveau dissipateur d'énergie, a été testée en dynamique, in situ, à l'échelle 1, suivant les recommandations européennes de l'ETAG 27. Ces essais ont permis de valider les barrières étudiées pour des énergies de 3000 kJ et 5000 kJ, en accord avec le cahier des charges de l'ETAG 27. La réussite des essais dynamiques à l'échelle 1 a permis de valider la méthodologie adoptée pour ce travail de thèse. On soulignera que la réussite n'a été que le couronnement d'un long travail expérimental qui a nécessité des coûts de développement lourds.

Les modèles numériques développés par la méthode des éléments finis et par la méthode des éléments discrets ont montré une bonne concordance avec les résultats expérimentaux, à l'échelle de l'essai de traction sur la maille avec agrafes rigides ou fusibles, et sur l'essai de poussé de la nappe de filet de nouveau avec agrafes rigides ou fusibles. Nous arrivons en particulier à reproduire globalement les mêmes niveaux de forces de rupture des agrafes ainsi qu'à estimer l'énergie absorbée lors de ces essais. A l'échelle de l'essai sur la structure entière en grandeur réelle, beaucoup de phénomènes physiques comme la non-linéarité géométrique et matériau, les frottements et les glissements, les contacts...et surtout les redistributions qui s'ensuivent, pilotent la cinématique de déformation de la structure. Ce qui revient à dire que le non prise en compte de ces phénomènes ne permet pas de reproduire correctement la cinématique réelle de déformation et in fine les efforts aux ancrages ou sur les freins. Sur la base de nos simulations, nous constatons que les modèles numériques développés à l'échelle de la structure entière ne peuvent reproduire les résultats expérimentaux sans prise en compte de tous ces phénomènes physiques en interaction. Cela nécessite des modèles plus élaborés que ceux ici développés, et donc forcément plus coûteux en termes de temps de calcul. Ces modèles devront faire l'objet de travaux ultérieurs, sachant que nous avons fournis par ce travail une bonne base expérimentale qui devra servir à guider les choix de modélisation et à les valider.

Malgré notre connaissance des limites de l'outil numérique, deux modèles « épurés » ont été mis en place pour l'étude de la barrière complète. Le premier s'appuie sur la méthode des éléments finis et le deuxième sur la méthode des éléments discrets. Bien que les deux modèles donnent des résultats pertinents à l'échelle des éléments constitutifs de la barrière, tels que « mailles », « fusibles », « nappes », ils ne permettent pas aujourd'hui un caractère prédictif à l'échelle de la structure complète.

Vu le temps consacré dans cette thèse pour la partie expérimentale, le développement d'un modèle numérique prenant en compte tous les phénomènes physiques complexes cités ci-dessus n'a donc pas été possible. Nous avons cependant exploré les pertinences et limites de deux approches numériques, la MEF et la MED. Sachant que l'on connaît les limites quant au caractère prédictif au sens quantitatif, de nos modèles numériques, des études paramétriques qualitatives ont été réalisées. Ces études ont été réalisées dans le but d'évaluer les dispositifs de freinage, l'effet de leur seuil de force de freinage et l'énergie

dissipée. Trois types de freins ont été étudiés, un frein au comportement élasto-plastique parfait, un frein au comportement de type flambage et un frein au comportement élastique fragile linéaire. Les résultats ont montrés que le frein élasto-plastique parfait était le plus efficace pour la dissipation d'énergie. L'un des objectifs de cette thèse était d'ailleurs de maîtriser le seuil de déclenchement du frein, afin d'écrêter les pics d'effort et de se rapprocher d'un comportement élasto-plastique parfait. Le nouveau dissipateur d'énergie développé est destiné aux écrans de filets de hautes énergies (énergie > 2000 kJ). Un autre type de dissipateur d'énergie destiné aux écrans de filets de basse énergies devra être développé et validé par des essais quasi-statiques et dynamiques. Des études complémentaires sur les dissipateurs travaillant par déchirure ductile du métal ou par la propagation de fissures sont aussi à prévoir afin d'explorer plus finement les possibilités de ce type de frein.

