

## Etude de l'influence des peuplements forestiers de type taillis sur la propagation des blocs rocheux

David Toe

## ► To cite this version:

David Toe. Etude de l'influence des peuplements forestiers de type taillis sur la propagation des blocs rocheux. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Université Grenoble Alpes, 2016. Français. NNT: 2016GREAU023. tel-02603657v2

## HAL Id: tel-02603657 https://theses.hal.science/tel-02603657v2

Submitted on 19 Jun2017

**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.

## Communauté Suniversité Grenoble Alpes

THÈSE pour obtenir le grade de DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ GRENOBLE ALPES Spécialité : Sciences de la Terre et de l'Univers et de l'Environnement Arrêté ministériel : 7 août 2006

Présentée par David TOE

THÈSE DIRIGÉE PAR **FRÉDÉRIC BERGER** ET COENCADRÉE PAR **FRANCK BOURRIER** 

PRÉPARÉE AU SEIN DE IRSTEA GRENOBLE, UR ÉCOSYSTÈMES MONTAGNARDS DANS L'ÉCOLE DOCTORALE : TERRE - UNIVERS -ENVIRONNEMENT

## Étude de l'influence des peuplements forestiers de type taillis sur la propagation des blocs rocheux

THÈSE SOUTENUE PUBLIQUEMENT LE **11 MARS 2016**, DEVANT LE JURY COMPOSÉ DE : **MR BARRY GARDINER** Directeur de recherche, INRA, Président **MR THIERRY FOURCAUD** Directeur de recherche, CIRAD, Rapporteur **MR LUUK DORREN** Professeur, Université de Berne, Rapporteur **MR EMANUELE LINGUA** Maître de conférences, Université de Padou, Examinateur **MR FRANCK BOURRIER** Chargé de recherche, IRSTEA, Encadrant **MR FRÉDÉRIC BERGER** Ingénieur de recherche, IRSTEA, Directeur



À papi le loup et Jean qui nous ont quittés au cours de cette thèse.

# Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier l'ensemble des membres du jury. Merci à Barry Gardiner d'avoir présidé mon jury. Merci à Luuk Dorren et Thierry Fourcaud d'avoir pris le temps de relire et d'évaluer mon travail de thèse. Merci également à Emanuele Lingua d'avoir participé au jury de cette thèse.

Je tiens également à exprimer ma profonde gratitude à Frédéric Berger et Franck Bourrier pour avoir dirigés et encadrés cette thèse. Merci de m'avoir guidé, soutenu et appris tant de choses au cour de ces trois ans.

Je tiens à remercier mes collègues de bureau et amis qui m'ont accompagnés quotidiennement lors de ce travail. Merci à François qui m'a énormément appris en programmation et geekeries en tous genres, merci à Natcho avec qui la détermination de l'espèce d'un arbre est bien plus facile, merci à Sylvain avec qui j'ai eu grand plaisir à discuter cartographie et Python, merci à Jean Mathieu pour m'avoir aidé de nombreuses fois en statistique et traîné au ski de fond, merci à Éric, Pascal et Rémi pour les heures passées sur le terrain avec moi à compter des milliers d'arbres. Merci également à Jérome, JBB, Paul, Mao, Fred, Hughes, Simon, Guillaume pour tous les bons moments passés autour d'un café ou d'une bière.

Merci à tous les collocs des taillées : Seb, Christelle, Audrey, Florian, Diandra, Amy, Lucie et Loïc pour ces trois ans et demi de partage, de bouffes, de délires et d'expéditions en vélo.

Merci à mes amis, Fabien, Hervé, Jean, Nico et Marie-Laure qui m'ont permis de décompresser en dehors du boulot.

Merci à ma famille de m'avoir soutenu et supporté durant ces trois années.

Pour finir je tiens particulièrement à remercier Mélody qui m'a accompagné durant les moments difficiles de cette thèse. Tu m'as soutenu et tellement aidé pour réaliser ce travail. Je te remercie encore pour tous les bons moments passés au cours de cette thèse et ceux qui suivront.

# Abstract

This research work is dedicated to improve the integration of coppice stands in rockfall analyses. The two main objectives were to improve the understanding of physical processes involved in the impact of a block on single trees and coppice stools and to model the protective effect of coppice stands at the slope scale.

First, in order to take into account the spatial structure of coppice stand in rockfall simulations, 21 field inventories were carried out. All the stands showed aggregation pattern explained by the presence of coppice stools. In order to create virtual coppice stands which take into account this specific spatial structure, a numerical model was built and validated using the field inventories.

The simulation of blocks propagation through a coppice stand induces modelling complex phenomena such as the impact of a block against a coppice stool or a single tree. The development of a model that can simulate the impact of a block against one or many stems and take into account all the interactions between the stems during the impact is required. Two numerical models were developed to simulate impacts of blocks on single trees and coppice stools using the Discrete Element Method (DEM). These models were calibrated using laboratory impact tests on beech stems. They account for the influence of the root system and of the crown on the tree dynamic response, the explicit modelling of the contact between the block and the impacted stem and the non-linearity evolution along the trunk during impact. Sensitivity analyses were performed in order to investigate which input parameters among the 19 studied were leading the calculation of the block trajectory after impact. The stem diameter, the impact eccentricity and the block velocity (translational and rotational) are the four leading parameters. In addition, a comparison between the protective efficiency between single trees and coppice stools highlights that single trees have a higher capacity to stop blocks compared to coppice stools.

Finally, in order to integrate and analyse coppice stand efficiency to mitigate rockfall hazard, a DEM rockfall propagation model was developed to simulate blocks propagation in coppice stands. The protective roles against rockfall of different coppice stands were characterized on a virtual slope. The studied coppice stand have a good capacity to mitigate rockfall hazard. In addition to those results, the influence of the spatial structure of coppice stands on rockfall propagation was analysed. Taking into account the spatial structure of coppice stand has a small influence on rockfall propagation compared to stand where the stem positions are generated randomly. However if stem positions are generated randomly, the protective role can be slightly overestimated. A comparison between simulations from the DEM model and a model which can simulate rockfall propagation in a forest stand (Rockyfor3D) showed the high influence of dendrometric parameters of coppice stands (mean diameter, stem density and basal area) on their protective role.

# Table des matières

1	Intr	roduction 1										
	1.1	Contexte										
		1.1.1 L'aléa de chute de blocs $\ldots \ldots 4$										
		1.1.2 Les modèles trajectographiques $\ldots \ldots 4$										
		1.1.3 Les dispositifs de protection $\ldots \ldots 4$										
		1.1.4 Les forêts à fonction de protection $\ldots \ldots 5$										
	1.2	Problématiques scientifiques										
	1.3	3 Principales méthodes utilisées dans le thèse										
	1.4	Analyse spatiale et génération de semis de points										
		1.4.1 Analyse spatiale										
		1.4.1.1 Les indices de structure $\dots \dots \dots$										
		$1.4.1.2$ Les fonctions de Ripley $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $11$										
		1.4.1.3 Les fonctions intertypes $\ldots \ldots \ldots$										
		1.4.2 Modélisation de la structure spatiale										
		$1.4.2.1$ Les processus ponctuels $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $13$										
		1.4.2.1.1 Le processus de Poisson homogène										
		1.4.2.1.2 Le processus de Poisson inhomogène										
		1.4.2.1.3 Le processus de Neyman Scott $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots 13$										
		1.4.2.1.4 Le processus de Cox $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $14$										
	1.5	Méthode des Éléments Discrets (MED)										
		1.5.1 Principe de la MED										
		1.5.2 Détection des contacts $\dots \dots \dots$										
		1.5.3 Calcul des forces de contact $\ldots \ldots 15$										
		1.5.4 Calcul des déplacements										
	1.6	Analyse de sensibilité et méta-modélisation										
		1.6.1 Méthode basée sur la décomposition de la variance : les indices de Sobol . 19										
		1.6.2 Analyse de sensibilité basée sur la méta-modélisation										
	1.7	Structuration du travail de thèse										
•	<b>a</b> :											
2	Ger	Introduction d'un peuplement de taillis 23										
	⊿.1 റ_റ	Introduction										
	Ζ.Ζ	Les inventaires forestiers										
		2.2.1 Placettes de talles variables										
		2.2.2 Placettes de 50 $\times$ 50 $m$										
	0.9	2.2.5 Donnees collectees										
	2.3	Caracterisation de la structure des taillis inventories										
		$2.3.1  \text{Methode d'analyse spatiale} \qquad 2.3.2  \text{Methode d'analyse spatiale} \qquad 2.3.2  \text{Methode d'analyse spatiale} \qquad 2.3.3  \text{Methode d'analyse spatiale} \qquad 2.3.$										
		2.3.2 Parametres et analyse des fonctions										
		$2.3.3$ Resultats de l'analyse spatiale des données $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $30$										

			2.3.3.1	Analyse spatiale pour l'ensemble des tiges du peuplement	30
			2.3.3.2	Analyse spatiale pour les différentes populations de points con-	
				sidérées	32
			2.3.3.3	Analyse des interactions entre les populations de points considérées	32
		2.3.4	Caractér	istiques des cépées	33
			2.3.4.1	Influence de l'espèce sur les caractéristiques de la cépée	34
			2.3.4.2	Influence de la localisation des placettes sur les caractéristiques	
				de la cépée	35
			2.3.4.3	Dépendance au nombre de tiges par cépée	35
		2.3.5	Analyse	des caractéristiques des peuplements	37
	2.4	Modèle	e de génér	ation	37
		2.4.1	Méthode		38
			2.4.1.1	Principe de génération	38
			2.4.1.2	Les données d'entrée	38
			2.4.1.3	Processus de génération	38
			2.4.1.4	Méthode de validation	39
		2.4.2	Résultats	s des simulations	39
		2.4.3	Conclusio	on	42
3	Imp	act su	r une tig	e de bois	<b>43</b>
	3.1	Introd	uction		43
	3.2	Modèle	e d'impac	t sur une tige de bois	43
		3.2.1	Déforma	tion de la tige $\ldots$	43
		3.2.2	Modélisa	tion de l'interaction entre la tige et l'impactant	46
	3.3	Essais	d'impact	sur tiges de bois	47
		3.3.1	Caractér	istiques des tiges récoltées	47
			3.3.1.1	Teneur en eau et masse volumique des tiges	48
			3.3.1.2	Évolution longitudinale des diamètres des tiges	49
		3.3.2	Banc d'e	ssai	51
		3.3.3	Dispositi	f de mesure	52
		3.3.4	Protocol	e d'essai	54
		3.3.5 Protocole de calibration			54
	3.4	Résult	Résultats		
		3.4.1	Évolution	n longitudinale du diamètre des tiges	55
		3.4.2	Essais d'	$\operatorname{impact}$	56
		3.4.3	Calibrati	on du modèle	58
	3.5	Discus	sion		62
		3.5.1	Analyse	des résultats de calibration	62
		3.5.2	Pertinen	ce et limitations du modèle calibré	63
	3.6	Conclu	sion		66
4	Imp	act su	r un arb	re	67
	4.1	Introd	roduction		
	4.2	Modèle	Modèle d'impact sur un franc pied		
		4.2.1	Modélisa	tion de l'ancrage des arbres et du houppier	68
			4.2.1.1	Ancrage des arbres	68
		4.2.1.2 Modélisation du houppier			69
	4.3	3 Analyse de sensibilité et méta-modélisation			70
	4.4	Simula	tions d'in	npacts	71
		4.4.1	Simulatio	ons pour l'analyse de sensibilité	71

		4.4.2	Analyse de l'influence des paramètres prépondérants
	4.5	Résulta	ts
		4.5.1	Résultats de l'analyse de sensibilité $\ldots \ldots .$
		4.5.2	Influence des paramètres prépondérants sur $V_{rot}$ , $\alpha$ et $\beta$
			4.5.2.1 Influence des paramètres prépondérants sur $V_{rot}$
			4.5.2.2 Influence des paramètres prépondérants sur $\alpha$ et $\beta$
		4.5.3	Influence des paramètres prépondérants sur $Ered$
			4.5.3.1 Influence du diamètre et de la vitesse d'impact sur <i>Ered</i>
			4.5.3.2 Influence de l'excentricité de l'impact sur $Ered$
			4.5.3.3 Analyse de <i>Ered</i> suivant $\delta E_n$ , $\delta E_{th}$ , $\delta E_{tv}$ et $\delta E_{rot}$
	4.6	Discuss	ion
		4.6.1	Utilisation du modèle MED en analyse trajectographique
		4.6.2	Potentialités d'amélioration des modèles d'interaction bloc/arbre existants 8
	4.7	$\sin \alpha = 1 + 1 + 1 + 1 + 1 + 1 + 1 + 1 + 1 + 1$	
_	-		
5	Imp	act su	une cépée 85
	5.1 5.0	Introd	$ction \dots \dots$
	э.2	Modele	d impact sur une cepee
		3.2.1	
			5.2.1.1 Interactions entre le bloc et les tiges
	гo	A	0.2.1.2 Interaction entre les tiges
	0.3	Analys	au modele
		0.0.1 E 2 0	Simulations d'impacts sur cepées
		0.5.2	5.2.2.1 Indices de companyison de la conscité d'intercontion
			5.3.2.1 Indices de comparaison de la capacité de réduction de l'énergie
			du blog
		5 3 3	Analyza de l'influence des paramètres dendrométriques sur la capacité des
		0.0.0	cépées à arrêter des blocs
	5.4	Résult:	ts et discussions
	541		Influence de la localisation du point d'impact
		0.1.1	5.4.1.1 Impacts sur des franc pieds
			5.4.1.9 Impacts sur des france pieus
		542	Paramètres dendrométriques des cénées contrôlant l'efficacité des cénées 9
		543	Capacité d'intercention des cénées
		5.4.4	Capacité des cépées à réduire l'énergie d'un bloc 10
		5.4.5	Évaluation de "l'effet collectif" des tiges d'une cépée pour réduire l'énergie
		0.10	$d'un bloc$ $\dots$
		5.4.6	Analyse conjointe des capacités de réduction d'énergie et d'interception 100
		5.4.7	Effets conjugués de la réduction d'énergie et de l'interception sur la pro-
			pagation des blocs $\ldots \ldots 100$
		5.4.8	Construction d'un modèle simplifié d'impact sur cépées
		5.4.9	Préconisations Sylvicoles
	5.5	Conclu	$sion \ldots \ldots$
~	<b>T</b> .		
6	Inté	gration	des forêts de taillis dans un modèle trajectographique 118
	บ.1 ผ่า	Introd	CUOIIII
	0.2	NIODELE	a analyse trajectographique MED
	6 9	0.2.1	Modelisation du Dioc et du Sol
0.3		modell	ation des nanc pieus et des cepees $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$

	6.4	Interactions entre les différents objets	118					
		6.4.1 Interactions entre le bloc et le sol	118					
		6.4.2 Interactions entre le bloc et les tiges et entre les différentes tiges	119					
		6.4.3 Modélisation du versant de propagation	120					
		6.4.3.1 Modélisation de la topographie	120					
		6.4.3.2 Modélisation du peuplement forestier	122					
	6.5	Analyse comparative						
		6.5.1 Modèle Rockyfor3D	122					
		6.5.2 Paramètres de simulation	123					
		$6.5.3  \text{Indices}  \dots  \dots  \dots  \dots  \dots  \dots  \dots  \dots  \dots  $	125					
	6.6	$ m R\acute{e}sultats$	126					
		6.6.1 Génération des peuplements	126					
		6.6.2 Simulations à terrain nu	126					
		6.6.3 Comparaison de la propagation des blocs en forêt	127					
	6.7	Discussion	134					
		6.7.1 Propagation à terrain nu	134					
		6.7.2 Propagation en forêt	134					
		6.7.3 Efficacité des peuplements à arrêter les blocs	135					
	6.8	Conclusion	136					
7	Con	clusions et perspectives	137					
	7.1	Conclusions	137					
		7.1.1 Modèle de génération de peuplements de taillis	137					
		7.1.2 Modèles numériques d'impact sur franc pieds et cépées	137					
		7.1.2.1 Modèle d'impact sur une tige	138					
		7.1.2.2 Modèle d'impact sur franc pieds	138					
		7.1.2.3 Modèle d'impact sur cépées	139					
		7.1.3 Caractérisation du rôle de protection des forêts de taillis	139					
	7.2	Perspectives	140					
		7.2.1 Modélisation des franc pieds et des cépées	140					
		7.2.2 Amélioration du modèle d'analyse trajectographique MED	141					
$\mathbf{A}$	ppen	idices 1	142					
Α	Rés	ultats complémentaires du chapitre 2	145					
в	Caractéristiques des tiges récoltées							
$\mathbf{C}$	C Résultats complémentaires des analyses du chapitre 5							
п	D1	liantions	1577					
ע		Articles de Journal	<b>เ<i>อ1</i></b> 157					
	D,1 Д 9	Articles de conférence	157 157					
	D.4		TOL					

## Chapitre 1

# Introduction

En montagne, les chutes de blocs représentent un risque majeur pour les habitations, les voies de communications et les vies humaines. On peut décomposer la chute d'un bloc en trois phases : le détachement du bloc depuis la zone de départ, la propagation du bloc le long d'un versant, et l'arrêt du bloc en bas de versant ou dans une structure de protection. La détermination des conditions de détachement, la simulation des trajectoires potentielles du bloc lors de sa propagation le long du versant et le calcul de l'arrêt du bloc sont essentiels pour la caractérisation ainsi que la prévention du risque généré par l'aléa. Pour maîtriser l'aléa de chute de blocs, différents types de protection peuvent être mis en place (filets pare pierres, merlons...). Cependant, ces structures sont souvent très onéreuses et, en fonction des conditions topographiques, difficiles à mettre en place. Les forêts, présentes sur la plupart des versants de montagne, peuvent également jouer un rôle de protection non négligeable par rapport à cet aléa en complément ou non des ouvrages de génie civil.

La simulation de trajectoires de blocs est réalisée à l'aide de logiciels d'analyse trajectographique. Ces logiciels ont pour but de fournir une estimation de la distribution des trajectoires des blocs et des paramètres cinématiques associés (vitesse, hauteur de passage,...). Ces données peuvent être utilisées pour la mise en place de zonages réglementaires et pour l'optimisation du positionnement d'ouvrages de protection. Dans la plupart des logiciels, la trajectoire des blocs est décrite comme une succession de phases de vols libres, d'impacts sur le sol, contre des arbres et des structures de protection.

La modélisation de l'impact contre un arbre est généralement réalisée à l'aide de relations simplifiées permettant de calculer l'énergie perdue par le bloc et son changement de trajectoire en fonction du diamètre de l'arbre impacté ainsi que de la position de l'impact sur l'arbre (hauteur, excentricité). Les relations simplifiées régissant la réduction d'énergie du bloc après impact sont généralement définies à l'aide d'expérimentations in situ ou d'essais en laboratoire. Elles peuvent également être issues de modélisations numériques retranscrivant de façon plus ou moins satisfaisante la complexité des mécanismes en jeu au cours de l'impact. Dans ces modèles, l'influence de la variabilité des conditions d'impact et des propriétés mécaniques des arbres sur les paramètres cinématiques du bloc après impact sont souvent traduites en pondérant les relations initiales à l'aide de variables aléatoires.