Annexe I : Références bibliographiques

- A 931-08 Norme américaine ASTM : Standard Test Method for Tension Testing of Wire Ropes and Strand. 2008.
- NF EN ISO 376 Norme internationale : Matériaux métalliques. Étalonnage des instruments de mesure de force utilisés pour la vérification des machines d'essais uni-axiaux. 2005.
- [ABR 97] Abramowicz W., Jones N., "Transition from initial global bending to progressive buckling of tubes loaded statically and dynamically". International Journal of Impact Engineering, vol. 19, pp. 415-437, 1997.
- [ABR 89] Abramowicz W., Wierzbicki T., "Axial crushing of multicorner sheet metal columns". Journal of Applied Mechanics, Vol. 56, pp. 113-120, 1989.
- [ABR 84a] Abramowicz W., Jones N., "Dynamic axial crushing of circular tubes". International Journal of Impact Engineering, Vol. 2, pp. 263-281, 1984.
- [ABR 83] Abramowicz W., "The effective crushing distance in axially compressed thin walled metal columns". International Journal of Impact Engineering, Vol. 1, No. 3, pp. 309-317, 1983.
- [ABR 81] Abramowicz W., "Simplified crushing analysis of thin-walled columns and beams". Engineering Transaction, Vol. 29, No. 1, pp. 5-26, 1981.
- [ABR 79] Abramowicz W., Wierzbicki T., "A kinematic approach to crushing of shell structures". SAE paper, N° 790992, 1979.
- [ALG 03] Al Galib D., "Comportement statique et dynamique de structure fusibles susceptibles d'absorber les énergies d'impact en cas de crash", Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 258 p, 2003.
- [AMI 06] Amitrano D., Gaffet S., Malet J.P., Maquaire O., "An experience of seismic monitoring for understanding muddy landslides : the case of Super-Sauze (South French Alps)", Geophysical Research Abstracts, Vol. 8, 2006.
- [ANC 94] Anceau J. H., "Contribution au développement d'une méthode simplifiée de détermination de courbes caractéristiques du comportement bidimensionnel". Thèse de doctorat de génie mécanique : Université de Valenciennes, 159 p, 1994.
- [ANC 92] Anceau J. H., Drazetic P., Ravalard Y., "Comportement des rotules plastiques dans les systèmes multi-corps". Mécanique Matériaux Electricité, Revue du GAMI, N° 444, pp. 217-245, 1986.
- [AND 02] Anderheggen E., Volkwein A., Grassl H., "Numerical Simulation of Highly Flexible Rockfall Protection Systems". Fifth World Congress on Computational Mechanics, Vienna (Austria), 9p, 7 to 12 July 2002.
- [AND 06] Andreu A., Gil L., Roca P., "A new deformable catenary element for the analysis of cable net structures". Computer and Structures, vol. 84, pp. 1882-1890, 2006.
- [ANS 05] Ansell A., "The dynamic element method for analysis of frame and cable type structures". Engineering Structures, vol. 27, pp. 1906-1915, 2005.

- [AZZ 95] Azzoni A., Barbera G., Zaninetti A., "Analysis and prediction of rockfalls using a mathematical model". International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, vol. 32, pp. 709-724, 1995.
- [BAL 96] Ballester M.F., Fonseca J.L.F., Torres Villas J.A., "Protection contra desprendimientos de rocas, Pantallas dinamica". Ministerio de Fomento, Secretaria de Estado de Infraestructuras y Transportes, Direction General de Carreteras, 1996.
- [BAR 97] Bargui H., "Modélisation des comportements mécaniques et hydrauliques de massifs rocheux simulés par des assemblages de blocs rigides. Introduction d'un couplage hydro-mécanique". Thèse de doctorat, Ecole nationale des Ponts et Chaussées, Paris, 188 p, 1997.
- [BAT 90] Batoz J.L., Dhatt G.S., "Modélisation des structures par éléments finis". Volume 2 : Poutres et plaques. Paris Hermès, 1990.
- [BAU 02] Baumman R., "The Worldwide First Official Approval of Rock-Fall Protection Nets". Proceedings 53rd Annual Highway Geology Symposium, California State Department of Transportation, San Luis Obispo, pp. 40-51, 2002.
- [BER 09] Bertolo P., Oggeri C., Peila D., "Full-scale testing of draped nets for rock fall protection". Canadian Geotechnical Journal, vol. 46, pp. 306-317, 2009.
- [BER 11] Bertrand D., Trad A., Limam A., Silvani C., "Full scale modeling of a rockfall fence by discrete analysis". Rock Mechanics and Rock Engineering, under review, 2011.
- [BER 10] Bertrand D., Trad A., Chauvel R., Limam A., "Discrete element simulation of an innovative metallic net dedicated to rockfall protection: a multi-scale approach". Third Euro Mediterranean Symposium on Advances in Geomaterials and Structures, Djerba (Tunisia), 8 p, 10 to 12 May 2010.
- [BER 08] Bertrand D., Nicot F., Gotteland P., Lambert S., "Discrete element method (DEM) numerical modeling of double-twisted hexagonal mesh". Canadian Geotechnical Journal, vol. 45, pp. 1104-1117, 2008.
- [BER 06] Bertrand D., "Modélisation du comportement mécanique d'une structure cellulaire soumise à une sollicitation dynamique localisée – Application aux structures de protection contre les éboulements rocheux". Thèse de doctorat, Université Joseph Fourier, 212 p, 2006.
- [BIC 97] Bicanic N., Munjiza A., Owen D.R.J., Petrinic N., "From continua to discontinua, a combined finite element discrete element modelling in civil-engineering". 9th European Autumn School, Alert Geomaterials, 1997.
- [BOU 10a] Bourrier F., Berger F., "Analyse trajectographique des chutes de blocs : des méthodologies actuelles à la modélisation stochastique". Traité MIM - Risques Naturels, Chapitre 7, Hermès - Lavoisier, 432 p, 2010.
- [BOU 10b] Bourrier F., Bigot C., Bertrand D., Lambert S., Berger F., "A numerical model for the design of low energy rockfall protection nets", Third Euro Mediterranean Symposium on Advances in Geomaterials and Structures, Djerba (Tunisia), 8 p, 10 to 12 May 2010.

- [BOU 08] Bourrier F., "Modélisation de l'impact d'un bloc rocheux sur un terrain naturel, application à la trajectographie des chutes de blocs". Thèse de doctorat, Institut Polytechnique de Grenoble, 251 p, 2008.
- [BOZ 86] Bozzolo D., Pamini R., "Simulation of rock falls down a valley side". Acta Mechanica, vol. 63, pp. 113-130, 1986.
- [CAS-1 08] Casale M., Oggeri C., Peila D., "Improvements of safety conditions of unstable rock slopes through the use of explosives". Natural Hazards and Earth System Sciences, vol. 8, pp. 473-481, 2008.
- [CAS 09] Castro-Fresno D., Del Coz Diaz J.J., García Nieto P.J., Norambuena Contreras J., "Comparative analysis of mechanical tensile tests and the explicit simulation of a brake energy dissipater by FEM". International Journal of Nonlinear Sciences & Numerical Simulation, vol. 10-8, pp. 1059-1085, 2009.
- [CAS 08] Castro-Fresno D., Del Coz Diaz J.J., López L.A., García Nieto P.J., "Evaluation of the resistant capacity of cable nets using the finite element method and experimental validation". Engineering Geology, vol. 100, pp. 1-10, 2008.
- [CAZ 02] Cazzani A., Mongiovi L., Frenet T., "Dynamic finite element analysis of interceptive devices for falling rocks", Rock Mechanics and Rock Engineering, vol. 39, pp. 303-321, 2002.
- [CHA 02] Chau K.T., Wong R.H.C., Wu J.J., "Coefficient of restitution and rotational motions of rockfall impacts". International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, vol. 39, pp. 69-77, 2002.
- [COU 73] Coulomb C., "Mémoires de Mathématiques et de Physique", L'Imprimerie Royale, Paris, 1773.
- [CUN 79] Cundall P., Strack O., "A discrete numerical model for granular assemblies", Geotechnique, vol. 29, pp. 47-65, 1979.
- [DEL 05] Delhomme F., "Etude du comportement sous impact d'une structure pare-blocs en béton armé", Thèse de doctorat, Université de Savoie, Chambéry, 234 p, 2005.
- [DES 97] Descoedres F., "Aspects géomécaniques des instabilités de falaises rocheuses et des chutes de blocs", Publications de la société suisse de Mécanique des Sols et des Roches, Montreux (Suisse), pp. 3-11, 1997.
- [DOR 03] Dorren L.K.A., "A review of rockfall mechanics and modeling approaches". Progress in Physical Geography, vol. 27, pp. 69-87, 2003.
- [EDO 02] Edoardo Anderheggen E., Volkwein A., Grassl H., "Numerical Simulation of Highly Flexible Rockfall Protection Systems". Fifth World Congress on Computational Mechanics, Vienna (Austria), 9 p, 7 to 12 July 2002.
- [ELA 03] Elata D., Eshkenazy R., Weiss M.P., "The mechanical behavior of a wire rope with an independent wire rope core". International Journal of Solids and Structures, vol. 41, pp. 1157-1172, 2003.
- [EOT 08] Guideline for European Technical Approval of Falling Rock Protection Kits, 53 p, 2008.