Dans les Alpes, les taillis sont fortement représentés en raison de la déprise agricole initiée au  $XX^e$  siècle et de l'abandon de la gestion forestière. Les particularités des taillis résident à la fois dans la répartition spatiale et dans la morphologie des arbres composant le peuplement. Un taillis est essentiellement composé de cépées (ensemble de tiges issues du rejet d'une souche (reproduction végétative)) et de franc pieds (reproduction sexuée). Ces peuplements sont généralement situés en bas de versant et à proximité directe des enjeux. Par conséquent, la prise en compte de

leur rôle de protection dans les analyses trajectographiques revêt une importance cruciale pour la caractérisation de l'aléa de chute de blocs.

Au cours de ces dernières années, plusieurs auteurs ont proposé des méthodes de quantification du rôle de protection des taillis [Bigot et al., 2009, Ciabocco et al., 2009, Jancke, 2012, Radtke et al., 2013]. Cependant, ces méthodes ne permettent pas de modéliser de façon satisfaisante :

- les interactions simultanées d'un bloc avec les tiges d'une cépée lors d'un impact.
- les contributions du système racinaire et du houppier sur la réponse mécanique des tiges appartenant aux cépées et des franc pieds.

La modélisation de ces comportements nécessite le développement de modèles numériques d'impact basés sur des approches mécaniques [Jonsson et al., 2006, Lundstrom et al., 2007, Bertrand et al., 2013].

Ce travail de thèse a pour objectif d'améliorer la modélisation de la propagation de blocs dans des taillis. L'intérêt de ce travail est double. Il a pour but, d'une part, d'améliorer la compréhension des phénomènes physiques en jeu au cours de l'impact d'un bloc contre les tiges constitutives d'un taillis et, d'autre part, d'améliorer la prise en compte du rôle protecteur des taillis dans les logiciels d'analyse trajectographique.

Lors de l'impact dans une cépée, le bloc peut solliciter plusieurs tiges en même temps. De plus, comme les tiges impactées par le bloc sont proches, celles-ci, en se déformant, peuvent rentrer en contact les unes avec les autres. La modélisation de l'impact d'un bloc sur des cépées est un phénomène complexe qui nécessite le développement d'un modèle numérique permettant, d'une part, de simuler l'impact contre une ou plusieurs tiges de faible diamètre et, d'autre part, de prendre en compte l'ensemble des interactions possibles entre les différentes tiges au cours de l'impact. L'approche choisie dans ce travail a été de développer un modèle numérique basé sur la Méthode des Éléments Discrets (MED). Cette méthode est adaptée à la modélisation de la réponse dynamique des tiges à la suite de l'impact d'un bloc et permet de modéliser explicitement le contact du bloc avec plusieurs tiges ainsi qu'entre les différentes tiges.

Le développement d'un modèle numérique basé sur la MED nécessite la définition d'un nombre important de paramètres d'entrée. Ces derniers permettent de caractériser les propriétés du bloc, des tiges et les conditions d'impact du bloc (localisation du point d'impact, paramètres cinématiques incidents du bloc). La définition des valeurs de ces paramètres peut s'avérer complexe, en particulier, concernant ceux associés aux propriétés mécaniques des arbres. Des analyses de sensibilité ont été menées à l'aide du modèle développé pour identifier les paramètres d'entrée prépondérants sur la prédiction de la cinématique du bloc après impact et simplifier le protocole d'utilisation du modèle.

La structure spatiale d'un peuplement forestier est un des facteurs régissant la probabilité de rencontre d'un bloc avec des franc pieds ou des cépées. Afin de déterminer l'influence de ce facteur sur l'efficacité des forêts de taillis à arrêter les blocs, nous avons choisi de développer un modèle numérique permettant de générer un taillis à l'échelle du versant.

Finalement, les conclusions issues de l'analyse de ces différents travaux nous permettent de considérer deux alternatives pour améliorer la prise en compte du rôle de protection des taillis dans les analyses trajectographiques. La première consiste à utiliser le modèle d'impact MED pour développer des relations simplifiées. Celles-ci peuvent être ensuite intégrées à un modèle d'analyse trajectographique pour prédire la cinématique réfléchie du bloc après impact contre un franc pied ou une cépée. La deuxième consiste à développer un modèle d'analyse trajectographique MED permettant de modéliser explicitement l'impact d'un bloc sur des franc pieds et des cépées.

Ce mémoire de thèse est organisé en sept chapitres. Le chapitre 1 est dédié à la présentation

du contexte de l'étude, des objectifs de recherche ainsi que des méthodes utilisées pour répondre à ces objectifs. Les cinq chapitres suivants ont pour but d'améliorer la prise en compte des forêts de taillis dans les logiciels d'analyse trajectographique. Le chapitre 7 présente les principaux résultats et perspectives de ce travail de thèse.

### 1.1 Contexte

#### 1.1.1 L'aléa de chute de blocs

L'aléa de chute de blocs est lié au détachement d'un ou plusieurs blocs d'une falaise, généralement suivi d'une phase de propagation le long d'un versant. Les masses rocheuses mobilisables au cours d'un événement peuvent varier de la chute d'un seul bloc (de quelques  $m^3$  à quelques centaines de  $m^3$ ) à des éboulements en masse pouvant atteindre des millions de  $m^3$ . La déstabilisation de ces masses rocheuses est due, en particulier, aux conditions climatiques [Matsuoka and Sakai, 1999, Agliardi and Crosta, 2003], géologiques [Coutard and Francou, 1989, Kobayashi et al., 1990, Vidrih et al., 2001, Dorren et al., 2007] et humaines [Dorren, 2003].

La propagation de blocs le long d'une pente se traduit par une suite de phases de rebonds sur le sol, de vols libres et d'impacts sur des obstacles (arbres, dispositifs de protection, habitations). Les processus physiques en jeu au cours de la propagation des blocs sont étudiés depuis plusieurs décennies [Heim, 1932, Volkwein et al., 2011]. Ces travaux de recherche ont conduit au développement de différents logiciels d'analyse trajectographique (par exemple : [Hungr and Evans, 1988, Dorren et al., 2006, Bourrier et al., 2010, Glover and Schweizer, 2012]). À l'aide de ces logiciels, il est possible de déterminer les distributions des distances d'arrêt des blocs ainsi que leurs énergies de passage en tous points des sites d'études.

#### 1.1.2 Les modèles trajectographiques

Deux types de modèles peuvent être utilisés pour simuler la propagation d'un bloc : les modèles empiriques et les modèles d'analyse trajectographique à l'échelle du versant.

Les modèles empiriques [Lied, 1977, Hungr and Evans, 1988, Evans and Hungr, 1993] sont construits sur l'hypothèse d'un déplacement du bloc par glissement ou roulement et permettent, à partir de la topographie du site étudié, de déterminer les distances d'arrêts des blocs. Ce type de modèle présente l'avantage d'un calcul rapide des distances d'arrêts. Il est utilisé, la plupart du temps, pour la cartographie de l'aléa à l'échelle d'un massif ou d'une région [Jaboyedoff and Labiouse, 2003]. Cependant, ces modèles doivent être utilisés avec précaution du fait des hypothèses fortes qui ont été émises pour leur construction.

Les modèles d'analyse trajectographique utilisés à l'échelle du versant permettent de simuler les différentes phases de propagation d'un bloc le long d'une pente (vols libres, rebonds, roulements). Ces modèles ont l'avantage, par rapport aux modèles empiriques, de fournir des informations sur la cinématique du bloc tout le long du versant (vitesse et hauteur de rebond, notamment). Deux approches de modélisation sont généralement utilisées :

- les modèles dans lesquels le bloc est assimilé à un point matériel [Guzzetti et al., 2002, Dorren et al., 2006].
- les modèles dans lesquels la forme du bloc est explicitement prise en compte [Jonsson, 2007, Christen et al., 2012, Thoeni et al., 2014].

Les modèles d'analyse trajectographique à l'échelle du versant ont été développés en deux ou trois dimensions. Par ailleurs, leur utilisation nécessite la caractérisation d'un certain nombre de paramètres parfois difficiles à inventorier en fonction des secteurs étudiés (géométrie du versant, propriétés mécaniques du sol, propriétés mécaniques et formes des blocs).

#### 1.1.3 Les dispositifs de protection

On distingue différents dispositifs de protection : ceux dits actifs et ceux dits passifs.

Les dispositifs actifs sont des mesures préventives mises en place soit pour éviter la mise en mouvement initiale des masses rocheuses par stabilisation de la falaise, soit pour détecter et anticiper la réalisation de l'événement et permettre l'évacuation des zones à risque [Volkwein et al., 2011, Duncan, 2014].

Les protections dites passives sont mises en place le long des versants avec pour objectif d'arrêter les blocs en mouvement (filets pare pierres, merlons...) [Lambert et al., 2009, Lambert and Bourrier, 2013, Mignelli et al., 2013, Thoeni et al., 2014].

Toutefois, la mise en place de ces structures de protection nécessite des investissements financiers importants ainsi qu'un entretien régulier des ouvrages pour assurer leur fonctionnement en conditions optimales.

En complément, de nombreuses études [Brauner et al., 2005, Dorren et al., 2005, Stoffel et al., 2006] ont montré que les forêts peuvent avoir un rôle de protection important contre les chutes de blocs. Par exemple, [Jonsson, 2007] a déterminé qu'un épicéa ayant un diamètre de 0,6 m peut réduire l'énergie d'un bloc de 800 (kJ). Ainsi, la capacité d'un arbre à réduire l'énergie d'un bloc peut être supérieure à certains ouvrages de génie civil (Figure 1.1).



Figure 1.1 – Gamme des énergies dissipées par différentes structures de protection (kJ) [Jonsson, 2007]

#### 1.1.4 Les forêts à fonction de protection

Les forêts à fonction de protection contre les chutes de blocs sont situées sur la zone de propagation entre la zone de départ des blocs et la zone d'arrêt (Figure 1.2). Lorsqu'un bloc se propage sur un versant boisé, celui-ci peut impacter des arbres présents sur sa trajectoire. Chaque impact conduit à la déviation du bloc, à la réduction de son énergie, voire à son arrêt. Le rôle protecteur de la forêt est lié à plusieurs facteurs [Dorren et al., 2007, Jancke, 2012, Radtke et al., 2013] :

 les caractéristiques dendrométriques du peuplement (nombre de tiges à l'hectare, surface terrière...)

- les propriétés du bloc (volume, densité, forme, vitesse)
- la topographie du versant (couloir de propagation)
- les propriétés du sol (rugosité, type de sol...)



Figure 1.2 – Localisation des forêts à fonction de protection le long du versant

La gestion des forêts à fonction de protection est indispensable pour garantir un niveau de protection optimal d'une forêt tout en assurant la résistance et la résilience du peuplement face à une perturbation (chablis, feu de forêt...) [Motta and Haudemand, 2000]. Le développement d'une gestion adaptée conciliant la fonction de protection, la fonction de production et le maintien de la diversité écologique d'un taillis est difficile. Plusieurs outils peuvent être utilisés pour évaluer l'efficacité d'un peuplement forestier à arrêter des blocs et améliorer son rôle de protection par la définition d'une gestion sylvicole adaptée. Les guides des sylvicultures de montagne, principalement développés pour des futaies ("Peuplement constitué de tiges provenant qénéralement du développement de semis " [Lanier, 1986]), permettent de déterminer rapidement l'efficacité d'un peuplement et fournissent des éléments de gestions sylvicoles [Gauquelin and Courbaud, 2006, Jean et al., 2012]. RockForNet [Berger and Dorren, 2007] est un outil de diagnostic rapide de l'efficacité d'un peuplement et donne des recommandations de gestion du peuplement en fonction de la description du versant, du bloc et du peuplement forestier. Les logiciels d'analyse trajectographique, sous condition qu'ils intègrent explicitement le rôle de protection de la forêt [Dorren et al., 2007, Volkwein et al., 2011], permettent d'évaluer l'efficacité d'un peuplement forestier et de tester l'influence des interventions sylvicoles envisagées sur le rôle de protection de la forêt.

Plusieurs modèles numériques ont été développés afin de quantifier le rôle protecteur des forêts [Dorren and Berger, 2006, Jonsson, 2007, Christen et al., 2012]. Cependant, seuls quelques modèles permettent de prendre en compte leur rôle de protection à partir de la distribution des arbres, du nombre de tiges et de la répartition des diamètres [Dorren et al., 2007, Volkwein et al.,

2011]. La prise en compte du rôle de protection des forêts dans ces modèles est généralement réalisée en intégrant des relations mathématiques simplifiées, liant les conditions cinématiques incidentes et réfléchies du bloc après impact contre un arbre en fonction du diamètre de l'arbre, de l'excentricité de l'impact, de l'angle d'impact et de l'espèce de l'arbre [Dorren and Berger, 2006, Jonsson, 2007, Jancke, 2012].

La majorité des études portant sur l'intégration du rôle protecteur de la forêt ont été réalisées pour des futaies. Cependant, une grande partie des versants de montagne sont couverts de taillis (8,2% des forêts de Rhône-Alpes [ONF, 2006]), dont la plupart ont un rôle de protection contre les chutes de blocs [Jancke et al., 2009] (Figure 1.3). Peu de données sont disponibles pour permettre d'intégrer le rôle de protection de ce type de peuplement dans les modèles d'analyse trajectographique. Les travaux menés par [Jancke, 2012] ont permis de mettre au point les premières relations permettant de prédire l'énergie perdue par le bloc après l'impact contre des tiges de cépées (<10 cm). Cependant, ces relations ne permettent pas de prédire l'énergie perdue par le bloc après l'impact simultané contre différentes tiges. De plus, [Jancke, 2012] indique qu'aucune de ces relations ne prend en compte l'influence relative de la vitesse et de la masse du bloc sur l'énergie perdue par le bloc après impact.



Figure 1.3 – Illustration d'une cépée d'érable

## 1.2 Problématiques scientifiques

Cette thèse a pour objectif d'améliorer la prise en compte du rôle de protection des taillis contre les chutes de blocs dans les logiciels d'analyse trajectographique.

Plusieurs auteurs [Jancke, 2012, Radtke et al., 2013] ont identifié des limitations majeures à la modélisation de la propagation des blocs dans des forêts de taillis (impact simultané d'un bloc sur des tiges de faibles diamètres, interactions entre les différentes tiges au cours de l'impact, influence de la structure spatiale des taillis). L'objectif de cette thèse est de lever ces limitations en répondant aux questions scientifiques suivantes :

- Comment peut-on prédire de façon pertinente la cinématique d'un bloc après impact sur un franc pied ou une cépée ?
- Quels sont les paramètres prépondérants (paramètres cinématiques incidents du bloc, paramètres mécaniques de l'arbre) sur la prédiction de la cinématique du bloc après impact sur un franc pied et une cépée ?
- Comment peut-on représenter de manière réaliste la structure spatiale des taillis dans les modèles d'analyse trajectographique ?
- Quelle est l'efficacité des forêts de taillis à arrêter des blocs à l'échelle du versant ?

Pour prédire de façon pertinente la cinématique d'un bloc après l'impact dans une cépée, il est nécessaire de développer un modèle numérique d'impact adapté. Le modèle développé doit permettre de modéliser lors de l'impact le comportement individuel de chacune des tiges d'une cépée et les contacts multiples entre le bloc et les différentes tiges. Un modèle numérique d'impact utilisant la MED est développé et calibré sur la base d'expérimentations d'impacts sur des tiges en laboratoire. La MED permet de modéliser explicitement le contact entre le bloc et plusieurs tiges ainsi que les contacts entre les différentes tiges. De plus, celle-ci permet de traduire la rupture de la tige ainsi que les non-linéarités matérielles (rupture partielle des tiges, délaminage) se développant dans la tige au cours de l'impact [Olmedo, 2015].

Le développement d'un modèle numérique utilisant la MED permet de simuler l'impact sur des franc pieds et des cépées. Cependant, le modèle nécessite la détermination d'un nombre important de paramètres d'entrée qui peuvent être difficiles à caractériser. La simplification du modèle est donc nécessaire pour permettre son utilisation à l'échelle du versant. Pour cela, l'influence de la variabilité des paramètres d'entrée du modèle sur les paramètres de sortie (vitesse, vitesse de rotation, changement de trajectoire du bloc...) est étudiée à l'aide d'analyses de sensibilité. L'objectif est d'identifier les paramètres d'entrée dont la variabilité n'influence pas les paramètres cinématiques réfléchis du bloc pour les fixer à des valeurs moyennes. Toutefois, la réalisation d'une analyse de sensibilité requiert l'utilisation d'un nombre important de simulations qui peut s'avérer coûteux en temps de calcul. Une approche couplant le développement d'un méta-modèle et une analyse de sensibilité globale est donc finalement choisie.

L'intégration de la structure spatiale des taillis dans les simulations de propagation de blocs à l'échelle du versant est essentielle pour quantifier leur rôle de protection. Dans un premier temps plusieurs inventaires forestiers sont réalisés dans différents taillis. Dans un deuxième temps les structures et les relations spatiales entre les tiges des peuplements inventoriés sont analysées. À partir des résultats de ces analyses, un modèle permettant de générer un peuplement virtuel de taillis est construit. Finalement, les structures spatiales des peuplements générés sont comparées aux structures spatiales des peuplements inventoriés.

Dans ce travail de thèse, deux approches ayant pour objectif de caractériser le rôle protecteur des taillis sont considérées :

La première consiste à déterminer, à partir des modèles numériques d'impact basé sur la MED, des relations mathématiques simplifiées permettant de prédire la cinématique du bloc après impact contre une cépée ou un franc pied. Ces relations présentent l'avantage d'être facilement intégrables à des modèles d'analyse trajectographique.

La deuxième consiste à développer un logiciel d'analyse trajectographique basé sur la MED qui intègre les modèles numériques d'impact sur cépées et franc pieds. Cette approche permet de modéliser de façon robuste l'impact d'un bloc sur une cépée ou un franc pied mais nécessite des temps de calcul plus importants.

## 1.3 Principales méthodes utilisées dans le thèse

Les sections suivantes présentent les différentes méthodes de modélisation et d'analyses statistiques utilisées dans cette thèse.

Dans la première section, les méthodes d'analyses de la structure spatiale des peuplements forestiers sont présentées. Elles sont utilisées pour le développement d'un modèle de génération de peuplements forestiers (cf. Chapitres 2 et 6).

Dans la deuxième section, les principes de la MED sont présentés. Cette méthode est utilisée pour modéliser l'impact d'un bloc sur des tiges, des franc pieds, des cépées et la propagation d'un bloc à l'échelle du versant (cf. Chapitres 3, 4, 5 et 6).

La troisième section est dédiée à la présentation des méthodes de génération de méta-modèles et d'analyses de sensibilité (cf. Chapitre 4).

### 1.4 Analyse spatiale et génération de semis de points

Un des objectifs de cette thèse est de représenter de manière réaliste la structure spatiale des taillis dans les modèles d'analyse trajectographique à l'aide d'un modèle de génération de peuplements virtuels.

La première étape du développement du modèle consiste à analyser la répartition spatiale des tiges ainsi que les relations spatiales pouvant exister entre les différentes tiges d'un taillis. La seconde étape consiste à déterminer quel processus mathématique permet de générer la position des tiges d'un peuplement tout en respectant sa structure spatiale.