- [EVA 93] Evans S., Hungr O., "The assessment of rockfall hazard at the base of talus slopes". Canadian Geotechnical Journal, vol. 30, pp. 620-636, 1993.
- [FRA 06] Frayssines M., Hantz D., "Failure mechanisms and triggering factors in calcareous cliffs of the Subalpine Ranges (French Alpes)". Engineering Geology, vol. 86, pp. 256-270, 2006.
- [FRI 79] Fried I., "Numerical solution of differential equations". Academic Press, New York, 1979.
- [GAL 03] Al Galib D., "Comportement statique et dynamique de structure fusibles susceptibles d'absorber les énergies d'impact en cas de crash". Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 258 p, 2003.
- [GAS 10] Gasc-Barbier M., Marache A., "Comportement mécanique des joints rocheux". Traité MIM - Risques Naturels, Chapitre 3, Hermès - Lavoisier, 432 p, 2010.
- [GER 99] Gerber W., "Highly flexible wire net rockfall barriers". Joint Japan-Swiss Scientific Seminar on Impact Load by Rock Falls and Design of Protection Structures, Kanazawa (Japan), 6 p, 4 to 7 October 1999.
- [GHO 07] Ghoreishi S.R., Davies P., Cartraud P., Messenger T., "Analytical modeling of synthetic fiber ropes. Part II: A linear elastic model for 1 + 6 fibrous structures". International Journal of Solids and Structures, vol. 44, pp. 2943-2960, 2007.
- [GIL 06] Gil A.J., Bonet J, "Finite element analysis of prestressed structural membranes". Finite Elements in Analysis and Design, vol. 42, pp. 683-697, 2006.
- [GRA 03] Grassl H., Volkwein A., Bartelt P., "Experimental and Numerical Modelling of Highly Flexible Rockfall Protection Barriers". Proc. 5th World Congress on Computational Mechanics, Austria, Vienna. 6 p, 2003.
- [GRA 02] Grassl H., Volkwein A., Anderheggen E., Ammann W., "Steel-net rockfall protection experimental and numerical simulation". Seventh International Conference on Structures Under Shock and Impact, Montreal (Canada), 11 p, May 2002.
- [GUZ 02] Guzzetti F., Grosta G., Detti R., Aggiardi F., "Stone : a computer program for the treedimensional simulation of rock-falls". Computer and Geosciences, vol. 28, pp. 1079-1093, 2002.
- [HEA 95] Hearn G., Barret R.K., Henrie Henson H., "Development of Effective Rockfall Barriers". Journal of transportation engineering, vol. 121, pp. 507-516, 1995.
- [HEI 04] Heidenreich B., "Small and half scale experimental studies of rockfall impacts on sandy slopes". Thèse de doctorat, EPFL, Lausanne, 2004.
- [IYE 88] Iyengar N. G. R.; "Structural Stability of Columns and Plates". Chichester : Horwood, 316p, 1988.
- [JOH 89] Johnson K.L., "Contact Mechanics", Cambridge Univ. Press, 1989.
- [JOH 77] Johnson W.; Soden PD., Al Hassani S. T. S., "In extensional collapse of thin walled tubes under axial compression". Journal of Strain Analysis; Vol. 12, pp. 317-330, 1977.