#### 1.4.1 Analyse spatiale

La première partie de cette section présente un inventaire exhaustif des principales méthodes d'analyse spatiale couramment utilisées dans la littérature [Ngo Bieng, 2007]. Parmi ces méthodes, certaines sont plus adaptées à l'analyse détaillée des structures et relations spatiales entre les tiges. Dans cette thèse, nous avons privilégié l'utilisation des fonctions dites de Ripley [Ripley, 1977] et les fonctions inter-types [Lotwick and Silverman, 1982, Goreaud and Pélissier, 2003].

L'étude de la structure spatiale des peuplements forestiers est généralement réalisée à partir de la localisation des arbres du peuplement par différents outils mathématiques. Dans ces approches, les peuplements forestiers sont assimilés à des semis de points répartis sur une surface horizontale.

#### 1.4.1.1 Les indices de structure

Les indices de structure permettent de comparer les structures spatiales de différents peuplements forestiers de manière simple et rapide. Cependant, leur capacité à rendre compte de la structure des peuplements reste limitée à une description à l'échelle du plus proche voisin [Stoyan and Penttinen, 2000]. Certains indices permettent de décrire l'agencement des positions des arbres au sein d'un peuplement : l'indice d'agrégation de Clark et Evans [Clark and Evans, 1954] et l'indice de contagion [Pommerening, 2002]. D'autres indices permettent de caractériser l'agencement de deux ou plusieurs espèces d'arbre au sein d'un peuplement forestier : le coefficient de ségrégation de Pielou [Pielou, 1977] et l'indice de mélange [Pommerening, 2002]. Finalement, certains indices permettent de caractériser la diversité des diamètres des arbres au sein d'un peuplement forestier : l'indice de Shannon [Staudhammer and LeMay, 2001] et l'indice de Gini [Damgaard and Weiner, 2000].

Parmi ces indices, nous privilégierons l'utilisation de l'indice d'agrégation de Clark et Evans  $(R_{Clark})$ . Cet indice est défini suivant :

$$R_{Clark} = \frac{r_{obs}}{E_C} \tag{1.1}$$

$$E_C = \frac{1}{2 \times \sqrt{\frac{N}{S}}} \tag{1.2}$$

où  $r_{obs}$  est la moyenne des distances des arbres à leur plus proche voisin.  $E_C$  est la moyenne des distances au plus proche voisin pour une distribution aléatoire des points. N est le nombre d'arbres présents dans le peuplement et S la surface du peuplement. Cet indice permet de détecter un agencement aléatoire de la position des arbres ( $R_{Clark} = 1$ ). On observe une répartition agrégée de la position des arbres si  $R_{Clark} < 1$ , et une répartition régulière de la position des arbres si  $R_{Clark} > 1$ .

#### 1.4.1.2 Les fonctions de Ripley

La fonction K(r) de Ripley [Ripley, 1977] permet de caractériser la structure spatiale du peuplement pour plusieurs distances d'analyse r.

On considère un processus ponctuel, homogène et isotrope de densité  $\lambda$ . On peut ainsi caractériser la propriété du second ordre du processus ponctuel par une fonction K(r) telle que  $\lambda K(r)$  est l'espérance du nombre de voisins à une distance r d'un point quelconque du semis choisi aléatoirement (x).

$$\mathbb{E}(N(x,r)) = \lambda \times K(r) \tag{1.3}$$

La fonction K(r) de Ripley est utilisée pour comparer les structures spatiales de semis de points de densités variables. Elle permet ainsi de caractériser la structure du voisinage moyen autour d'un point du semis en la comparant à la structure du voisinage moyen autour d'un point pour un semis de distribution aléatoire (hypothèse nulle). Cette comparaison permet de déterminer si la structure du semis analysé est aléatoire, agrégée ou régulière.

Par conséquent pour un semis de points avec une structure agrégée, les points du semis ont en moyenne plus de voisins que sous l'hypothèse nulle  $(K(r) > \pi \times r^2)$ . Pour un semis de points avec une structure régulière, les points du semis ont en moyenne moins de voisins que sous l'hypothèse nulle  $(K(r) < \pi \times r^2)$ . L'interprétation de la fonction K(r) n'est cependant pas évidente [Goreaud, 2000, Ngo Bieng, 2007]. Les fonctions dérivées de K(r) : L(r) de Besag [Besag, 1977] et g(r) [Stoyan, 1987] facilitent l'interprétation graphique des résultats.

Pour connaître le processus ponctuel (aléatoire, agrégé ou régulier) pour une parcelle forestière de taille définie, un estimateur de la fonction K(r) est calculé  $(\widehat{K}(r))$ . Cet estimateur est le rapport du nombre moyen de voisins observés (N(x,r)) sur l'estimateur de l'intensité  $(\widehat{\lambda})$ .

$$\widehat{K}(r) = \frac{N(x,r)}{\widehat{\lambda}} \tag{1.4}$$

où  $\widehat{\lambda}$  est le rapport entre le nombre d'arbres de la parcelle (n(S)) et la surface de la parcelle étudiée (S):

$$\widehat{\lambda} = \frac{n(S)}{S} \tag{1.5}$$

L'estimateur  $(\widehat{K}(r))$ , obtenu en utilisant l'équation 1.6, est corrigé par le facteur c(i, j, r) du fait de l'étude de surfaces bornées (parcelles forestières) où l'hypothèse d'homogénéité n'est plus respectée.

$$\widehat{K}(r) = \frac{S}{(n(S))^2} \sum_{i=1}^{n(S)} \sum_{j=1, i \neq j}^{n(S)} (||x_i - x_j|| \le r) c(i, j, r)$$
(1.6)

où c(i, j, r) est un facteur de correction des "effets de bords". ( $|| x_i - x_j || \le r$ ) est un indicateur qui vaut 1 si la distance entre les deux points  $x_i$  et  $x_j$  est inférieure à r [Macron, 2010].

Plusieurs méthodes permettant de corriger les "effets de bords" sont comparées dans [Ripley, 1991,Gignoux et al., 1999]. Deux méthodes semblent plus adaptées à K(r) et permettent d'obtenir un estimateur non biaisé quelque soit le domaine d'étude. La méthode de correction locale proposée par [Ripley, 1977] et la méthode de correction globale proposée par [Stoyan et al., 1996] semblent être les plus robustes. La méthode proposée par [Ripley, 1977] est retenue pour l'analyse de la structure spatiale des peuplements forestiers présentée au chapitre 2.

#### **1.4.1.3** Les fonctions intertypes

Les fonctions intertypes  $K_{12}$  [Goreaud and Pélissier, 2003, Macron, 2010] permettent de caractériser la relation spatiale entre deux entités, par exemple deux espèces d'arbre au sein du semis de points. Cette fonction est basée sur le même principe que la fonction  $K_{(r)}$  de Ripley.

La fonction  $K_{12}$  est définie comme :  $\lambda_2 \times K_{12}(r)$ , qui est le nombre de points de type 2 attendu dans un cercle de diamètre r centré sur un point de type 1 choisi aléatoirement dans la surface d'étude. Dans un même temps, on peut définir :  $\lambda_1 \times K_{21}(r)$ , qui est le nombre de points de type 1 attendu dans un cercle de diamètre r centré sur un point de type 2 choisi aléatoirement dans la surface d'étude.  $\lambda_1$  et  $\lambda_2$  correspondent donc respectivement aux nombres attendus d'entités de type 1 et 2 par  $m^2$ . Ces relations sont définies pour des semis de points homogènes et isotropes [Pélissier and Goreaud, 2001].

Les estimateurs des fonctions intertypes sont définis par les équations (1.7) et (1.8). Pour les deux équations, les effets de bords sont corrigés par la méthode proposée par [Ripley, 1977] et décrite dans [Goreaud and Pélissier, 2003, Schlather et al., 2004, Wiegand and A. Moloney, 2004].

$$\widehat{K}_{12}(r) = \frac{1}{\widehat{\lambda}_2 \times N_1} \sum_{i=1}^{N_1} \sum_{j=1, i \neq j}^{N_2} (\parallel x_{i1} - x_{j2} \parallel \le r) c(i, j, r)$$
(1.7)

où  $\widehat{\lambda}_2 = \frac{N_2}{S}$ .  $N_1$  est le nombre de points de type 1 observés dans la surface S.  $N_2$  est le nombre de points de type 2 observés dans la surface S. ( $|| x_{i1} - x_{j2} || \le r$ ) = 1 si la distance entre un point quelconque i de type 1 et un point quelconque j de type 2 est plus petit que r.  $K_{ij} = 0$ 

si la distance est plus grande que r. c(i, j, r) est le facteur de correction des effets de bords.

$$\widehat{K}_{21}(r) = \frac{1}{\widehat{\lambda}_1 \times N_2} \sum_{i=1}^{N_2} \sum_{j=1, i \neq j}^{N_1} (\|x_{i2} - x_{j1}\| \le r) c(i, j, r)$$
(1.8)

où  $\widehat{\lambda}_1 = \frac{N_1}{S}$ .

#### 1.4.2 Modélisation de la structure spatiale

Une fois que les structures spatiales des taillis inventoriés sont identifiées, la seconde étape de la construction du modèle de génération consiste à déterminer un processus permettant de générer la position de chacun des arbres d'un peuplement virtuel. Plusieurs méthodes ont été développées dans la littérature pour générer différents types de structures spatiales [Stoyan and Penttinen, 2000]. Dans cette thèse nous avons choisi de nous inspirer de ces différentes méthodes pour construire un modèle adapté à la génération d'un taillis.

Les processus ponctuels sont depuis longtemps utilisés en statistique spatiale pour générer des semis de points ayant des structures spatiales plus ou moins compliquées. On peut ainsi trouver des études utilisant les processus ponctuels dans des domaines aussi variés que l'astrophysique [Beisbart and Kerscher, 2000, Stoica et al., 2014], la géophysique [Ogata, 1988, Dasgupta and Raftery, 1998], l'hydrologie [Smith, 1993, Calenda and Napolitano, 1999, Favre, 2001] et les sciences forestières [Gavrikov and Stoyan, 1995, Goreaud, 2000, Montes et al., 2008, Hui and Pommerening, 2014].

Cette section propose une description rapide des principaux processus permettant de générer des semis de points ayant des structures spatiales : aléatoires, agrégées, régulières ou complexes. Un inventaire ainsi qu'une description plus complète de ces processus est disponible dans [Stoyan and Penttinen, 2000, Comas and Mateu, 2007]

#### 1.4.2.1 Les processus ponctuels

**1.4.2.1.1** Le processus de Poisson homogène Un processus de Poisson d'intensité  $\lambda$  permet de générer un semis de points ayant une structure dite aléatoire sur une surface S. Les points du semis sont ainsi répartis uniformément et distribués indépendamment les uns des autres sur S. Ce processus sert à générer un semis de référence assimilé à l'hypothèse nulle [Cressie, 1993] permettant de détecter la présence de structures agrégées ou régulières. Le processus de Poisson homogène est obtenu en tirant successivement et indépendamment un nombre N de points suivant une loi de probabilité uniforme sur S.

**1.4.2.1.2** Le processus de Poisson inhomogène Ce processus est une modification du processus de Poisson homogène. Dans ce dernier, les points du semis apparaissent préférentiellement dans certaines zones de S. Le processus de Poisson inhomogène est ainsi obtenu en tirant successivement et indépendamment un nombre N de points suivant une loi de probabilité non uniforme sur S.

**1.4.2.1.3** Le processus de Neyman Scott Le processus de Neyman Scott permet de générer des semis de points agrégés. Le processus de génération se réalise en deux étapes. Dans un premier temps, un semis de points  $x_i$  est généré selon un processus de Poisson homogène. Puis pour chaque point du semis  $x_i$ ,  $y_i$  points sont générés dans un cercle de rayon  $R_i$  selon un processus de Poisson homogène. Les points  $x_i$  sont finalement effacés et l'on obtient ainsi des agrégats

positionnés aléatoirement sur la surface du semis. Les points  $y_i$  ne sont pas forcément générés selon un processus de Poisson homogène mais peuvent aussi être issus de processus inhomogènes suivant des lois de probabilités diverses.

**1.4.2.1.4** Le processus de Cox Le processus de Cox est similaire au processus de Neyman Scott [Cox, 1955, Diggle and Milne, 1983]. Le processus de génération se réalise en deux étapes. Dans un premier temps un semis de  $x_i$  points est généré selon un processus de Poisson homogène. Dans un deuxième temps  $y_i$  points sont générés selon un processus de Poisson homogène. Les points y étant situés à une distance inférieure à R d'au moins un point x sont conservés, les autres, sont de nouveau générés selon un processus de Poisson homogène jusqu'à ce que l'ensemble des points  $y_i$  soient générés.

## 1.5 Méthode des Éléments Discrets (MED)

La quantification de l'énergie perdue par un bloc après impact dans un franc pied ou une cépée nécessite le développement d'un modèle numérique décrivant la réponse mécanique d'une ou plusieurs tiges à la suite de l'impact. Ces dernières années, de nombreux travaux ont permis de développer des relations empiriques et des modèles numériques de prédiction de l'énergie perdue par un bloc après l'impact contre un arbre. [Dorren et al., 2006, Jancke, 2012] proposent des relations empiriques calculant l'énergie perdue par un bloc en fonction du diamètre de l'arbre impacté, de la hauteur et de l'excentricité de l'impact sur le tronc. Récemment, des méthodes de modélisation avancées de la réponse dynamique d'un arbre soumis à l'impact d'un bloc ont été proposées par plusieurs auteurs. [Jonsson, 2007] et [Bertrand et al., 2013] ont proposés des modèles basés sur la Méthode de Éléments Finis (MEF). Le modèle proposé par [Jonsson, 2007] intègre, plus particulièrement, le contact entre le bloc et l'arbre (épicéa) ainsi que le rôle du système racinaire. [Olmedo, 2015] propose un modèle permettant de simuler l'impact de blocs sur des tiges basé sur la MED. Dans cette approche, la tige est représentée comme une poutre déformable et le contact entre le bloc et la tige est modélisé explicitement. L'utilisation de cette méthode entraîne une modélisation simplifiée de la tige par rapport au modèle MEF. Cependant, les simulations d'impact sur une tige sont moins coûteuses en temps de calcul.

La MED semble la méthode la plus adaptée par rapport à la MEF pour simuler l'impact d'un bloc sur un franc pied ou une cépée et plus particulièrement la propagation d'un bloc à l'échelle du versant, notamment car les temps de simulation sont plus courts.

#### 1.5.1 Principe de la MED

On distingue généralement deux approches de modélisation MED : les approches de type dynamique des contacts et les approches de type dynamique moléculaire [Bardet, 1998, Cambou et al., 2001]. Les deux approches sont dédiées à la modélisation de particules en interactions sous l'action de forces de contact ou de champs de forces (gravité...).

Dans les méthodes de type dynamique des contacts [Jean, 1999, Radjai and Richefeu, 2009] les particules sont modélisées comme des sphères dures. Aucune interpénétration entre les particules n'est autorisée. La gestion des contacts se fait par la définition de lois non régulières qui introduisent des discontinuités de vitesses et de forces lors du contact entre deux particules. Les équations de la dynamique sont résolues implicitement sans approximation des discontinuités de vitesses et de forces entre deux particules. Dans les méthodes de type dynamique moléculaire [Cundall and Strack, 1979] les forces de contact sont calculées à partir de l'interpénétration et des vitesses relatives entre les particules (bloc-arbre / bloc-sol dans notre cas). Les particules sont considérées rigides localement déformables. Les relations entre les forces de contact, l'interpénétration et les vitesses relatives des particules permettent de traduire les déformations élastiques, plastiques ou visqueuses ainsi que l'endommagement au voisinage des points de contact.

L'approche dynamique moléculaire est souvent préférée à l'approche dynamique des contacts car son formalisme permet d'implémenter plus facilement des lois de contact complexes. L'approche dynamique moléculaire est généralement utilisée pour la modélisation de milieux granulaires. Cependant celle-ci peut être adaptée pour modéliser le comportement de matériaux continus [Jebahi et al., 2015] et la fracturation lors de la simulation d'impacts sur des structures. Au final, nous avons choisi d'utiliser l'approche dynamique moléculaire. La modélisation de l'impact d'un bloc sur un arbre, sur une cépée, ou le sol est réalisée en utilisant le code YADE DEM [Smilauer et al., 2014].

La MED permet de déterminer, quel que soit l'instant t, la position des particules et les forces appliquées sur chacune des particules modélisées. Au début de chaque cycle de calcul (au temps t), la position des particules ainsi que les forces appliquées sur chacune des particules sont connues. Les positions des particules et des forces de contact sont calculées au temps  $t + \Delta t$  en suivant quatre étapes :

- 1. Mise à jour des contacts existants, des interpénétrations et des vitesses relatives entre les particules à partir des positions et des vitesses des particules au temps t.
- 2. Calcul des forces de contact au temps  $t + \Delta t$  à partir des interpénétrations, des vitesses relatives et des forces de contact au temps t par l'intermédiaire des lois de contact.
- 3. Calcul du déplacement des particules entre le temps t et  $t + \Delta t$  par la résolution des équations issues du Principe Fondamental de la Dynamique.
- 4. Mise à jour des positions des particules, des vitesses relatives et des forces de contact au temps  $t + \Delta t$ .

#### 1.5.2 Détection des contacts

Le cycle de calcul de la MED débute par la mise à jour des contacts entre les particules. La détection des contacts potentiels entre deux particules est particulièrement coûteuse en temps et évolue de façon quadratique en fonction du nombre de particules présentes dans la simulation. Pour optimiser les temps de calcul, les modèles MED développés dans cette thèse utilisent une méthode de détection des contacts de type *voisinage de particules*. Cette méthode permet, pour chaque particule de la simulation, la création d'une liste de particules potentiellement en contact avec la particule testée. Les listes sont mises à jour tous les N cycles de calcul. Les particules en contact sont définies comme les particules situées à une distance inférieure à une valeur seuil. Pour optimiser les temps de simulation, la valeur seuil ainsi que la périodicité de la mise à jour des listes de voisins doivent être définies avec précaution (en fonction de la taille des particules et des conditions de simulation).

#### 1.5.3 Calcul des forces de contact

Une fois les contacts détectés, des lois de contact permettent de calculer les forces appliquées sur chacune des particules. Ces forces sont calculées en fonction des positions et des vitesses relatives des particules en contact. Les lois de contact permettent de modéliser des comportements linéaires ou non-linéaires au niveau des contacts entre les particules. Ces lois, définies au niveau du contact, peuvent être plus ou moins complexes en fonction du phénomène physique que l'on souhaite modéliser (élasticité, élasto-plasticité, viscosité, endommagement...). La formulation des lois de contact permet, pour chaque pas de temps  $\Delta t$ , de calculer les incréments de force normale  $dF_n$  et de force tangentielle  $dF_t$  en fonction de l'incrément d'interpénétration normale  $dU_n$  ou du déplacement tangentiel relatif  $dU_t$  entre deux particules.

$$dF_n = f_n(dU_n, F_n, P_n, \Delta t) \tag{1.9}$$

$$dF_t = f_t(dU_t, F_t, P_t, \Delta t) \tag{1.10}$$

où  $f_n$ ,  $f_t$  sont les fonctions caractérisant les lois de contact.  $P_n$ ,  $P_t$  sont les paramètres caractérisant les lois de contact. Les paramètres  $P_n$  et  $P_t$  peuvent être des paramètres mécaniques des particules (module de Young, coefficient de Poisson).  $F_n$  et  $F_t$  sont les incréments de forces relatives dans les directions normale et tangentielle au pas de temps précédent.