- [JON 10] Jongmans D., Deparis J., Garambois S., "Les méthodes d'imagerie géophysique appliquées aux instabilités affectant les falaises rocheuses". *Traité MIM - Risques Naturels*, Chapitre 2, Hermès - Lavoisier, 432 p, 2010.
- [KEC 90] Kecman D., Peric D., Sdeghi M., Mahmood H., "Prediction of deep bending Collapse characteristics of car body beams by regression analysis". 23th Int. Congress FISITA, Turin-Italy, 10 p, 1990.
- [KEC 83a] Kecman D., "Bending collapse of rectangular and square section tubes", *International Journal of Mechanical Science*, Vol. 25, No. 9-10, pp. 623-636, 1983.
- [KEC 79] Kecman D., "Bending collapse of rectangular section tubes in relation to bus roll over problem", Ph. D. Thesis : Cranfield Institute of Technology - England, 271 p, 1979.
- [KEY 99] Keylock C., Domaas U., "Evaluation of topographic models of rockfall travel distance for use in hazard applications". *Arctic, Antarctic and Alpine Research*, vol. 31, pp. 312-320, 1999.
- [KIM 99] Kim D. K., Lee S., "Impact energy absorption of 6061 aluminium extruded tubes with different cross-sectional shapes". *Material and Design*, Vol.20, pp. 41-49, 1999.
- [KIM 98] Kim D. K., Lee S., Rhee M., "Dynamic crushing and impact energy absorption extruded aluminium square tubes". *Material and Design*, Vol.19, pp. 179-185, 1998.
- [KOB 90] Kobayashi Y., Harp E., Kagawa T., "Simulation of rockfalls triggered by earthquakes". *Rock Mechanics and Rock Engineering*, vol. 23, pp. 1-20, 1990.
- [LAM 09] Lambert S., Gotteland P., Nicot F., "Experimental study of the impact response of geocells as components of rockfall protection embankments". *Nat. Hazards Earth Syst. Sci.*, vol. 9, pp. 459-467, 2009.
- [LAN 04] Langrand B., Combescure A., "Non-linear and failure behaviour of spotwelds: a "global" finite element and experiments in pure and mixed modes I/II". *International Journal of Solids and Structures*, vol. 41, pp. 6631-6646, 2004.
- [LAN 96] Langseth M., Hopperstad O. S., "Static and Dyanmic Crushing of Square Thin-Walled Aluminium Extrusions", *Int. J. Impact Engng*, vol.18, n°. 7-8, pp. 949-968, 1996.
- [LEM 85] Lemaitre J., Chaboche J.L., "Mécanique des matériaux solides". Bordas, Paris, 1985.
- [LEV 98] Levy R., Spillers W.R., "Practical methods of shape-finding for membranes and cable nets". *Journal of Structural Engineering*, vol. 124, pp. 466-468, 1998.
- [LIM 11] Limam A., Trad A., "Impact Loading on Rockfall Flexible Structures". Invited to the celebration of the 60th Birthdays of Stelios Kyriakides and Kenneth M. Liechti. Kyriakides-Liechti Symposium, *Advances in Solid and Structural Mechanics*, Austin, Texas (United States), May 13-14 2011.
- [MAG 78] Magee C, Thornton P., "Design considerations in energy absorption by structural collapse". SAE paper, N° 780434, 1978.

- [MAH 88] Mahmood H., Paluszny A., "Crash analysis of thin walled beam-type structures". SAE paper, N° 880894, 1988.
- [MAH 86] Mahmood H., Paluszny A., "Analytical technique of simulating crash response of vehicle structures composed of beam elements". SAE paper, N° 860820, pp, 1986.
- [MAH 85] Mahmood H., Paluszny A., "Stiffness and crash strength characteristics of thin walled plate components". Computers in Engineering, vol. 1, pp. 501-508, 1985.
- [MAH 84] Mahmood H., Paluszny A., "Axial collapse of thin walled cylindrical columns", Proc. 5th Int. Conference Vehicle Struct. Mech., SAE paper, N° 840727, 1984.
- [MAH 82] Mahmood H., Paluszny A., "Stability of plate like box columns under crash loading". Proc. ASME Winter Sessions : Computational Methods in Ground Transportation Vehicle, Phoenix, Arizona, No.14, 13 p, 1982.
- [MAH 81] Mahmood H., Paluszny A., "Design for thin walled column for crash energy management - their strength and mode of collapse", Proc. 4th Int. Conference Vehicle Structure Mechanics, SAE paper, N° 811302, 1981.
- [MAN 00] Manche Y., "Analyse spatiale et mise en place de systèmes d'information pour l'évaluation de la vulnérabilité des territoires de montagne face aux risques naturels". Thèse de doctorat, Université Joseph Fourier, Grenoble, 175 p, 2000.
- [MAR 94] MARKIEWICZ. E.; "Contribution au développement d'une méthodologie simplifiée d'aide au design collision des véhicules de transport pendant la phase de préconception. Introduction à la méthode de super élément de pliage". Thèse de doctorat en génie mécanique, Université de Valenciennes, pp. 196, 1994.
- [MAT 97] Ministère de l'Aménagement du Territoire et de l'Environnement – Plans de prévention des risques naturels prévisibles (PPR), guide général. – Paris : La Documentation française. 76 p, 1997.
- [MOË 99] Moës N., Dolbow J., Belytschko T., "A finite element method for crack growth without remeshing", International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol.46, pp.131-150, 1999.
- [MON 98] Montani S. "Sollicitation dynamique de la couverture des galeries de protection lors de chutes de blocs". Thèse de doctorat, EPFL Lausanne, 1998.
- [MOO 75] Moore D.F., "Principles and Applications of Tribology", Pergamon, Oxford, 1975.
- [MOU 05] Mougín J.P., Perrotin P., Mommessin M., Tonnelo J, Agbossou A., "Rock fall impact on reinforced concrete slab: an experimental approach". International Journal of Impact Engineering, vol. 31, pp. 169-183, 2005.
- [MUH 05] Muhunthan B., Shu S., Sasiharan N., Hattamleh O.A., Badger T.C., Lowell S.M., Duffy J.D., "Analysis and design of wire mesh/cable net slope protection". Rapport de recherche final, 2005.
- [MUR 99] Muraishi H., Sano S., "Full-Scale Rockfall Test of Ring Net Barrier and Components." Seminar of Rock-fall Tests and Standardization, Davos, Switzerland, 1999.

- [NIC 01] Nicot F., Cambou B., Mazzoleni G., "Design of rockfall restraining nets from a discrete element modelling". *Rock Mechanics and Rock Engineering*, vol. 34, pp. 99-118, 2001.
- [NIC 99] Nicot F., "Etude du comportement mécanique des ouvrages souples de protection contre les éboulements rocheux". Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lyon, 1999.
- [NOG 04] Noguchia H., Kawashim T., "Meshfree analyses of cable-reinforced membrane structures by ALE-EFG method". *Engineering Analysis with Boundary Elements*, vol. 28, pp. 443-451, 2004.
- [PEI 09] Peila D., Ronco C., "Technical Note: Design of rockfall net fences and the new ETAG 027 European guideline". *Natural Hazards and Earth System Sciences*, vol. 9, pp. 1291-1298, 2009.
- [PEI 07] Peila D., Oggeri C., Castiglia C., "Ground reinforced embankments for rockfall protection: design and evaluation of full scale tests". *Landslides*, vol. 4, pp. 255-265, 2007.
- [PEI 06] Peila, D., Oggeri, C., Baratono P., "Barriere paramassi a rete, Interventi e dimensionamento", Associazione Georisorse e Ambiente, Turin, Italy, 2006.
- [PEI 98] Peila D., Pelizza S., Sassudelli F., "Evaluation of Behaviour of Rockfall Restraining Nets by Full Scale Tests". *Rock Mechanics and Rock Engineering*, vol. 31, pp. 1-24, 1998.
- [RAO 04] Raof M., Davies T.J., "Influence of variations in the axial stiffness of steel cables on vertical deflections of cable trusses". *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 60, pp. 411-420, 2004.
- [ROB 05] Robit P., "Ecran de filet Classe 8 – Classe 3000 kJ selon la norme NF 95-308". Rapport interne, GTS, 2005.
- [ROB 04] Robit P., "Sécurisation de la route du littoral RN1 entre les PR 3+500 et 12+900 Fourniture et transport de filets de protection contre les chutes de blocs". Rapport interne, GTS, 2004.
- [RON 10] Ronco C., Oggeri C., Peila D., Bertolo P., Ferraiolo F., Giacchetti G., "Numerical modeling of ground reinforced embankments used for rockfall protection". *Third Euro Mediterranean Symposium on Advances in Geomaterials and Structures*, Djerba (Tunisia), 8 p, 10 to 12 May 2010.
- [SAS 06] N. Sasiharani, B. Muhunthan, T.C. Badger, S. Shu and D.M. Carradine. "Numerical analysis of the performance of wire mesh and cable net rockfall protection systems". *Engineering Geology*, vol. 88, pp. 121 – 132, 2006.
- [SLU 03] Sluys B., "Constitutive modelling of concrete and nonlinear computational dynamics, Geodynamics and cyclic modelling". *Revue Française de Génie-civil*, vol. 7, pp. 911-971, 2003.
- [SMI 90] Smith D. D., Duffy J. D., "Field tests and evaluation of rockfall restraining nets". No. CA/TL-90/05, Final Report, CALTRAN, 1990.
- [STA 03] Stanuszek M., "FE analysis of large deformations of membranes with wrinkling". *Finite Elements in Analysis and Design*, vol. 39, pp. 599-618, 2003.