Les forces de contact au temps t sont ainsi déterminées suivant les équations 1.11 et 1.12.

$$F_n(n) = F_n(t - \Delta t) + dF_n \tag{1.11}$$

$$F_t(t) = F_t(t - \Delta t) + dF_t \tag{1.12}$$

où  $F_n(t)$  et  $F_t(t)$  sont respectivement les forces normale et tangentielle dans les directions normale et tangentielle à la surface du contact.

Une approche similaire peut être appliquée pour modéliser des moments résistants au point de contact en fonction des vitesses de rotation relatives entre les particules.

#### 1.5.4 Calcul des déplacements

Le calcul des déplacements des particules entre le temps t et  $t + \Delta t$  est réalisé en appliquant le Principe Fondamental de la Dynamique pour chaque particule au temps t. Les accélérations en translation  $\ddot{x}$  et en rotation  $\dot{\omega}$  sont calculées pour les trois dimensions de l'espace  $\Omega = x, y, z$ .

$$\ddot{x}_{\Omega} = \frac{F_{\Omega}}{m} \tag{1.13}$$

$$\dot{\omega}_{\Omega} = \frac{M_{\Omega}}{I_{\Omega}} \tag{1.14}$$

où m et  $I_{\Omega}$  sont respectivement la masse et le moment d'inertie autour de l'axe  $\Omega$ .  $F_{\Omega}$  et  $M_{\Omega}$  sont respectivement des forces et des moments d'interactions appliqués à distance sur la particule (c'est-à-dire, la gravité).

Les accélérations en translation et rotation au temps t sont exprimées en fonction des vitesses de translation et de rotation au temps  $t + \frac{\Delta t}{2}$  et  $t - \frac{\Delta t}{2}$  en appliquant un schéma numérique de type "différences finies centrées". La vitesse des particules est ainsi calculée au temps  $t + \frac{\Delta t}{2}$  suivant les équations 1.15 et 1.16.

$$\dot{x}_{\Omega}(t + \frac{\Delta t}{2}) = \dot{x}_{\Omega}(t - \frac{\Delta t}{2}) + \ddot{x}_{\Omega}(t)\Delta t$$
(1.15)

$$\omega_{\Omega}(t + \frac{\Delta t}{2}) = \omega_{\Omega}(t - \frac{\Delta t}{2}) + \dot{\omega}_{\Omega}(t)\Delta t$$
(1.16)

La position des particules ainsi que leurs orientations au temps  $t + \Delta t$  sont calculées suivant les équations 1.17 et 1.18.

$$x_{\Omega}(t + \Delta t) = x_{\Omega}(t) + \dot{x}_{\Omega}(t + \frac{\Delta t}{2})\Delta t$$
(1.17)

$$\theta_{\Omega}(t + \Delta t) = \theta_{\Omega}(t) + \omega_{\Omega}(t + \frac{\Delta t}{2})\Delta t$$
(1.18)

Le calcul des positions et des orientations des particules au temps  $t + \Delta t$  est indispensable à l'initiation d'un nouveau cycle de calcul. Il est important de noter que, pour garantir la stabilité numérique des simulations, le pas de temps choisi doit être suffisamment petit.

#### 1.6 Analyse de sensibilité et méta-modélisation

La simplification du modèle MED d'impact d'un bloc sur un franc pied ou une cépée est nécessaire pour permettre son utilisation à l'échelle du versant. Les analyses de sensibilité peuvent être utilisées dans cette optique. Ces approches permettent de décrire de quelle façon la variabilité de la réponse d'un modèle est affectée par la variabilité des différents paramètres d'entrée du modèle. Les objectifs de ces analyses sont variés [Saltelli et al., 2006, Caniou, 2012, Iooss and Lemaître, 2015] :

- Analyser l'influence des paramètres d'entrée du modèle sur les résultats du modèle (contributions/interactions).
- Identifier les paramètres non influents et simplifier le modèle.
- Réduire la dispersion des résultats du modèle en minimisant la variabilité des paramètres les plus influents.

Plusieurs méthodes d'analyses de sensibilité sont disponibles dans la littérature dont une partie est présentée dans la figure 1.4. Celles-ci peuvent être classées en trois groupes : les méthodes d'analyse par criblage, les analyses de sensibilité locale et les analyses de sensibilité globale [Jacques, 2005].

Les méthodes d'analyse par criblage permettent d'analyser qualitativement l'importance de la variabilité des paramètres d'entrée sur la réponse du modèle. Celles-ci sont généralement utilisées pour les modèles disposant d'un grand nombre de variables d'entrée. On peut citer comme exemple la méthode de Morris [Morris, 1991]. Celle-ci permet de classifier l'importance des paramètres d'entrée en trois groupes : ceux ayant un effet négligeable, ceux ayant un effet linéaire important sans interactions avec les autres paramètres et ceux ayant des effets non-linéaires importants ou ayant des interactions importantes avec d'autres paramètres.

Les analyses de sensibilité locale et les analyses de sensibilité globale sont des méthodes d'analyses quantitatives. Elles permettent, d'une part, de hiérarchiser les variables d'entrée les plus influentes d'un modèle et, d'autre part, de donner un ordre de grandeur des écarts au sein de cette hiérarchie [Jacques, 2005].



Figure 1.4 – Synthèse des méthodes d'analyse de sensibilité [Iooss and Lemaître, 2015]

Les analyses de sensibilité locale permettent d'étudier de quelle façon la variation des paramètres d'entrée autour d'une valeur dite nominale (souvent la valeur moyenne) se répercute sur la réponse du modèle. Plusieurs méthodes d'analyse de sensibilité locale peuvent être utilisées : les méthodes indirectes [Rabitz et al., 1983, Pauw and Vanrolleghem, 2006, Saltelli and Chan, 2008] ainsi que les méthodes directes [Saltelli and Chan, 2008]. Ces méthodes nécessitent généralement un nombre réduit de réalisations pour déterminer l'influence des différents paramètres d'entrée sur les résultats. Cependant, elles sont construites en considérant que les influences entre paramètres d'entrée et de sortie du modèle sont linéaires. De plus, elles ne permettent pas de détecter les interactions entre les paramètres d'entrée.

Les analyses de sensibilité globale sont utilisées pour étudier l'influence de la variabilité des paramètres d'entrée sur la variabilité des paramètres de sortie. Ces analyses sont généralement basées sur la décomposition de la variance. Elles permettent de déterminer la part de la variance des résultats du modèle numérique expliquée par chaque paramètre d'entrée ainsi que les interactions entre les paramètres d'entrée (interactions de second ordre et d'ordres supérieurs). Une des méthodes hiérarchisant l'importance des paramètres d'entrée du modèle est présentée par Sobol (indices de Sobol [Sobol, 1993]).

Dans cette thèse, nous avons privilégié l'utilisation d'analyses de sensibilité globale. Cependant, l'utilisation de ces méthodes nécessite la réalisation d'un nombre important de simulations du modèle testé. Leur utilisation avec un modèle numérique MED, présentant des temps de calcul long, s'avère donc compliquée. Pour répondre à ces problématiques de temps de calcul, des méthodes utilisant une approximation du modèle étudié (méta-modèle) ont été appliquées pour réaliser des analyses de sensibilité globale pour des temps de calcul réduits. La création d'un méta-modèle consiste à calibrer un modèle mathématique sur la base de la réponse d'un modèle numérique en considérant l'ensemble de la variabilité des paramètres d'entrée. Le modèle ainsi créé doit permettre une bonne prédiction de la réponse du modèle d'origine pour un temps de calcul négligeable [Sudret, 2012]. De nombreuses méthodes permettant la création de méta-modèles sont présentées dans la littérature [Fang et al., 2005, Sudret, 2008, Hastie et al., 2009, Simpson et al., 2014].

Dans cette thèse nous avons privilégié l'utilisation de la méthode de construction d'un métamodèle par chaos polynomial. Cette méthode permet la détermination directe des indices de Sobol [Sudret, 2008] et l'optimisation des temps de calcul nécessaires à la réalisation d'une étude de sensibilité globale pour le modèle MED développé.

#### 1.6.1 Méthode basée sur la décomposition de la variance : les indices de Sobol

La réponse  $Y \in \mathbb{R}$  d'un modèle est fonction des valeurs des paramètres d'entrée  $X_i = (X_1, ..., X_d) \in \mathbb{R}^d$  avec  $X_i (i = 1, ..., d)$ :

$$Y = f(X_i) \tag{1.19}$$

La variabilité des résultats du modèle, induite par la variation des valeurs des paramètres d'entrée  $(X_i)$ , est bien décrite par la variance de Y. Les méthodes basées sur la décomposition de la variance permettent ainsi de déterminer la part de la variance de Y (Var[Y]) expliquée par chaque paramètre d'entrée  $X_i$  et les interactions entre les paramètres d'entrée (interactions de second ordre et d'ordres supérieurs). Les indices de Sobol  $(S_i)$  et indices de Sobol totaux  $(S_{Ti})$  [Sobol, 1993] sont calculés par la décomposition du modèle en une somme de fonctions de dimensions croissantes.

La décomposition de la variance peut s'écrire :

$$Var[Y] = \sum_{i=1}^{d} D_i(Y) + \sum_{i< j}^{d} D_{ij}(Y) + \dots + D_{12\dots d}(Y)$$
(1.20)

où  $D_i(Y) = Var[\mathbb{E}(Y|X_i)], D_{ij}(Y) = Var[\mathbb{E}(Y|X_i, X_j)] - D_i(Y) - D_j(Y)$  et ainsi de suite pour les interactions d'ordres supérieurs.

Les indices de Sobol sont définis de la façon suivante :

$$S_i = \frac{D_i(Y)}{Var[Y]} \tag{1.21}$$

$$S_{ij} = \frac{D_{ij}(Y)}{Var[Y]} \tag{1.22}$$

Les indices de Sobol totaux sont finalement définis suivant l'équation 1.23 [Homma and Saltelli, 1996].

$$S_{Ti} = S_i + \sum_{i < j} S_{ij} + \sum_{j \neq i, k \neq i, j < k} S_{ijk} + \dots = \sum_{l \in \#i} S_l$$
(1.23)

L'estimation de ces indices peut s'avérer très coûteuse en temps de calcul et ce coût de calcul augmente avec le calcul des indices d'ordre supérieur. [Iooss and Lemaître, 2015] recommandent donc de limiter l'analyse des indices de Sobol au premier et second ordre. Toutefois, l'estimation précise de ces indices requière généralement  $10^4$  itérations pour obtenir l'indice associé à un paramètre d'entrée avec une incertitude de 10%. Certaines optimisations, au niveau du plan d'expérience, peuvent néanmoins être adoptées et sont décrites dans [Cukier et al., 1978, Saltelli et al., 1999, Tarantola et al., 2006, Saltelli et al., 2007].

#### 1.6.2 Analyse de sensibilité basée sur la méta-modélisation

Dans ce travail de recherche, un méta-modèle est construit sur la base des résultats d'un modèle numérique en utilisant l'expansion par chaos polynomial (PCE). On considère un modèle f ayant une réponse Y de variance finie.

[Sudret, 2008] propose une description détaillée des différentes étapes de construction d'un méta-modèle. Cette méthode conduit à la définition d'un méta-modèle :

$$Y = f^{PCE}(X) = \sum_{\alpha \in A} Y_{\alpha} \psi_{\alpha}(X)$$
(1.24)

où  $\psi_{\alpha}$  sont des fonctions polynomiales multivariées qui constituent une base polynomiale orthogonale.  $Y_{\alpha}$  est la projection orthogonale de la réponse du modèle selon  $\psi_{\alpha}$ .

On peut noter que l'utilisation de la méthode PCE pour la construction d'un méta-modèle permet d'établir analytiquement la décomposition de la variance selon Sobol [Sobol, 2001]. Celleci permet de déterminer de manière rapide les indices de Sobol (équations 1.21, 1.22) en fonction des coefficients  $\psi_{\alpha}$ .

### 1.7 Structuration du travail de thèse

La partie précédente, introductive du manuscrit de thèse, est suivie de 5 chapitres répondant aux questions scientifiques qui sont décrites dans la section 1.2.

Dans le chapitre 2, les travaux portant sur la caractérisation de la structure spatiale des taillis de montagne et le développement d'un modèle de génération d'un taillis sont présentés. Plusieurs inventaires forestiers ont été réalisés dans les Alpes et les Pyrénées. La structure spatiale de chaque inventaire est analysée et une structure spécifique aux taillis de montagne est caractérisée. Finalement, un modèle de génération permettant de traduire la structure spatiale des taillis est mis au point et validé sur les placettes inventoriées.

Le chapitre 3 est une étape préliminaire au développement de modèles d'impact sur un franc pied ou une cépée. Il est dédié au développement et à la calibration d'un modèle numérique d'impact d'un bloc sur une tige de bois de faible diamètre. Le modèle est basé sur la méthode des éléments discrets (MED). Il permet de modéliser l'impact d'un bloc sur une tige assimilée à un cylindre déformable. La calibration du modèle est réalisée à l'aide d'essais d'impacts sur des tiges de bois.

Le modèle MED détaillé au chapitre 3 est utilisé dans le chapitre 4 pour construire un modèle numérique d'impact d'un bloc sur un franc pied. Ce modèle intègre l'influence du houppier et du système racinaire. Cependant, la définition de 19 paramètres d'entrée, couplée à un temps de calcul long, ne permet pas son utilisation directe à l'échelle du versant. Pour remédier à ce problème, une analyse de sensibilité est réalisée. Cette analyse permet de simplifier l'utilisation du modèle en identifiant les paramètres d'entrée prépondérant sur les paramètres cinématiques du bloc après impact.

Le chapitre 5 a pour but de développer un modèle d'impact d'un bloc sur une cépée. Dans un premier temps, l'intégration de structures multi-brins dans le modèle numérique est réalisée. Celles-ci permettent de simuler l'interaction d'un bloc avec plusieurs tiges et des différentes tiges entre elles lors d'un impact. Dans un deuxième temps, une campagne de simulations d'impacts de blocs sur des cépées est réalisée. Différentes configurations d'impacts sont explorées afin de déterminer quels paramètres dendrométriques (nombre de tiges au sein de la cépée, diamètre moyen de la cépée...) influencent la réduction d'énergie du bloc après impact.

Les travaux présentés au chapitre 6 portent sur l'étude du rôle de protection des taillis. Pour cela, un modèle trajectographique MED intégrant l'ensemble des travaux réalisés dans cette thèse est développé. L'apport de la méthode de modélisation utilisée est évalué en comparant des analyses trajectographiques réalisées en forêts de taillis avec le modèle MED et le modèle RockyFor3D [Dorren and Berger, 2006].

Finalement, dans le chapitre 7, les principaux résultats et perspectives de ce travail de thèse sont présentés.

## Chapitre 2

# Génération d'un peuplement de taillis

### 2.1 Introduction

Les travaux de ce chapitre sont dédiés au développement d'un modèle numérique permettant de représenter virtuellement, de manière réaliste et robuste un taillis sur un versant. Ce modèle est construit sur la base de l'étude des caractéristiques spatiales et dendrométriques d'inventaires forestiers. Par ailleurs, les inventaires forestiers réalisés dans ce chapitre serviront à définir des géométries de cépées qui seront utilisées pour réaliser des simulations d'impacts sur cépées dans le chapitre 5.

La première section de ce chapitre présente le protocole d'inventaire des placettes ainsi que les caractéristiques dendrométriques de celles-ci. La deuxième section traite de l'analyse des caractéristiques dendrométriques ainsi que des caractéristiques spatiales des placettes de taillis inventoriées. La dernière section présente le modèle numérique permettant de générer des peuplements virtuels de taillis à l'échelle du versant. La validité du modèle est finalement évaluée par comparaison entre les peuplements générés par le modèle et les taillis inventoriés.

### 2.2 Les inventaires forestiers

Les inventaires utilisés dans cette étude pour construire le modèle de génération se composent de deux jeux de placettes de terrain. Nous disposions d'un premier jeu de données regroupant 13 placettes de tailles variables inventoriées par Oliver Jancke au cours de sa thèse [Jancke, 2012]. Pour compléter ce jeu de données, le protocole d'inventaire utilisé par [Jancke, 2012] a été adapté pour inventorier 8 nouvelles placettes de  $50 \times 50 m$ .

#### 2.2.1 Placettes de tailles variables

13 placettes de tailles variable allant de 225 à 729  $m^2$  ont été inventoriées dans le cadre de la thèse d'Oliver Jancke [Jancke, 2012]. La taille des placettes est fonction de la densité de tiges à l'hectare (N). Ainsi, plus N est grand, plus la taille de la placette est réduite (certaines placettes pouvant atteindre N = 4700). Le hêtre (Fagus sylvatica), l'érable à feuilles d'obier (Acer opalus), l'alisier blanc (Sorbus aria) et le tilleul à petites feuilles (Tilia cordata) sont les principales espèces présentes dans ces peuplements (Tableau 2.2). Les peuplements inventoriés se situent sur des pentes variant de 16 à 40°. Les altitudes des placettes sont comprises entre 430 et 1160 m. La position de chaque placette est choisie aléatoirement à l'intérieur d'une parcelle homogène (définie par l'absence de chemins ou pistes forestières, de couloirs de propagation de blocs et de perturbations anthropiques sur la parcelle).
## 2.2.2 Placettes de 50 $\times$ 50 m

6 placettes ont été inventoriées dans les Alpes françaises à proximité de Grenoble (38). 2 autres placettes ont été inventoriées dans le massif pyrénéen proche de la ville d'Auzat (09) (Figure 2.1). La position de chaque placette dans les peuplements inventoriés est choisie aléatoirement à l'intérieur d'un secteur homogène. L'ensemble des peuplements inventoriés se situe sur des pentes variant de 30 à 35° dans des secteurs compris entre 490 et 1300 m d'altitude. Les principales espèces présentes dans ces peuplements sont : le chêne pubescent (*Quercus pubescens*), le hêtre (*Fagus sylvatica*), l'érable à feuilles d'obier (*Acer opalus*), le tilleul à petites feuilles (*Tilia cordata*) et le noisetier (*Corylus avellana*). La distribution en pourcentage des espèces présentes dans les placettes est fournie dans le tableau 2.2.

#### 2.2.3 Données collectées

Chaque inventaire recense les coordonnées en X et Y, l'espèce, le diamètre à hauteur de poitrine  $(D_{Tige})$  de chaque tige vivante ayant un diamètre supérieur ou égal à 5 cm. L'appartenance des tiges inventoriées à une même cépée est enregistrée. Les coordonnées de chaque tige sont mesurées en angle et distance à partir d'un point de référence situé dans le coin inférieur gauche de la placette inventoriée (Figure 2.2). Les mesures sont réalisées à l'aide d'un mini-théodolite et d'une sonde ultrasons (Vertex III, Haglof, Sweden).