- [STO 48] Stowell E. Z., "A Unified Theory of the Plastic Buckling of Columns and Plates". NACA Report 898 NACA-TN-1556, pp. 11, 1948.
- [TAL 01] Talvic I., "Finite element modelling of cable networks with flexible supports". Computers and Structures, vol. 79, pp. 2443-2450, 2001.
- [TON 10] Tonello J., Palle J., "Reinforced concrete structures for rockfall protection". Third Euro Mediterranean Symposium on Advances in Geomaterials and Structures, Djerba (Tunisia), 8 p, 10 to 12 May 2010.
- [TRA 09] Trad A., Attajkanis S., Robit P., Limam A., "Etude expérimentale et numérique du comportement des filets de protection". 9^{ème} congrès de la société marocaine des sciences mécaniques, Marrakech (Maroc), 3 p, 21 au 24 Avril 2009.
- [TRA-1 09] Trad A., Robit P., Limam A., Bertrand D., Delhomme F., "Etude du comportement des filets de protection : approches expérimentale et numérique (MEF)". 27^{ème} Rencontre Universitaire de Génie Civil, Saint Malo (France), 14 p, 03 au 05 Juin 2009.
- [TRA-2 09] Trad A., Robit P., Limam A., "Essais de freins". Rapport interne, GTS, Juin 2009.
- [TRA-3 09] Trad A., Limam A., Robit P., "Etude expérimentale et numérique du comportement des filets de protection". Revue de Mécanique Appliquée et Théorique, vol. 2, pp. 71-84, 2009.
- [TRA 10] Trad A., Limam A., Robit P., "New energy dissipating device for rockfall protection barriers". Third Euro Mediterranean Symposium on Advances in Geomaterials and Structures, Djerba (Tunisia), 8 p, 10 to 12 May 2010.
- [TRA-1 10] Trad A., Limam A., Robit P., "Les filets pare-pierres, approche expérimentale et numérique par la MEF". Traité MIM - Risques Naturels, Chapitre 9, Hermès - Lavoisier, 432 p, 2010.
- [TRA 11] Trad A., Limam A., Bertrand D., Robit P., "Multi-scale analysis of rockfall protection barriers". Rockfall engineering, Chapter 9, John Wiley and Sons, 2011, 435 p.
- [TRA-1 11] Trad A., Limam A., Robit P., "Real scale experiments on rockfall protection barriers". Applied Mechanics and Materials, vol. 82, pp. 734-739, 2011.
- [TRA-2 11] Trad A., Limam A., Robit P., Bertrand D., "Impact loading of rockfall flexible structures". 3rd International Conference on Impact Loading of Lightweight Structures, June 28th - July 1st, Valenciennes (France), 2011.
- [UND 92] Glossaire international multilingue agréé de termes relatifs à la gestion des catastrophes. Nation Unies, Département des affaires humanitaires, Genève, 1992.
- [VEL 85] Velinsky S.A., "General nonlinear theory for complex wire rope". International Journal of Mechanic Science, vol. 27, pp. 497-507, 1985.
- [VIL 10] Villemin T., "Fracturation et fragmentation des massifs rocheux". Traité MIM - Risques Naturels, Chapitre 1, Hermès - Lavoisier, 432 p, 2010.

- [VOG 07] Vogwell J., Minguez J.M., "The safety of rock climbing protection devices under falling loads". Engineering Failure Analysis, vol. 14, pp. 1114-1123, 2007.
- [VOL 06] Volkwein A., Wendeler C., Mcardel B., Roth A., "Mitigation Of Debris Flow Hazard By Means Of Flexible Barriers". International Disaster Reduction Conference, Davos (Switzerland), 3p, 27 August to 1 September 2006.
- [VOL 05] Volkwein A., "Numerical Simulation of Flexible Rockfall Protection Systems". Computing in Civil Engineering, Cancun (Mexico). Reston, VA: ASCE, 11 p, 12 to 15 July 2005.
- [VOL 04] Volkwein A., "Numerische Simulation von flexiblen Steinschlagschutzsystemen". Thèse de doctorat, Institut Fédéral Suisse de Technologie de Zurich, Zurich, 152 p, 2004.
- [VOL 03] Volokh K.Y., Vilnay O., Averbuh I., "Dynamics of cable structures". Journal of Engineering Mechanics, vol. 129, pp. 175-180, 2003.
- [WAN 92] Wang X. G., Bloch J. A., Cesari D., "Static and Dynamic axial Crushing of externally reinforced Tubes", J. of Mech. Engng Sc., vol.206, pp. 355-360, 1992.
- [WIE 89] Wierzbicki T., Abramowicz W., "The mechanics of deep plastic Collapse of Thin-Walled Structures". In T. Wierzbicki and N. Jones Eds. Structural Failure, New York : Jhon Wiley, 551p, 1989.
- [WIE 82] Wierzbicki T., "On the Deformation and Growth of fold in Modes in compressed Thin-Walled Structures", Proc. IUTAM Symposium. on Collapse: The buckling of Structures in Theory and Practice. University College London, 9p, August 31th - September 3rd 1982.
- [WIE 77] Wierzbicki T., Akerström T., "Dynamic crushing of strain rate sensitive box columns", SAE paper, N° 770592, 1977.
- [YOS 99] Yoshida H., "Recent experimental studies on rockfall control in Japan". Joint Japan-Swiss Scientific Seminar on Impact Load by Rock Falls and Design of Protection Structures, Kanazawa (Japan), 10 p, 4 to 7 October 1999.
- [ZHO 04] Zhou B., Accorsi M.L., Leonard J.W., "Finite element formulation for modeling sliding cable elements". Computers and Structures, vol. 82, pp. 271-280, 2004.
- [ZIE 97] Zienkewich O.C., "The Finite Element Method", Mc Graw-Hill, London, 1977.

FOLIO ADMINISTRATIF

THESE SOUTENUE DEVANT L'INSTITUT NATIONAL DES SCIENCES APPLIQUEES DE LYON

NOM : TRAD

DATE de SOUTENANCE : 29/11/2011

Prénoms : Ayman

TITRE :

Analyse du Comportement et Modélisation de Structures Souples de Protection : le cas des Ecrans de Filets Pare-Pierres sous Sollicitations Statique et Dynamique

NATURE : Doctorat

Numéro d'ordre : AAAAISALXXXX

Ecole doctorale : MEGA

Spécialité : Génie Civil - Structures

RESUME :

En région montagneuse, les infrastructures et les voies de communications sont soumises à de nombreux risques naturels dont les phénomènes d'origine gravitaire. Au-delà du danger pour les usagers, les conséquences des interruptions du trafic deviennent problématiques d'un point de vue économique et il devient indispensable de sécuriser les itinéraires. La mise en place d'écrans de filets pare-pierres est une des solutions possibles pour la protection contre les éboulements rocheux.

Cette thèse porte sur l'étude des écrans souples ou filets métalliques de protection contre les chutes de blocs et plus précisément sur l'écran développé par l'entreprise GTS. Le filet constitutif de ces écrans se différencie par rapport aux systèmes conventionnels par un comportement orthotrope, dû à un maillage spécifique. Dans cette étude nous caractérisons le comportement de ces écrans de filets sous des chargements statiques et dynamiques de type impact par une approche couplant l'expérimentation et la modélisation numérique. L'étude procède pas à pas, les divers constituants sont évalués de façon quasi-statique, en laboratoire, et également in-situ pour reproduire les conditions réelles d'utilisation, en particulier l'aspect dynamique. Une attention particulière concernant les dissipateurs d'énergie, qui représentent l'élément centrale de ce type de structure, nous a permis de mettre au point un élément fusible robuste et fiable. Une campagne d'essais en grandeur réel sur les écrans de filets étudiés a permis de valider deux classes énergétiques (3000 kJ et 5000 kJ) selon les recommandations européennes. Les données recueillies lors des expérimentations ont permis de calibrer et valider différentes modélisations numériques de type éléments finis et éléments discrets. La pertinence de la modélisation a été évaluée au niveau des différentes échelles étudiées, échelle d'une maille, échelle d'une nappe, échelle du dissipateur d'énergie et échelle de la structure entière. Les performances et les limites des deux approches, MEF (méthode des éléments finis) et MED (méthodes des éléments discrets) ont été évaluées pour ce qui est de nos modélisations.

MOTS-CLES : risques naturels, chute de bloc, structures de protection, filet métallique, câble, agrafe, dissipateur d'énergie, éléments finis, éléments discrets, contact, non-linéaire, frottement, flambage, rupture.

Laboratoire (s) de recherche :

Laboratoire de Génie Civil et d'Ingénierie Environnemental LGCIE

Directeur de thèse: Professeur Ali LIMAM

Président de jury : Professeur Philippe BOISSE

Composition du jury :

Philippe BOISSE, Professeur, INSA de Lyon, Président

Daniele PEILA, Professeur, Politecnico di Torino, Rapporteur

François NICOT, Professeur, Cemagref de Grenoble, Rapporteur

Philippe GOTTELAND, Maître de conférences, UJF Grenoble, Examineur

David BERTRAND, Maître de conférences, INSA de Lyon, Examineur

Philippe ROBIT, Ingénieur R&D, G.T.S., Lyon, Invité

Ali LIMAM, Professeur, INSA de Lyon, Directeur de thèse