Couleur	Abréviation.	Genre Espèce	Nom anglais	Nom français	
	ABAL Abies alba		European silver fir	Sapin blanc, sapin pectiné	
	ALVI Alnus viridis		Green alder	Aulne vert	
	ACAC Acer campestre		Field maple	${ m \acute{E}rable~champ{\hat{e}tre}}$	
	ACOP Acer opalus		Italian maple	Érable à feuilles d'obier, érable d'Italie	
	ACPL Acer platanoides		Norway maple	Érable plane	
	ACPS	Acer pseudoplatanus	Sycamore maple	Érable sycomore	
	$\mathbf{ACsp}$	Acer sp.	Maple	Érable	
	BEPE	Betula pendula	Silver birch	Bouleau verruqueux	
	$\operatorname{BEsp}$	Betula sp.	Birch	Bouleau	
	BUSE	Buxus sempervirens	Common box, European Box	Buis	
	CASA	Castanea sativa	Sweet chestnut	Châtaignier commun	
	COAV	Corylus avellana	Common hazel	Noisetier commun	
	COSA	Cornus sanguinea	Dogwood	Cornouiller sanguin	
	$\operatorname{COsp}$	Cornus sp	Dogwood	Cornouiller	
	CRMO	Crataegus monogyna	Hawthorn monogynous	Aubépine monogène	
	FASY	Fagus sylvatica	European beech, common beech	Hêtre commun	
	FREX	Fraxinus excelsior	European ash, comman ash	Frêne commun, frêne élevé	
	ILAQ	Ilex aquifolium	European holly	Houx commun	
	LAAN	Laburnum vulgare	laburnum	Cytise commun	
	PIAB	Picea abies	Norway spruce, European spruce	Épicéa commun	
	$\mathbf{POsp}$	Populus sp	Poplar	Peuplier	
	$\mathbf{PRAV}$	Prunus avium	Wild cherry	Merisier	
	QUPU	$Quercus\ pubescens$	Downy oak, pubescent oak	Chêne pubescent	
	ROPS	Robinia pseudoacacia	Black locust	Robinier faux acacia	
	SOAR	Sorbus aria	Common whitebeam	Alisier blanc	
	TICO	Tilia cordata	Small leaved lime	Tilleul à petite feuilles	
	ULsp	Ulmus sp.	Elm	Orme	

\_



Figure 2.1 – Localisation des placettes inventoriées (Source : Géoportail).

ы	Exp.	Pente	Altitude	Surface	N	$\frac{N_{CP}}{N_{EP}}$	$Diam_{Moy}$	$Diam_{Std}$	Espèces
<u>I</u> U	(°)	(°)	(m)	$(m^2)$	$(ha^{-1})$	(%)	$(\mathrm{cm})$	(cm)	(%  de tiges)
GR1	75	30	1304	2500	1172	73	$16,\!98$	8,20	FASY 63, ACOP 15, QUPU 10 ,SOAR 8
SP1	51	32	1241	2500	1668	65	$12,\!35$	$^{8,05}$	ACOP 29, COAV 27, SOAR 24, QUPU 16
SP2	55	30	1232	2500	1956	49	$14,\!45$	$^{6,21}$	QUPU 50, ACOP 37, ABAL 9
SP3	53	33	1269	2500	2552	51	$12,\!40$	$^{5,06}$	QUPU 50 , ACOP 50 $$
PY1	284	34	793	2500	916	62	21,71	11,77	FASY 83, BEPE 11, PIAB 6
PY2	278	33	799	2500	972	68	$21,\!84$	7,70	FASY 100
MO1	63	34	1251	2500	2500	77	$13,\!32$	$6,\!52$	ACOP 51, QUPU 28, SOAR 17
MO2	63	35	1304	2500	3028	83	$^{9,65}$	$^{4,40}$	ACOP 48, QUPU 41, SOAR 8
FA1	202,5	31	570	390	1358	41	11,91	6,23	QUPU 32, ACOP 19, ROPS 19, SOAR 19, FREX 11
SO1	$292,\!5$	16	430	729	2345	51	$11,\!13$	5,79	SOAR 27, ROPS 17, QUPU 13, CABE 9, COAV 8
SO2	$292,\!5$	33	435	750	1893	83	$12,\!85$	5,74	TICO 42, QUPU 18, SOAR 18, ACOP 13, PRAV 5
SO3	270	38	430	630	1571	64	$12,\!87$	$^{8,07}$	ACOP 36, COAV 25, TICO 18, FREX 16, PRAV 5
SPC1	$122,\!5$	40	1160	448	3325	78	$10,\!23$	4,11	FASY 48, ACOP 14, FREX 14, ULsp 12, PRAV 7
SPC2	$112,\!5$	28	1150	500	3560	54	$10,\!24$	$^{4,00}$	FASY 39, FREX 33, ACOP 18, PRAV 6
LG1	$67,\!5$	29	750	630	2365	80	$12,\!52$	$6,\!55$	FASY 60, ACOP 20, FREX 7, PRAV 6
CV1	$22,\!5$	34	760	500	2780	83	$5,\!63$	$^{3,17}$	FASY 64, ACOP 36
$\rm CV2$	$112,\!5$	35	820	225	2088	75	$5,\!98$	$1,\!04$	ACOP 34, QUPU 21, SOAR 19, FASY 15, LAAN 6
$\rm CV3$	$67,\!5$	33	790	225	3377	86	$7,\!20$	$1,\!98$	ACOP 23, FASY 23, TICO 16, SOAR 14, COAV 10
$\rm CV4$	$67,\!5$	36	780	425	2352	78	$11,\!04$	$4,\!64$	ACOP 42, FASY 33, TICO 16, COAV 9
$\rm CV5$	$112,\!5$	34	840	225	4355	86	$7,\!58$	$^{2,00}$	ACOP 48, QUPU 28, TICO 20,
$\rm CV6$	$292,\!5$	32	800	225	4666	88	$7,\!49$	$^{2,37}$	COAV 36, ACOP 24, FASY 16, FREX 13, SOAR 11

Tableau 2.2 – Description topographique des placettes inventoriées (exposition (Exp.), pente, surface, altitude) et des caractéristiques forestières (N, rapport entre le nombre de tiges appartenant à des cépées ( $N_{CP}$ ) et le nombre de franc pieds ( $N_{FP}$ ), espèces, diamètre moyen des tiges ( $Diam_{Moy}$ ), écart type des diamètres ( $Diam_{Std}$ )). Seuls les arbres vivants ayant un diamètre à hauteur de poitrine ( $D_{Tige}$ ) supérieur à 5 cm sont inventoriés. Seules les espèces ayant un pourcentage supérieur à 5% sont indiquées.



Figure 2.2 – Position de chacune des tiges du peuplement issues de l'inventaire forestier réalisé pour la placette MO1 ( $1^{re}$  placette réalisée à Molard)

## 2.3 Caractérisation de la structure des taillis inventoriés

Dans cette section les caractéristiques dendrométriques (distribution des diamètres, nombre de tiges par hectare (N), pourcentage de tiges appartenant à des cépées (%CP), pourcentage de franc pieds (%FP)) et la structure spatiale des taillis situés en zone de montagne sont analysées.

La première partie de cette section traite de l'analyse spatiale des différents peuplements inventoriés. Cette partie est suivie de l'analyse des paramètres dendrométriques des taillis et, plus particulièrement, de l'analyse des caractéristiques des cépées qui ont une influence importante sur la structure spatiale des peuplements.

## 2.3.1 Méthode d'analyse spatiale

L'analyse de la structure spatiale des différents peuplements inventoriés a été réalisée en utilisant la fonction  $g_{(r)}$ , dérivée de la fonction  $K_{(r)}$  de ripley (cf. Chapitre 1).

Dans cette partie, les analyses spatiales portent sur l'étude des positions :

- de la totalité des tiges du peuplement  $(Toutes_{Tiges})$ .
- des barycentres des cépées ( $Bar_{CP}$ ).
- des franc pieds (FP).
- des barycentres des cépées et des franc pieds  $(Bar_{CP}/FP)$ .

g(r) est la fonction de densité des paires de points qui exprime la relation de voisinage entre deux points d'un semis. Elle est caractérisée par la probabilité de présence conjointe  $p^{(2)}(X_1Y_1, X_2Y_2)$ , dépendante des coordonnées  $X_1Y_1$  et  $X_2Y_2$ . Si l'on considère deux disques de surfaces élémentaires  $dS_1$  et  $dS_2$  centrés sur les coordonnées des points  $X_1Y_1$   $X_2Y_2$ . Alors  $p^{(2)}(X_1Y_1, X_2Y_2)dS_1dS_2$  permet de calculer la probabilité qu'un point du semis se trouve dans le premier disque et qu'un deuxième point du semis se trouve dans un second disque. Pour un processus ponctuel, homogène et isotrope  $p^{(2)}(X_1Y_1, X_2Y_2)$  ne dépend que de la distance entre les deux points (r.

On considère un semis de point généré par un processus de Poisson de densité  $\lambda$  (cf. Chapitre 1). La probabilité qu'un point du processus de Poisson appartienne au disque  $dS_1$  donne  $\lambda dS_1$ et la probabilité qu'un deuxième point du processus de Poisson appartienne au disque  $dS_2$ donne  $\lambda dS_2$  alors  $p^{(2)}(X_1Y_1, X_2Y_2)dS_1dS_2 = \lambda^2 dS_1dS_2$  et  $p^{(2)}(XY_1, XY_2) = \lambda^2$  [Wiegand and Moloney, 2013].

$$g(r) = \frac{p^{(2)}(r)}{\lambda^2}$$
 (2.1)

où g(r) est la normalisation de  $p^{(2)}(r)$ .

Dans les méthodes d'analyse spatiale, les fonctions inter-types (cf. Chapitre 1) [Ngo Bieng, 2007, Goreaud and Pélissier, 2003], permettent de déterminer les relations spatiales (attraction, répulsion) existantes entre deux populations de points données (deux espèces au sein d'un peuplement). Dans cette partie, l'étude des relations spatiales est réalisée entre :

- les barycentres des cépées et les franc pieds  $(MBar_{CP}/FP)$ .
- les tiges appartenant aux cépées et les franc pieds  $(MTiges_{CP/FP})$ .

L'analyse de la relation spatiale entre deux populations de points est réalisée grâce à la fonction inter-types  $g_{12}(r)$  analogue à la fonction de Ripley  $K_{12}(r)$  (cf. Chapitre 1). La fonction  $g_{12}(r)$  est liée à la fonction de Ripley par l'équation 2.2 [Ripley, 1991, Stoyan, 1987, Wiegand and A. Moloney, 2004].

$$g_{12}(r) = \frac{\frac{dK_{12}(r)}{dr}}{2\pi r}$$
(2.2)

#### 2.3.2 Paramètres et analyse des fonctions

La fonction g(r) permet de caractériser la structure spatiale des semis de points testés en comparant la structure du voisinage moyen autour d'un point du semis à la structure du voisinage moyen autour d'un point d'un semis généré suivant un processus de Poisson (hypothèse nulle). Cependant, l'analyse de la structure spatiale d'un semis de points généré suivant un processus de Poisson donne à g(r) des valeurs faiblement inférieures ou supérieures à 1. Afin de déterminer la régularité ou l'agrégation significative des points d'un semis, un intervalle de confiance est défini à partir de 10000 générations de semis de points suivant un processus de Poisson. L'obtention d'une valeur de g(r) en dehors de l'intervalle de confiance permet de déterminer si le peuplement analysé a une structure agrégée (g(r) > 1) ou régulière (g(r) < 1).

Un test similaire à celui présenté au paragraphe précédent permet de déterminer, à partir des valeurs de la fonction  $g_{12}(r)$ , l'attraction ou la répulsion de deux types de points d'un semis. L'hypothèse nulle est définie telle que la distribution des positions des deux types de points d'un semis est indépendante. L'intervalle de confiance pour tester le rejet ou l'acceptation de l'hypothèse nulle est définie à partir de 10000 générations de semis de points suivant un processus de Poisson.

L'obtention d'une valeur de  $g_{12}(r)$  en dehors de l'intervalle de confiance permet de déterminer si les deux populations de points analysées montrent une attraction  $(g_{12}(r) > 1)$  ou une répulsion  $(g_{12}(r) < 1)$ .

La distance d'analyse de la structure spatiale est fixée à r = 10 m pour les placettes de 50 × 50 m et de r = 5 m pour les placettes de tailles variables avec un pas d'échantillonnage de 0,5 m valable dans les deux cas.

## 2.3.3 Résultats de l'analyse spatiale des données

#### 2.3.3.1 Analyse spatiale pour l'ensemble des tiges du peuplement

La répartition spatiale de l'ensemble des tiges pour 95 % des peuplements présente une agrégation significative pour des distances d'analyse de 1 m (ex. Figure 2.3).



Figure 2.3 – Analyse spatiale du peuplement SP3 pour les différents scénarios considérés. Obs correspond aux valeurs de la fonction g(r) en fonction de différentes distances d'analyse pour le peuplement inventorié. Theo correspond aux valeurs de la fonction g(r) en fonction de différentes distances d'analyse pour un semis de points généré suivant un processus de Poisson. 99% correspond aux valeurs supérieures et inférieures de l'intervalle de confiance.

On observe cependant pour le peuplement MO1 des valeurs de la fonction g(r) supérieures à l'intervalle de confiance pour de grandes distances d'analyse (entre 5 et 8 m) (Figure 2.4). Cette agrégation longue distance est due à la différence entre la densité de tiges dans le quart supérieur gauche de la parcelle MO1 et la densité de tiges sur le reste de la parcelle (Figure 2.5). Cette différence de densité est vraisemblablement le résultat d'une intervention sylvicole. Une nouvelle analyse spatiale du peuplement MO1 est réalisée en excluant le quart supérieur gauche de la parcelle sur une zone homogène  $(MO1_{dec})$ .



Figure 2.4 – Analyse spatiale du peuplement MO1 pour les différents scénarios considérés. Obs correspond aux valeurs de la fonction g(r) en fonction de différentes distances d'analyse pour le peuplement inventorié. Theo correspond aux valeurs de la fonction g(r) en fonction de différentes distances d'analyse pour un semis de points généré suivant un processus de Poisson. 99% correspond aux valeurs supérieures et inférieures de l'intervalle de confiance.



Figure 2.5 – Analyse de la répartition et de la densité de répartition de toutes les tiges du peuplement MO1.

L'analyse de la répartition spatiale des tiges des peuplements  $MO1_{dec}$ , SP1, PY1 et PY2 met en évidence une distribution régulière des positions des tiges pour des distances d'analyse entre 3 et 8 m. Toutefois, elle reste faiblement marquée par rapport à la distribution agrégée des tiges observée pour des distances d'analyse de 1 m. La distribution régulière des positions des tiges est difficilement explicable et peut être le résultat d'anciennes actions sylvicoles réalisées sur les parcelles, d'interactions plus complexes entre les tiges de différentes espèces ou bien d'un effet de la topographie. Seul le peuplement FA1 montre une répartition aléatoire des tiges sur la parcelle. Ce résultat est dû au faible nombre de tiges présentes sur la parcelle.

#### 2.3.3.2 Analyse spatiale pour les différentes populations de points considérées

Les tiges des populations de points  $(Bar_{CP}, FP, Bar_{CP}/FP)$ , sont réparties aléatoirement sur la parcelle pour 90% des peuplements inventoriés. Cependant, l'analyse spatiale des populations de points de quelques peuplements MO1,  $MO1_{dec}$ , SP1, CV2 met en évidence certaines tendances à la régularité ou à l'agrégation. Ainsi, pour le peuplement  $MO1_{dec}$ , lors de l'analyse de la population de points  $Bar_{CP}$ , un pic traduisant la régularité des points a été observé pour une distance d'analyse r = 1,5 m. Pour les peuplements SP1 et MO1 (analyse des points FP), des pics traduisant l'agrégation des points ont été observés pour des distances d'analyse r = 1,5m. Pour le peuplement CV2, lors de l'analyse de la population de points  $Bar_{CP}/FP$  un pic traduisant l'agrégation des points a été observé pour une distance d'analyse r = 4,5 m. Les pics, qui caractérisent ces tendances à la régularité ou à l'agrégation, sont ponctuels et caractérisés par une faible intensité (Figure 2.4).

#### 2.3.3.3 Analyse des interactions entre les populations de points considérées

Aucune interaction significative (attraction ou répulsion) n'a pu être caractérisée entre les barycentres des cépées et les franc pieds (Tableau 2.3). La même observation est faite pour les tiges appartenant à une cépée et les tiges marquées comme franc pied. Seul l'analyse spatiale du peuplement CV2 présente un pic traduisant l'attraction des points  $MTiges_{CP/FP}$  pour une distance d'analyse r = 3,5 m. Cependant ce pic est de faible intensité.

Id	$Toutes_{tiges}$	$Bar_{CP}$	FP	$Bar_{CP}/FP$	$MBar_{CP}/FP$	$MTiges_{CP/FP}$
GR1	1	0	0	0	0	0
SP1	1/-5	0	$^{1,5}$	0	0	0
SP2	1	0	0	0	0	0
SP3	1	0	0	0	0	0
PY1	1/-4	0	0	0	0	0
PY2	$1/-7,\!5$	0	0	0	0	0
MO1	1/58	0	$^{1,5}$	0	0	0
$MO1_{dec}$	1/-3	-1,5	0	0	0	0
MO2	1	0	0	0	0	0
FA1	0	0	0	0	0	0
SO1	1	0	0	0	0	0
SO2	1	0	0	0	0	0
SO3	1	0	0	0	0	0
SPC1	1	0	0	0	0	0
SPC2	1	0	0	0	0	0
CV1	1	0	0	0	0	0
$\mathrm{CV2}$	1	0	0	4,5	3,5	0
$\rm CV3$	1	0	0	0	0	0
$\rm CV4$	1	0	0	0	0	0
$\rm CV5$	1	0	0	0	0	0
$\rm CV6$	1	0	0	0	0	0

Tableau 2.3 – Les résultats des analyses spatiales pour la totalité des tiges du peuplement ( $Toutes_{tiges}$ ), les barycentres des cépées ( $Bar_{CP}$ ), les franc pieds (FP), les barycentres des cépées et les franc pieds ( $Bar_{CP}/FP$ ) sont présentés dans la partie gauche du tableau. Les chiffres positifs indiquent les distances d'analyse (r [m]) où l'agrégation entre les tiges est significative. Les chiffres négatifs indiquent les distances d'analyse (r [m]) où la régularité entre les tiges est significative. Les 0 indiquent une distribution aléatoire des tiges. Les résultats des analyses spatiales marquées pour les barycentres des cépées et les franc pieds ( $MBar_{CP}/FP$ ) ainsi que les tiges appartenant aux cépées et les franc pieds ( $MTiges_{CP/FP}$ ) sont présentés dans la partie droite du tableau. Les chiffres positifs indiquent les distances d'analyse (r [m]) où l'attraction entre les deux populations de points est significative. Les chiffres négatifs indiquent les distances d'analyse (r [m]) où la répulsion entre les deux populations de points est significative. Les chiffres négatifs indiquent les distances d'analyse (r [m]) où la répulsion entre les deux populations de points est significative. Les 0 indiquent une distribution indépendante des deux populations de points considérées.

#### 2.3.4 Caractéristiques des cépées

L'analyse de la structure spatiale des peuplements met en évidence une agrégation à courte distance des tiges des peuplements de taillis inventoriés, très certainement liée à la présence des cépées. Cette section se focalise sur la caractérisation des cépées. Pour ce faire, une base de données regroupant 1060 géométries de cépées provenant des différents peuplements inventoriés a été constituée. Pour chacune des cépées cartographiées, cette base de données contient :

- Les coordonnées de chaque tige par rapport au barycentre (0,0).
- La distance de chaque tige au barycentre.
- Le nombre de tiges par cépée  $(N_{Tiges})$ .
- La distance moyenne des tiges au barycentre pour chaque cépée  $(DistBar_{Moy})$ .
- Le diamètre de chaque tige.
- Le diamètre moyen des tiges par cépée  $(DiamCP_{Moy})$ .
- L'espèce de chaque cépée.
- Le nom de la placette où la cépée a été inventoriée.

## 2.3.4.1 Influence de l'espèce sur les caractéristiques de la cépée

L'influence de l'espèce sur  $DiamCP_{Moy}$ ,  $N_{Tiges}$  et  $DistBar_{Moy}$  est présentée figure 2.6. Au total huit espèces ont été recensées. Deux d'entre elles, le noisetier (COAV) et le châtaignier (CASA), ne représentent respectivement que deux et trois cépées sur les 1060 inventoriées. De part leur très faible représentativité, celles-ci n'ont pas été inclues dans les analyses.

Aucune influence significative de l'espèce sur le nombre de tiges par cépée et la distance moyenne au barycentre n'a pu être observée. Cependant, les diamètres moyens sont un peu plus importants pour les cépées de hêtre (FASY) et un peu moins importants pour les cépées d'alisier blanc (SOAR).



Figure 2.6 – Analyse de l'influence de l'espèce sur différentes caractéristiques de la cépée. Les minimums et maximums des distributions correspondent aux quantiles 5 et 95%. Les limites inférieures et supérieures des boîtes correspondent respectivement aux quantiles 25 et 75% le trait plein correspondant à la médiane. La largeur des boites est proportionnelle aux nombres de cépées.

#### 2.3.4.2 Influence de la localisation des placettes sur les caractéristiques de la cépée

Aucune relation significative entre l'origine géographique des placettes, le nombre de tiges par cépée et la distance moyenne au barycentre n'a pu être mise en évidence. Cependant les diamètres moyens observés pour les peuplements PY1, PY2 et GR1 sont significativement plus importants que ceux des autres peuplements (Figure 2.7).



Figure 2.7 – Analyse de l'influence de l'origine des cépées sur différentes caractéristiques de la cépée. Les minimums et maximums des distributions correspondent aux quantiles 5 et 95%. Les limites inférieures et supérieures des boîtes correspondent respectivement aux quantiles 25 et 75%, le trait plein correspondant à la médiane. La largeur des boîtes est proportionnelle aux nombres de cépées.

#### 2.3.4.3 Dépendance au nombre de tiges par cépée

La Figure 2.8 présente les relations entre  $N_{Tiges}$ ,  $DiamCP_{Moy}$  et  $DistBar_{Moy}$ . Il ressort de l'analyse des résultats que, quel que soit le nombre de tiges par cépée, le diamètre moyen n'est pas influencé. En revanche, il apparaît que  $DistBar_{Moy}$  est un peu plus importante pour des cépées ayant un nombre de tiges élevé.



Figure 2.8 – Analyse de l'influence du nombre de tiges par cépée sur différentes caractéristiques de la cépée. Les minimums et maximums des distributions correspondent aux quantiles 5 et 95%. Les limites inférieures et supérieures des boîtes correspondent respectivement aux quantiles 25 et 75%, le trait plein correspondant à la médiane. La largeur des boîtes est proportionnelle aux nombres de cépées.



Figure 2.9 – Analyse des orientations préférentielles des tiges dans les cépées en fonction du nombre de tiges par cépée. L'orientation 0-180  $^{\circ}$  correspond à la ligne de plus grande pente.

En complément, une analyse a été réalisée sur les orientations préférentielles des tiges au sein de la cépée (Figure 2.9). L'objectif de cette analyse est de savoir si les tiges sont réparties de façon homogène autour du barycentre, ou bien si elles présentent des structures particulières (tiges alignées dans le sens de la pente, tiges alignées perpendiculairement à la pente...). Les résultats de cette analyse montrent que les cépées à deux tiges présentent une orientation préférentielle sur un axe perpendiculaire à la ligne de plus grande pente (90 - 270 °). En revanche aucune orientation préférentielle ne semble ressortir de l'analyse pour des cépées ayant plus de 2 tiges.

#### 2.3.5 Analyse des caractéristiques des peuplements

Bien que les peuplements inventoriés aient des caractéristiques différentes (localisation des placettes, N variant de 900 à 4355, distribution des espèces, pentes des placettes...), les analyses spatiales réalisées mettent en évidence une faible variabilité des structures spatiales des taillis inventoriés et un phénomène d'agrégation des tiges pour des distances de l'ordre de 1 m. Les taillis inventoriés sont aussi caractérisés par une distribution aléatoire des barycentres des cépées ainsi que par une distribution aléatoire des positions des franc pieds. Aucune interaction marquée entre ces deux populations de points n'a pu être identifiée. Les quelques structures régulières ou agrégées observées sont anecdotiques et sont probablement le résultat d'interventions sylvicoles.

Les distances d'agrégation, de l'ordre de 1 m, observées lors des analyses spatiales de l'ensemble des tiges des taillis, sont le résultat des modalités de renouvellement des cépées (régénération par rejets de souche spécifique aux forêts de taillis). Ainsi, l'agrégation des tiges est influencée par les caractéristiques des cépées (nombre de tiges par cépée, disposition des tiges au sein de la cépée, distances des tiges entre elles...). Cependant, aucune dépendance significative entre ces caractéristiques n'a pu être identifiée. Le faible nombre de cépées ayant plus de sept tiges et la grande variabilité des géométries au sein des cépées ne permettent pas de définir une géométrie spécifique des cépées.

Au final, la structure spatiale des taillis apparaît comme une combinaison de plusieurs structures spatiales aléatoires et indépendantes les unes des autres :

- une première structure correspondant à la position des barycentres des cépées,
- une deuxième structure correspondant à la localisation des franc pieds,
- une dernière structure d'agrégation à courte distance correspondant aux tiges des cépées.

Les conclusions de cette étude sont basées sur un échantillon de 23 placettes de tailles variables localisées majoritairement dans les Alpes. Cet échantillon reste faible pour caractériser une structure spécifique aux taillis de montagne. De plus, notre analyse de la structure des forêts de taillis se limite à des peuplements homogènes et isotropes observés sur de petites parcelles. L'acquisition de plus d'échantillons est nécessaire pour confirmer les conclusions de cette étude. Plus particulièrement, la réalisation de placettes supplémentaires situées dans le massif pyrénéen permettrait de confirmer la faible variabilité de la structure spatiale des taillis quelque soit le massif étudié (Alpes ou Pyrénées).

## 2.4 Modèle de génération

La prise en compte de la structure spatiale des forêts de taillis est primordiale pour quantifier leur rôle de protection face à l'aléa de chute de blocs. Un modèle de génération a donc été développé afin de générer des forêts de taillis à l'échelle d'un versant.

Le modèle de génération doit permettre de créer un peuplement virtuel de taillis qui respecte sa structure spatiale. Les analyses précédentes ont permis d'identifier une structure spatiale récurrente des taillis. Elle est caractérisée par :

- Une agrégation spatiale des tiges de l'ordre de 1 m.
- Une distribution aléatoire et indépendante des positions des barycentres des cépées et des franc pieds.

- Une distribution indépendante des positions des tiges des cépées et des franc pieds.

La génération de peuplements forestiers présentant des structures spatiales variées est étudiée depuis plusieurs années [Ripley, 1977, Lotwick, 1982, Cressie, 1993, Illian et al., 2008]. Différents procédés de génération ont été développés à partir des méthodes dites "des processus ponctuels". Ces méthodes permettent de générer des structures spatiales aléatoires, régulières, agrégées, ou complexes (cf. Chapitre 1).

Notre modèle a été construit en se basant sur ces méthodes de génération. Le principe général du modèle repose sur le couplage entre : la génération aléatoire des barycentres des cépées, la génération aléatoire des positions des franc pieds et la génération de tiges autour des barycentres des cépées. L'agrégation à courte distance dépend de la répartition des tiges des cépées autour des barycentres des cépées (orientation par rapport au barycentre et distance des tiges au barycentre). Cependant la détermination de ces deux paramètres est difficile et peu grandement influencer la structure spatiale du peuplement généré. Au regard des résultats de la section précédente, il s'avère difficile de caractériser des géométries spécifiques des cépées. Pour palier à ce problème, nous avons utilisé la base de données regroupant les géométries des cépées inventoriées (cf. Section 2.3.4). Celle-ci permet, en fonction du scénario de génération, de récupérer les géométries des cépées sur le terrain et de les utiliser dans le modèle de génération.

## 2.4.1 Méthode

## 2.4.1.1 Principe de génération

Pour pouvoir reproduire la structure spatiale des taillis, le principe de génération du modèle est défini en cinq étapes :

- Étape 1 : Génération par un processus de Poisson des barycentres des cépées.
- Étape 2 : Affectation à chacun des barycentres d'une géométrie de cépée.
- Étape 3 : Affectation à chaque tige des cépées d'un diamètre.
- Étape 4 : Génération selon un processus de Poisson des franc pieds.
- Étape 5 : Affectation à chaque franc pied d'un diamètre.

#### 2.4.1.2 Les données d'entrée

5 paramètres d'entrée sont à déterminer pour générer un peuplement virtuel.

- Le nombre de tiges du peuplement.
- Le pourcentage de cépées par rapport au franc pieds.
- La distribution du nombre de tige par cépée.
- La distribution des diamètres des tiges des cépées.
- La distribution des diamètres des franc pieds.

## 2.4.1.3 Processus de génération

Le processus de génération commence par la création des cépées :

- Étape 1 : Un jeu de coordonnées (X et Y) indiquant l'emplacement du barycentre d'une cépée est tiré aléatoirement.
- Étape 2 : Le nombre de brins affectés à la cépée  $(n_{Brins})$  est tiré aléatoirement dans la distribution du nombre de tiges par cépée. Ensuite, une géométrie de cépée ayant  $n_{Brins}$  est tirée aléatoirement dans la base de données.
- Étape 3 : Le diamètre de chacune des tiges constituant la cépée est tiré aléatoirement dans la distribution des diamètres des tiges de cépées.

Les Étapes 1, 2 et 3 se répètent jusqu'à ce que le nombre de tiges de cépées fixé dans les paramètres d'entrée du modèle soit atteint. Lorsqu'une nouvelle cépée est générée, une fonction vérifie si une des tiges de la cépée en cours de génération superpose une des tiges déjà créées. Si il y a superposition, alors la position du barycentre de la cépée en cours de génération est de nouveau tirée aléatoirement.

Une fois que la totalité des cépées est générée, le processus de génération se termine par la création des franc pieds :

- Étape 4 : Un jeu de coordonnées (X et Y) indiquant l'emplacement d'un franc pied est tiré aléatoirement.
- Étape 5 : Le diamètre affecté au franc pied est tiré aléatoirement dans la distribution des diamètres des franc pieds.

Les Étapes 4 et 5 se répètent jusqu'à ce que le nombre de franc pieds fixé dans les paramètres d'entrée du modèle soit atteint. Lorsqu'un nouveau franc pied est généré, une fonction vérifie si le franc pied en cours de génération superpose une des tiges déjà créées. Si il y a superposition, alors la position du franc pied en cours de génération est de nouveau tirée aléatoirement.

#### 2.4.1.4 Méthode de validation

La méthode de génération d'un taillis a été testée sur l'ensemble des peuplements inventoriés. Pour chaque peuplement testé, 10 000 générations sont réalisées afin de caractériser l'influence des tirages aléatoires sur la structure des peuplements générés. Les structures spatiales des peuplements inventoriés et des peuplements simulés sont ensuite comparées.

La comparaison entre la distribution des diamètres des peuplements inventoriés et simulés n'est pas nécessaire. En effet, l'affectation des diamètres dans les peuplements virtuels par tirages aléatoires dans les distributions des diamètres des tiges de cépées et des franc pieds issus des taillis inventoriés permet, par construction, de reproduire les mêmes distributions.

La comparaison de la structure spatiale des peuplements est réalisée à l'aide de la fonction g(r). Pour chaque valeur de r, la valeur des distributions de g(r) sur les 10 000 peuplements permet de caractériser les quantiles 0,01, 0,05, 0,95 et 0,99. Ces quantiles sont comparés à la fonction g(r) du peuplement inventorié. Si la fonction g(r) calculée pour le peuplement inventorié est encadrée par les valeurs extrêmes des peuplements simulés alors le modèle est considéré comme pertinent pour générer le peuplement testé.

#### 2.4.2 Résultats des simulations

Les figures 2.10 et 2.11 présentent la comparaison entre la fonction g(r) et les valeurs extrêmes de la fonction g(r) estimées à partir de 10 000 simulations pour chaque peuplement de  $50 \times 50 \ m$ . Les résultats pour les placettes de tailles variables sont présentés en annexe A. On peut tout d'abord observer que le modèle de génération prédit de manière satisfaisante le pic d'agrégation à 1 m pour l'ensemble des peuplements testés. Cependant certains peuplements (MO1, MO2, PY2) présentent des pics d'agrégation plus faibles que ceux obtenus par le modèle de génération. De plus, pour le peuplement SP1, les faibles pics traduisant la répartition régulière des points pour certaines distances d'analyse ne sont pas observés pour les peuplements virtuels.



Figure 2.10 – Comparaison de la structure spatiale des peuplements de 50 × 50 m (trait plein noir) avec la génération de 10 000 peuplements virtuels. Les traits pleins jaunes représentent les limites supérieures et inférieures, à respectivement 5 et 95%, calculées sur la base des 10 000 peuplements simulés. Les traits pleins rouges représentent les limites supérieures et inférieures, à respectivement 1 et 99%, calculées sur la base des 10 000 peuplements simulés. Les traits pointillés verts représentent l'intervalle de confiance de l'hypothèse nulle à 99% calculé sur la base de 10 000 peuplements générés aléatoirement. Le trait pointillé bleu représente la réponse théorique de la fonction g(r) pour une structure aléatoire.

Les pics d'agrégation plus faibles observés pour certains peuplements, ainsi que la non prise en compte des tendances à la régularité, peuvent s'expliquer par la méthode de génération choisie. Cette méthode a pour objectif de simuler une structure spatiale "moyenne" des taillis. Les structures spatiales spécifiques à certains peuplements ne sont donc pas prises en compte.

Les structures spatiales générées par le modèle présentent une forte variabilité (PY1, GR1 et PY2) (Figures 2.10 et 2.11). Cette variabilité tend à être d'autant plus importante que le nombre de tiges du peuplement est faible. Ce phénomène s'explique par la construction du modèle. Un nombre de tiges réduit laisse potentiellement plus d'espace et permet la création de structures spatiales plus variées. Cette observation est confirmée par des valeurs de pics d'agrégation de la fonction g(r) plus faible pour des peuplements ayant une plus forte densité de tiges (MO1, MO2, SP2 et SP3).



Figure 2.11 – Comparaison de la structure spatiale des peuplements de 50 × 50 m (trait plein noir) avec la génération de 10 000 peuplements virtuels. Les traits pleins jaunes représentent les limites supérieures et inférieures, à respectivement 5 et 95%, calculées sur la base des 10 000 peuplements simulés. Les traits pleins rouges représentent les limites supérieures et inférieures, à respectivement 1 et 99%, calculées sur la base des 10 000 peuplements simulés. Les traits pointillés verts représentent l'intervalle de confiance de l'hypothèse nulle à 99% calculé sur la base de 10 000 peuplements générés aléatoirement. Le trait pointillé bleu représente la réponse théorique de la fonction g(r) pour une structure aléatoire.

## 2.4.3 Conclusion

L'analyse des structures de taillis présentée dans ce chapitre a permis de caractériser une structure spécifique aux taillis. L'étude a ainsi révélé que les taillis inventoriés présentaient une agrégation significative des tiges pour des distances de l'ordre de 1 m. De plus, les positions des franc pieds et des cépées sont réparties aléatoirement et indépendamment sur les placettes de taillis.

Les résultats ont aussi montré que les cépées ont une forte influence sur l'agrégation courte distance des différents peuplements inventoriés. L'étude réalisée sur les caractéristiques des cépées a conduit à la création d'une base de données regroupant les géométries des cépées. Cette base de données s'avère être essentielle au développement du modèle de génération.

Un modèle numérique permettant de créer des peuplements virtuels de taillis a été développé et validé sur la base d'inventaires forestiers. Cependant, la variabilité importante des structures spatiales simulées peut entraîner, lors de la génération d'un seul peuplement forestier, la création d'un peuplement pouvant soit présenter une agrégation des tiges trop importante ou au contraire une agrégation insuffisante des tiges. Cette observation est d'autant plus vraie que le nombre de tiges à l'hectare est faible. En effet, le modèle, par sa construction, induit une gamme de variabilité plus large pour des densités de tiges plus faibles, ce qui augmente la probabilité de générer un peuplement plus ou moins agrégé.

Les paramètres d'entrée du modèle ont été choisis de manière à pouvoir être facilement inventoriés. Dans cette étude, la réalisation d'inventaires forestiers nous permet d'obtenir les valeurs et les distributions des paramètres d'entrée de manière précise à l'échelle de la parcelle. Or, lors de l'utilisation du modèle de génération à l'échelle du versant, la détermination précise des paramètres d'entrée s'avère plus compliquée. Plusieurs méthodes d'inventaire (placettes circulaires, transects) permettent d'estimer de manière plus ou moins précise les paramètres d'entrée du modèle. De plus, le modèle proposé permet la génération de taillis seulement pour des peuplements inventoriés dans des secteurs homogènes et isotropes. Or, à l'échelle du versant, de nombreuses hétérogénéités sont présentes dans un peuplement. Celles-ci peuvent être le résultat de variations dans la topographie (couloirs de chutes de blocs, talwegs...), de la présence de trouées ou de gestions sylvicoles. L'imprécision des inventaires couplée à la variabilité des structures spatiales générées par le modèle pourraient entraîner la création de peuplements virtuels ayant des structures spatiales significativement différentes de celles des peuplements inventoriés.

## Chapitre 3

# Impact sur une tige de bois

## 3.1 Introduction

Les travaux présentés dans ce chapitre constituent l'étape préliminaire au développement d'un modèle d'impact sur les différents types d'arbres rencontrés dans un peuplement de taillis (franc pieds ou tiges de cépée). En effet, le développement et la calibration d'un modèle numérique MED permettant de décrire l'impact d'un bloc sur une tige de bois sont indispensables au développement d'un modèle plus complexe permettant de modéliser l'impact sur un franc pied ou sur plusieurs tiges de bois constitutives d'une cépée.

Le modèle MED présenté dans ce chapitre est basé sur les travaux réalisés par [Bourrier et al., 2013, Olmedo, 2015]. Il permet de traduire numériquement la réponse dynamique et la rupture d'une tige de bois suite à l'impact d'un bloc, d'intégrer les non-linéarités matérielles (rupture partielle des tiges, délaminage...) se développant dans la tige au cours de l'impact et de modéliser explicitement le contact entre le bloc et la tige impactée.

Le modèle développé a été calibré sur la base d'essais d'impact d'un pendule de Mouton Charpy sur des tiges de bois encastrées à une extrémité. Finalement, l'influence des hypothèses de modélisation sur les résultats est discutée afin d'évaluer la pertinence et la robustesse du modèle pour prédire la cinématique du bloc après impact.

## 3.2 Modèle d'impact sur une tige de bois

Le modèle, basé sur la MED (cf. Chapitre 1), est développé à l'aide du logiciel open source Yade DEM [Smilauer et al., 2014]. La tige impactée est assimilée à une poutre déformable qui peut être soumise à des efforts normaux, de cisaillement, de torsion, et de flexion [Bourrier et al., 2013]. L'impactant est assimilé à une sphère rigide. L'interaction entre l'impactant et la tige est prise en compte en appliquant sur les deux objets en contact des forces aux points de contact.

#### 3.2.1 Déformation de la tige

La tige est modélisée par un cylindre déformable selon l'approche développée dans [Bourrier et al., 2013]. Elle est représentée par une succession de  $n \alpha u ds$  reliés par des *connexions* cylindriques (Figure 3.1).



Figure 3.1 – Représentation schématique du modèle numérique d'impact d'un bloc contre une tige de bois.  $U_n$  est l'interpénétration entre le bloc et la tige.  $R_b$  et  $R_s$  sont respectivement le rayon du bloc et le rayon de la tige.  $F_n$  et  $F_t$  sont respectivement la force normale et la force tangentielle à la surface de contact entre le bloc et la tige.  $K_n$  est la raideur normale du contact,  $K_t$  est la raideur tangentielle et  $\varphi$  est l'angle de frottement.

La masse de la tige est répartie entre les n @uds en fonction de la forme de la tige (cylindrique, conique...). Des forces et des moments d'interactions sont appliqués aux n@uds contiguës selon l'axe principal de la tige (l'axe longitudinal Z), et selon les deux axes perpendiculaires à l'axe longitudinal (les axes radiaux X et Y) en fonction de la déformation de la tige. Les forces selon l'axe Z sont associées aux efforts normaux tandis que les forces le long des axes X et Y sont associées aux efforts de cisaillement. Les moments autour de l'axe Z permettent de prendre en compte les sollicitations en torsion tandis que ceux autour des axes X et Y sont associées aux chargements en flexion. Les forces d'interaction entre les n@uds sont calculées par une approche basée sur la théorie des poutres dans un formalisme Lagrangien réactualisé [Bourrier et al., 2013].

Les efforts tangentiels appliqués au niveau du point de contact induisent des efforts normaux, de torsion et de cisaillement supposés négligeables en raison du glissement et du roulement du bloc au point de contact. Par ailleurs, dans le contexte de l'étude, l'impact est généralement situé loin de l'encastrement. Aussi, les efforts radiaux au niveau du point de contact induisent principalement un chargement de flexion sur la tige. Les contraintes de cisaillement, traction et torsion sont donc limitées.

Nous avons donc choisi de modéliser un comportement élastique et linéaire de la tige pour les chargements normaux, de cisaillement et de torsion. Les forces et les moments appliqués aux *nœuds* contiguës sont reliés aux déplacements et orientations relatifs des *connexions* selon les axes X, Y, Z par des relations linéaires. Les coefficients de raideur qui caractérisent ces relations sont dépendants de la géométrie de la tige, du module longitudinal équivalent (MOE) et du coefficient de Poisson ( $\nu = 0.3$ ) [Bourrier et al., 2013, Olmedo, 2015]. Par ailleurs, pour modéliser la réponse de la tige à un chargement en flexion, un modèle plus complexe de a été utilisé [Olmedo, 2015]. Cette réponse est modélisée par une relation multilinéaire qui permet de calculer les moments selon X et Y appliqués aux *nœuds* contiguës en fonction de l'orientation relative entre les *connexions* dans ces directions. Pour de faibles valeurs d'orientations relatives, l'incrément de moment de flexion (dM) peut être relié à l'incrément d'orientation relative entre deux *connexions* contiguës en utilisant l'équation suivante :

$$dM = K_{Elast} \times d\theta \tag{3.1}$$

où  $K_{Elast}$  est un coefficient de raideur et  $d\theta$  est l'incrément d'orientation relative entre deux connexions contiguës.

L'équation 3.1 est appliquée jusqu'à ce que le seuil  $M_{Elast}$  soit atteint. Dans ce cas, une autre relation linéaire entre dM et  $d\theta$  est utilisée. Cette relation est caractérisée par le coefficient de raideur  $K_{Plast}$ . La succession de deux phases linéaires lors du chargement de la tige permet de modéliser le développement de non-linéarités matérielles au sein de la tige (ruptures partielles des fibres, délaminage...). La rupture de la tige se produit si le moment de flexion maximal  $M_{Rupt}$  est atteint. Si le seuil  $M_{Rupt}$  n'est pas atteint, la phase de déchargement de la tige est caractérisée par une relation linéaire entre dM et  $d\theta$  associée à un coefficient de raideur  $K_{Unld}$ . La rupture est caractérisée par une perte totale de résistance de la tige dans toutes les directions (X, Y, Z).

Les différents coefficients intervenant pour chacune des relations linéaires sont calculés en fonction des caractéristiques géométriques et des propriétés mécaniques de la tige de bois.

$$K_{Elast} = \frac{MOE \times I}{l} \tag{3.2}$$

$$K_{Plast} = \frac{E_{Plast} \times I}{l} \tag{3.3}$$

$$K_{Unld} = \frac{E_{Unld} \times I}{l} \tag{3.4}$$

où MOE,  $E_{Plast}$  et  $E_{Unld}$  sont les modules équivalents associés à  $K_{Elast}$ ,  $K_{Plast}$  et  $K_{Unld}$ . I est le moment d'inertie de flexion autour à l'axe X ou Y  $(I = \frac{\pi \times D_{con}^4}{64})$ .  $D_{con}$  est le diamètre de la connexion en contact avec l'impactant. l est la distance entre deux *nœuds* contiguës.

Le moment de flexion  $(M_{Elast})$ , délimitant les relations linéaires de la phase de chargement, est associé à la contrainte de flexion  $\sigma_{Elast}$  (Équation 3.5).

$$M_{Elast} = \frac{\sigma_{Elast} \times I \times 2}{D_{con}} \tag{3.5}$$

Par ailleurs, le moment de flexion maximal  $(M_{Rupt})$  est associé à la contrainte de rupture équivalente  $\sigma_{Rupt}$ .

$$M_{Rupt} = \frac{\sigma_{Rupt} \times I \times 2}{D_{con}} \tag{3.6}$$

L'amortissement des hautes fréquences de vibration des tiges observé lors des expérimentations est traduit par une contribution de type "amortissement visqueux" au moment de flexion exprimée dans un formalisme incrémental [Olmedo, 2015] :

$$dM_{Damp} = \tau \times K_{Elast} \times d\theta \tag{3.7}$$

où  $dM_{Damp}$  est la contribution de l'amortissement à l'incrément de moment de flexion,  $\tau$  est un coefficient caractérisant l'intensité de l'amortissement et  $d\dot{\theta}$  l'incrément de vitesse angulaire relative entre deux *nœuds* contiguës.

## 3.2.2 Modélisation de l'interaction entre la tige et l'impactant

L'interaction entre la tige et l'impactant est prise en compte par l'intermédiaire de forces appliquées aux points de contact entre l'impactant et les connexions. Ces forces sont calculées à partir des interpénétrations et des vitesses relatives entre les objets. La force de contact (F) est répartie entre une composante normale à la surface de contact  $(F_n)$ , et une composante dans le plan tangent à cette surface  $(F_t)$ .

Dans cette étude, l'énergie dissipée aux contacts entre le bloc et la tige est supposée négligeable par rapport à l'énergie dissipée par la déformation de la tige [Olmedo, 2015]. Ainsi, la force normale  $(F_n)$  est reliée à l'interpénétration normale entre la sphère et les *connexions* (tige)  $(U_n)$  par une loi de contact élastique linéaire.

$$F_n = K_n \times U_n \tag{3.8}$$

où  $U_n$  est l'interpénétration selon la normale à la surface de contact.

 $K_n$  est le coefficient de raideur normal relié au module d'élasticité radial du bois vert  $(E_r)$  et au module de Young de l'acier  $(E_a)$  suivant la relation :

$$K_n = \frac{2 \times E_r \times R_s \times E_a \times R_b}{(E_r \times R_s) + (E_a \times R_b)}$$
(3.9)

où  $R_s$  et  $R_b$  sont respectivement le rayon de la tige impactée et celui du bloc.

La force tangentielle à la surface de contact  $(F_t)$  est opposée à la vitesse tangentielle relative entre les deux corps en contact. Cette force est calculée de façon incrémentale en fonction de l'incrément de déplacement relatif entre les corps au niveau du point de contact. À chaque pas de temps, l'incrément de force tangentielle  $(dF_t)$  est ajouté à la force tangentielle au pas de temps précédent.

$$dF_t = K_t \times dU_t \tag{3.10}$$

où  $dU_t$  est l'incrément de déplacement tangentiel relatif entre les deux objets au niveau du point de contact.  $K_t$  est le coefficient de raideur tangentiel.

 $\kappa$  est le rapport entre la raideur normale et la raideur tangentielle :

$$\kappa = \frac{K_t}{K_n} \tag{3.11}$$

La valeur de la force tangentielle est limitée en accord avec le critère de Coulomb (Équation 3.12).

$$F_t \leq F_n tan(\varphi) \tag{3.12}$$

où  $\varphi$  est l'angle de frottement.

## 3.3 Essais d'impact sur tiges de bois

Pour calibrer le modèle numérique, des essais d'impact sur tiges de bois ont été réalisés. Ces essais ont été mis en place pour décrire la déformation et la rupture de tiges de bois vert, ainsi que les échanges énergétiques entre l'impactant et la tige au cours des impacts. Ils ont été réalisés sur des tiges ayant des gammes de diamètres proches de celles observées dans des taillis.

Dans ces conditions, nous avons développé un banc d'essais permettant l'impact d'un pendule de type mouton Charpy sur des tiges de diamètres moyens variant de 3 et 7 cm (Moyenne : 4,8 cm et écart type : 1,0 cm) encastrées à une extrémité (située la plus proche de la souche). Les essais d'impact ont été réalisés au laboratoire LGCIE (Laboratoire de Génie Civil et d'Ingénierie Environnementale, INSA-Lyon).

## 3.3.1 Caractéristiques des tiges récoltées

Les tiges sélectionnées pour les essais ont été prélevées dans une forêt de taillis située au col de Vence (Figure 3.2) (Lat. 45° 14', Long. 5° 45'). La parcelle forestière est majoritairement constituée de hêtres (80 %). Elle se situe à une altitude de 820 m. La pente moyenne est de 30° et la parcelle est orientée selon un azimut de 200°.



Figure 3.2 – Localisation de la parcelle forestière où les tiges ont été récoltées (Source : Géoportail).

41 tiges de hêtre (*Fagus Sylvatica*) de 1,3 m de long ont été prélevées au mois de novembre 2014. Les tiges sélectionnées pour les essais ont été tronçonnées sur les sections les plus régulières des arbres. Le nombre de tiges extraites de chaque arbre varie entre 3 et 6. Pour chaque arbre, les tiges extraites sont numérotées de façon à distinguer leur position le long de l'arbre (Figure 3.3).



Figure 3.3 – Répartition d'une série de tiges sélectionnées pour un arbre. S1...S5 sont les tiges successives numérotées du bas de l'arbre au sommet. R1...R5 sont les rondelles de tiges extraites pour la détermination des propriétés de chacune des tiges (densité, teneur en eau...).

Une fois prélevées, les tiges sont préparées en laboratoire de manière à déterminer précisément leur masse, teneur en eau, masse volumique, diamètre et longueur. Les essais d'impact ont été réalisés deux jours après la récolte pour limiter les pertes d'eau contenue dans les tiges (évaporation et écoulement).

#### 3.3.1.1 Teneur en eau et masse volumique des tiges

Pour mesurer la teneur en eau, une rondelle de bois est prélevée sur chaque tige (Figure 3.3). Chaque rondelle est ensuite pesée à l'aide d'une balance d'une précision de 1 mg pour déterminer sa masse humide. Pour déterminer la masse sèche des rondelles, celles-ci sont mises en étuve à  $103^{\circ}C$  par cycles de 24 heures jusqu'à ce que leur masse ne varie plus. La teneur en eau est finalement calculée en utilisant l'équation 3.13.

$$\chi = \frac{m_h - m_s}{m_s} \tag{3.13}$$

où  $\chi$  est la teneur en eau,  $m_s$  est la masse de la rondelle sèche et  $m_h$  est la masse de la rondelle humide.

Les teneurs en eau obtenues sont comprises entre 65% et 97% (Moyenne : 82% et écart type : 8%) (Annexes B.1 et B.2).

Pour déterminer la masse volumique de chaque tige, le volume de chaque rondelle est mesuré en les immergeant dans de l'eau contenue dans une éprouvette graduée (précision 2 ml). La différence entre le volume mesuré dans l'éprouvette avant et après immersion correspond au volume de la rondelle testée. La masse volumique est le rapport entre la masse de la rondelle humide  $(m_h)$  et le volume ainsi obtenu. Les masses volumiques humides obtenues pour les tiges de hêtre sont comprises entre 1150  $kg/m^3$  et 1450  $kg/m^3$  (Moyenne : 1280  $kg/m^3$  et écart type :  $64 kg/m^3$ )(Annexes B.1 et B.2).

#### 3.3.1.2 Évolution longitudinale des diamètres des tiges

Étant donné que les tiges récoltées présentent des variations importantes de diamètre le long de l'axe longitudinal, l'évolution longitudinale des diamètres a été mesurée à l'aide d'un protocole d'analyse de photographies des tiges suivant deux directions.

Chaque tige est peinte en noir puis photographiée devant un fond blanc à l'aide d'un appareil photo Casio Exilim EX-FH20 (résolution  $3456 \times 2304$  pixels) selon deux orientations perpendiculaires. Les tiges sont positionnées de façon à ce que leur axe longitudinal soit vertical sur l'image. Les images en couleur ainsi obtenues sont converties en images "niveau de gris". Cette conversion permet de définir une matrice de 3456 lignes et 2304 colonnes contenant des valeurs comprises entre 0 et 255 indiquant le niveau de gris pour chaque pixel de l'image. L'image de la tige est ensuite seuillée afin d'obtenir l'image binaire d'une tige blanche sur fond noir (Figure 3.4).

Un algorithme de traitement automatique des images, réalisé à l'aide du logiciel MATLAB®, permet l'analyse et l'extraction de la forme et du diamètre de chaque tige. Pour mesurer l'évolution de diamètre de la tige, l'algorithme détecte les pixels constituant le bord gauche et le bord droit de la tige sur l'image binaire. La détection du sommet et de la base de la tige permet également de déterminer la longueur de la tige.

Les distances sont calculées en pixels, puis converties en mm avec un facteur de conversion calibré pour deux hauteurs (en pied et en tête de tige) à l'aide de deux photographies de mires quadrillées. Cette étape permet de vérifier que les distorsions de l'image (induites par l'objectif) sont négligeables.

Pour chaque tige photographiée, deux indices de conicité  $(I_{con})$  et deux indices de déformation  $(I_{def})$  sont calculés selon les deux angles de vue considérés (Figure 3.4).

$$I_{con} = \frac{D_b - D_h}{D_b} \times 100 \tag{3.14}$$

où  $D_b$  et  $D_h$  sont respectivement les diamètres situés à la base et en tête de tige.

$$I_{def} = \frac{D_{max} - D}{D_{max}} \times 100 \tag{3.15}$$

où D et  $D_{max}$  sont respectivement les diamètres moyen et maximum pour une tige.

Des indices moyens de conicité et de déformation sont calculés en faisant la moyenne des indices obtenus pour les deux angles de vue.



Figure 3.4 – Exemple du protocole d'analyse de photographies pour deux angles de vue, conversion de l'image en niveau de gris en image seuillée. Avec (a) l'image de la tige pour un angle de vue (D1) en nuance de gris, (a') l'image binaire de la tige selon D1. (b) l'image de la tige pour un angle de vue perpendiculaire à D1 (D2) en nuance de gris, (b') l'image binaire de la tige selon D2 (Tige analysée : 33P).



Figure 3.5 – Détermination des contours de la tige et détermination de la variation de diamètre le long de la tige pour deux angles de vue. Tige analysée : 33P.

## 3.3.2 Banc d'essai

Les essais consistent à impacter à l'aide d'un pendule de mouton Charpy une tige de bois encastrée par une extrémité à un châssis. L'impactant est un parallélépipède relié à un chassis métallique par quatre barres métalliques de 1,75 m de long. L'extrémité cylindrique de l'impactant permet de limiter la pénétration du pendule dans la tige, ce qui limite la dissipation d'énergie au point de contact entre l'impactant et la tige [Bertrand et al., 2013] (Figure 3.6). La masse équivalente de l'impactant est calculée selon l'équation suivante [Olmedo, 2015] :

$$M_{eq} = M_{imp} + \frac{4}{3} \times M_{bar} \tag{3.16}$$

où  $M_{eq}$  est la masse équivalente de l'impactant,  $M_{imp}$  (100 kg) est la masse du parallélépipède et  $M_{bar}$  (37 kg) est la masse de chaque barre.

Selon l'équation précédente, la masse équivalente de l'impactant est de 149 kg.



Figure 3.6 – Photographie du pendule de mouton Charpy.

La tige de bois est fixée à un châssis métallique indépendant du bâti du pendule. La fixation de la tige au châssis est réalisée à l'aide de deux pièces métalliques (Figure 3.7). Pour permettre un meilleur encastrement de la tige en limitant les déplacements horizontaux et verticaux, les faces des pièces métalliques en contact avec la tige ont été rainurées horizontalement et verticalement. Finalement, quatre tiges filetées sont utilisées pour le serrage de la pièce sur le châssis et de la tige sur la pièce métallique. La distance entre le point d'encastrement et le point d'impact est de 0,6 m.



Figure 3.7 – Pièce métallique permettant l'encastrement de la tige sur le châssis.

## 3.3.3 Dispositif de mesure

Le suivi de la force d'impact au point de contact est réalisé avec un capteur de force (Siscam MC-100) placé à l'extrémité du pendule. Pour chaque impact, le signal de force est enregistré avec une fréquence de 1000 Hz. La gamme d'acquisition du capteur est comprise entre 0,15 kN et 100 kN.

Chaque essai d'impact est filmé à l'aide d'une caméra rapide (Photron Fastcam SA4, Nikkon 35-80 lens) à une fréquence d'acquisition de 1500 images par seconde (résolution des images de 1024 par 512 pixels). La caméra rapide est placée au dessus du dispositif d'impact (Figure 3.8) ce qui permet de filmer les déplacements de la tige et du pendule dans le plan horizontal (x, y).

Chaque film est traité de façon à obtenir l'évolution de la vitesse du pendule et du déplacement de 8 points répartis uniformément le long de la tige dans le plan (x, y) (Figure 3.9). La fréquence d'acquisition élevée permet de mesurer précisément les déplacements des points de la tige ainsi que la vitesse du pendule avant et après impact. La qualité de la mesure de la position de l'impactant et des points répartis sur la tige dépend fortement de la qualité des films réalisés. En particulier, les images enregistrées par la caméra rapide doivent être fortement contrastées. Pour obtenir de telles images, les tiges de bois ont été entièrement peintes en noires. De plus, le pendule et le sol ont été recouverts de tissu noir. Un point blanc a été peint sur l'impactant pour suivre son déplacement. 8 points blancs ont été placés sur chaque tige du point d'encastrement à la tête de la tige.



Figure 3.8 – Banc d'essai avant impact.

Chaque image issue de l'acquisition par la camera rapide est une matrice de 1024 lignes et 512 colonnes. Chaque valeur de la matrice est compris entre 0 et 255. Cette valeur représente le "niveau de gris" d'un pixel (0 : un pixel noir; 255 : un pixel blanc).

Pour mesurer les positions des points blancs localisés sur la tige et du point blanc localisé sur le pendule, la taille d'un pixel de chaque image doit être connue. Au début de chaque campagne d'essais, une mire quadrillée est photographiée pour déterminer la taille d'un pixel et quantifier les distorsions de l'image. L'image de la mire est seuillée afin d'obtenir un quadrillage noir sur fond blanc. Au final, on obtient une matrice binaire de 1024 lignes et 512 colonnes donnant des valeurs de pixels de 0 ou de 1. Un algorithme permet de mesurer l'aire de chaque carreau blanc de l'image en  $pixels^2$ . La comparaison de cette valeur à l'aire réelle des carreaux en  $mm^2$  conduit à la définition d'un facteur de conversion sur l'ensemble de l'image.

Un algorithme de traitement automatique des images, similaire à celui présenté dans la section 3.3.1.2, permet de mesurer la position des points sur la tige et sur le pendule. Le traitement débute par la conversion de l'image en une image binaire (Figure 3.9). Lors de cette étape, des zones blanches n'appartenant pas à la tige peuvent apparaître. Celles-ci sont supprimées à l'aide d'une technique d'érosion-dilatation [Gonzalez and Woods, 2009]. Une fois l'image nettoyée, les positions des centres de gravité de chaque zone blanche (Figure 3.9) sont calculées. L'évolution de la position des centres de gravité de chaque zone d'une image à l'autre permet de calculer la vitesse de l'impactant et le déplacement des huit points de la tige au cours de l'impact. L'erreur issue de la détection de la position des marques le long de la tige est de l'ordre de 2 mm.



Figure 3.9 – Conversion de l'image enregistrée par la caméra rapide (a) en image binaire (b). (c) : Traitement de l'image binaire présentant des points parasites par une méthode d'érosion-dilatation.

## 3.3.4 Protocole d'essai

Deux niveaux d'énergie d'impact ont été déterminés afin d'étudier la réponse de la tige de bois pour une déformation purement élastique (impact à basse énergie) et pour une réponse de la tige en présence de non-linéarités matérielles et géométriques (impact à haute énergie). Chaque tige est impactée à deux niveaux d'énergie. Un impact à basse énergie (25 J pour une vitesse d'impact d'environ 0.5 m/s) et un impact à haute énergie (220 J pour une vitesse d'impact d'environ 1.6 m/s).

Chaque tige est fixée au châssis puis le pendule est mis en place pour un impact à basse énergie suivi d'un impact à haute énergie sur la même tige.

## 3.3.5 Protocole de calibration

Les résultats de la campagne d'essais sont utilisés pour la calibration du modèle d'impact. Des simulations sont donc réalisées dans un contexte identique à celui des essais d'impact.

Le modèle numérique est utilisé pour simuler l'impact d'une sphère de masse M = 149 kg et de diamètre  $d_b = 0,14$  m sur une poutre flexible de longueur  $L_t$  et de rayon  $R_s$  à une distance de 0,6 m du point d'encastrement de la tige. La poutre flexible est discrétisée en  $n \ n \& u ds$ , où  $n = \frac{L_t}{R_s \times 2}$  ce qui correspond au nombre optimal recommandé [Olmedo, 2015]. L'encastrement de la poutre flexible est réalisé en bloquant les déplacements en translation et en rotation du premier n & u d de la chaîne. A chaque simulation, la vitesse d'impact ( $V^{in}$ ) déterminée à partir des photographies issues des essais d'impact est affectée à la sphère. Lors des simulations pour la calibration, nous avons fait le choix de ne pas considérer le mouvement pendulaire de l'impactant. Pour que les conditions d'impact dans les simulations soient similaires à celles des expérimentations, les composantes de la vitesse de la sphère dans les directions x et z ainsi que les trois composantes de sa vitesse de rotation sont bloquées.

Les paramètres d'entrée du modèle définis dans les simulations à partir des mesures réalisées sur les tiges sont la longueur, le diamètre et la masse volumique de la tige de bois. Les paramètres d'entrée du modèle définis dans les simulations à partir de la littérature sont le module de compression de l'acier ( $E_a$ ) [Kalpakjian et al., 2006], le module d'élasticité radial du bois vert ( $E_r$ ) [Guitard, 2000, Quetel, 2005], le coefficient de frottement  $\varphi$  [Olmedo, 2015] et le rapport entre les raideurs de contact ( $\kappa$ ) [Olmedo, 2015]. Ces paramètres sont fixés aux mêmes valeurs dans toutes les simulations (Tableau 3.1).

Les paramètres calibrés par comparaison aux essais d'impact sont : MOE,  $\sigma_{Elast}$ ,  $E_{Plast}$ ,  $E_{Unld}$ ,  $\sigma_{Rupt}$ ,  $\tau$ .

Paramètres fixes					
$E_a$ [Mpa]	$210 \ 10^3$				
$E_r$ [Mpa]	$1,5 \ 10^3$				
φ [°]	30				
$\kappa$	$^{0,3}$				

Tableau 3.1 – Paramètres fixés pour l'ensemble des simulations de calibration.

La calibration du modèle est réalisée à l'aide des mesures du déplacement des 8 points placés le long de la tige de bois, des vitesses du pendule après impact et du temps de contact. Cependant, elle a été réalisée en privilégiant la prédiction des vitesses du pendule après impact et des temps de contact. Ce choix de calibration privilégie la prédiction des paramètres cinématiques du bloc après impact car ceux-ci sont les plus importants pour le développement d'un modèle d'interaction bloc/arbre intégrable dans les logiciels d'analyse trajectographique.

Le signal de force n'est utilisé que pour la détermination précise du temps de contact et la détection de ruptures totales ou partielles des tiges de bois. En effet, la valeur mesurée par le capteur ne correspond pas à la totalité de la force d'interaction. Le capteur utilisé pour cette étude permet l'enregistrement de la force de contact uniquement dans la direction d'impact (y) (Figure 3.1). Lors de la déformation de la tige, la force appliquée par la tige sur le capteur n'est plus seulement appliquée selon la composante y mais aussi selon la composante x. Le signal de force enregistré ne prend donc pas en compte la composante de la force selon x et l'erreur de mesure de la force d'impact augmente en fonction de la déformation de la tige.

Dans un premier temps, la calibration du modèle est réalisée pour les impacts à faible énergie en faisant l'hypothèse que la réponse mécanique des tiges de bois reste élastique. Par conséquent, la norme de la vitesse de l'impactant après impact est égale celle de la vitesse incidente. Seul le MOE et le coefficient d'amortissement  $\tau$  sont calibrés de manière à obtenir le meilleur ajustement entre les résultats expérimentaux et simulés en termes de déplacement de la tige et de temps de contact.

Dans un deuxième temps, la calibration des essais d'impact à haute énergie est réalisée. Les valeurs de MOE et  $\tau$  calibrées à l'aide des essais à basse énergie sont conservées. Cette phase permet la calibration des paramètres  $\sigma_{Elast}$ ,  $K_{Plast}$ ,  $K_{Unld}$  pour chacune des tiges.

 $\sigma_{Rupt}$  ne peut être déterminé que si la tige rompt. Par ailleurs, la rupture d'une tige dans les essais peut être soit totale soit partielle. Comme le modèle numérique d'impact ne permet pas la distinction entre ces deux états, le choix a été fait de définir  $\sigma_{Rupt}$  comme la contrainte équivalente à l'instant de l'initialisation de la rupture détectée à l'aide du signal de force expérimental.

Finalement, les simulations des impacts à basse énergie sont réalisées une deuxième fois avec les paramètres issus de la calibration des impacts à haute énergie. Cette étape permet de vérifier que la calibration à haute énergie ne modifie pas le comportement de la tige pour les impacts à basse énergie.

## 3.4 Résultats

## 3.4.1 Évolution longitudinale du diamètre des tiges

La comparaison entre l'évolution des diamètres des tiges pour deux orientations permet d'estimer la variabilité de l'évolution du diamètre et de la forme des tiges (Figure 3.5). L'indice de conicité moyen des tiges est de 13% (Écart type - 11%) (Figure 3.10). Par conséquent, les tiges, malgré leurs faibles longueurs, ont un diamètre sensiblement plus important à leur base. La présence d'indices de conicité négatifs indique que certaines tiges ont des diamètres plus importants en tête qu'à leur base (Figure 3.10). L'analyse des images de la variation de diamètre le long de la tige ainsi que le calcul de l'indice moyen de déformation mettent en évidence la présence accrue de nœuds pour les tiges de faibles diamètres. Ceux-ci induisent des augmentations locales du diamètre le long de la tige allant jusqu'à 40% du diamètre moyen (Moyenne : 21% et écart type : 9%) (Figure 3.10). La présence d'un nœud entraîne des variations importantes de la forme et du diamètre de la tige ce qui pourrait être à l'origine de points de rupture privilégiés lors des essais d'impact. L'ensemble des résultats issus de l'analyse des images sont fournis dans les annexes B.1 et B.2.



Figure 3.10 – Distribution des indices de conicité et de déformation.

## 3.4.2 Essais d'impact

L'analyse du déplacement des points le long de la tige montre des déplacements maximums allant jusqu'à 0,16 m pour les essais d'impact à basse énergie et jusqu'à 0,50 m pour les essais d'impact à haute énergie. Les déplacements maximums sont observés pour le point situé en tête de tige (P8) (Figure 3.11).

Pour certains essais, comme celui présenté dans la figure 3.11, une perturbation est observée à la fin de la phase de chargement (Tige 85 : t = 0.19 s - Figure 3.11) et correspond à la rupture partielle des fibres de bois. L'instant de la rupture peut aussi être caractérisé de manière précise par la détection d'une perturbation dans le signal de force (Tige 65 : t = 0.21 s - Figure 3.14).



Figure 3.11 - Évolution du déplacement des points placés le long de la tige. Une rupture partielle de la tige est observée à t = 0,19 s (Tige impactée 85)



Figure 3.12 – a - Force d'impact et déplacement de l'impactant  $(Dep_{Bel})$  en fonction du temps pour un essai d'impact à basse énergie. b - Force d'impact en fonction de  $Dep_{Bel}$  pour un essai d'impact à basse énergie (Tige impactée : 84).



Figure 3.13 – a - Force d'impact et déplacement de l'impactant  $(Dep_{Bel})$  en fonction du temps pour un essai d'impact à haute énergie. b - Force d'impact en fonction de  $Dep_{Bel}$  pour un essai d'impact à haute énergie (Tige impactée : 84).



Figure 3.14 – a - Force d'impact et déplacement de l'impactant  $(Dep_{Bel})$  en fonction du temps pour un essai d'impact à haute énergie avec rupture. b - Force d'impact en fonction de  $Dep_{Bel}$  pour un essai d'impact à haute énergie avec rupture (Tige impactée : 65).

Trois réponses mécaniques différentes ont été observées lors des essais d'impact :

- Dans la figure 3.12 la force d'impact augmente avec le déplacement de l'impactant jusqu'à atteindre un déplacement maximal de l'ordre de 0,03 m. Les oscillations du signal de force sont importantes au début du contact et sont amorties rapidement avec l'augmentation du déplacement. Une fois le déplacement maximal atteint, le signal de force (ne présentant plus que de faibles oscillations) et le déplacement de l'impactant diminuent. Le signal "force-déplacement" se superpose durant les phases de chargement et de déchargement, ce qui traduit une réponse élastique de la tige (Figure 3.12).
- Dans la figure 3.13 le signal "force-déplacement" ne se superpose pas durant les phases de chargement et de déchargement. Cette différence est due à une stabilisation du signal de force à la fin du chargement alors que la tige continue de se déformer. Le déplacement non nul de l'impactant à la fin de l'impact met en évidence une déformation permanente de la tige de l'ordre de 0,02 m. Cette évolution de la force en fonction du déplacement traduit une réponse élastique de la tige suivie de l'apparition de non-linéarités.
- Dans la figure 3.14 comme dans la figure 3.13 le signal "force-déplacement" ne se superpose pas durant les phases de chargement et de déchargement. Par contre, pour cet impact, les différences entre le signal "force-déplacement" de la phase de chargement et de déchargement sont plus importantes. Ces différences s'expliquent par une perturbation dans le signal de force, induite par la rupture partielle de la tige. Cette évolution de la force en fonction du déplacement traduit une réponse élastique suivie de l'apparition de non-linéarités puis de la rupture de la tige.

Les tiges impactées à basse énergie sont généralement associées à une réponse élastique. Cependant, pour des tiges de diamètres inférieurs à 0,04 m, l'apparition de non-linéarités est observée pour des impacts à basse énergie. Les déplacements du point situé au niveau de l'encastrement (P1) (Figure 3.11), pour les essais d'impact à haute et basse énergie, permettent de vérifier les conditions d'encastrement de la tige. Pour les deux types d'impacts, les déplacements enregistrés au point P1 restent très faibles : jusqu'à 2,5 mm de déplacement maximum pour les impacts à faible énergie et jusqu'à 6 mm pour les impacts à haute énergie. L'erreur de mesure des déplacements étant de l'ordre de 2 mm, nous pouvons estimer que les déplacements du point P1 sont négligeables.

### 3.4.3 Calibration du modèle

38 essais d'impact sur 41 ont pu être utilisés pour la calibration du modèle. 9 tiges ont subi une rupture totale ou partielle permettant de calibrer le paramètre  $\sigma_{Rupt}$ .

Les paramètres MOE et  $\tau$  ont été calibrés à partir des essais d'impact à basse énergie pour les tiges ne développant pas de non-linéarités. Pour les essais à basse énergie, une très bonne adéquation est constatée entre les déplacements simulés et expérimentaux des points proches de l'encastrement (P3, P4) et du point d'impact (P5) (moyenne des résidus : 0,002 m) (Figure 3.15). Pour les points situés en tête de tige (P6, P7 et P8), les déplacements simulés par le modèle sont surestimés par rapport aux expérimentations (moyenne des résidus entre 0,006 et 0,01 m). Les temps de contact simulés sont similaires aux temps de contacts mesurés lors des essais (moyenne des résidus : 0,008 s). Cependant, les vitesses simulées du pendule après impact sont surestimées de l'ordre de 0,05 m/s (10%) par rapport aux expérimentations.

La calibration des paramètres  $\sigma_{Elast}$ ,  $E_{Plast}$ ,  $E_{Unld}$  et  $\sigma_{Rupt}$  permet d'obtenir une bonne adéquation entre les déplacements expérimentaux et simulés pour les 8 points placés le long de la tige pour les essais à haute énergie. Pour les points proches de l'encastrement (P3, P4), les écarts entre les déplacements expérimentaux et simulés sont très faibles (moyenne des résidus : 0,006 s) (Figure 3.16). Cependant, ces écarts augmentent pour les points P5 à P8. Les moyennes des résidus varient de 0,014 à 0,049 m. Les temps de contact ainsi que les vitesses du pendule après impact sont en adéquation avec les résultats expérimentaux (moyenne des résidus pour les temps de contact : 0,008 s / moyenne des résidus pour les vitesses : 0,023 m/s).

Il est important de noter que, pour certaines tiges de faible diamètre, le protocole de calibration a été adapté en raison du développement de non-linéarités lors des essais d'impact à basse énergie. Dans ce cas, la calibration de l'ensemble des paramètres mécaniques a été réalisée pour l'essai à basse énergie. Puis, les déplacements, les temps de contact et les vitesses réfléchies obtenus pour une simulation de l'essai à haute énergie avec ces paramètres ont été comparés aux valeurs mesurées pour valider la calibration.

Les valeurs des paramètres calibrés sont détaillées dans les annexes B.3 et B.4.


Figure 3.15 – Résultats de calibration pour les impacts à basse énergie. EXP et SIM désignent respectivement les résultats des expérimentations et des simulations.  $\delta_{mod}^{mean}$  et  $\delta_{mod}^{sd}$  sont respectivement la valeur moyenne des résidus et l'écart type des résidus.



Figure 3.16 – Résultats de calibration pour les impacts à haute énergie. EXP et SIM désignent respectivement les résultats des expérimentations et des simulations.  $\delta_{mod}^{mean}$  et  $\delta_{mod}^{sd}$  sont respectivement la valeur moyenne des résidus et l'écart type des résidus.

# 3.5 Discussion

## 3.5.1 Analyse des résultats de calibration

La calibration du modèle a permis la détermination de paramètres moyens pour modéliser la réponse d'une tige de bois vert soumise à un impact dynamique (Tableau 3.2). Les valeurs moyennes des paramètres (MOE,  $\tau$ ,  $\sigma_{Elast}$ ,  $E_{Plast}$ ,  $E_{Unld}$ ) peuvent être directement comparées aux résultats issus d'essais d'impact sur des tiges de hêtre (diamètres entre 0,05 m et 0,15 m) en condition de double appui (Tableau 3.2) [Olmedo, 2015]. Seule la comparaison du paramètre  $\sigma_{Rupt}$  n'est pas pertinente car une seule valeur a été obtenue dans l'étude réalisée par [Olmedo, 2015].

	DYN (a)		DYN (b)	
	Moyenne	(Écart type)	Moyenne	(Écart type)
MOE [MPa]	9200	(2080)	8750	(2670)
$E_{plast}$	2377	(1140)	2050	(2140)
$E_{Unld}$	6984	(2260)	5310	(2490)
$\sigma_{Elast}$ [MPa]	44,2	$(11,\!0)$	37,4	$(10,\!9)$
$\sigma_{Rupt}$ [MPa]	72,7	(-)	$94,\!3$	(32,4)
$\tau$	$4,1\ 10^{-4}$	$(1, 65 \ 10^{-4})$	$5,05 \ 10^{-4}$	$(2, 32 \ 10^{-4})$
$\frac{E_{plast}}{MOE}$	0,26	(0.11)	$^{0,21}$	(0, 14)
$\frac{E_{Unld}}{MOE}$	0,75	(0.13)	$0,\!60$	(0, 15)

Tableau 3.2 – Paramètres de calibration pour deux configurations d'impact : Calibration du modèle MED réalisée pour des impacts sur des tiges de hêtre en conditions de double appui [Olmedo, 2015]; (b) calibration du modèle MED réalisée pour des tiges de hêtre encastrées à une extrémité.

Les valeurs moyennes ainsi que les écarts types obtenus dans les deux études pour les paramètres MOE,  $\tau$  et  $\sigma_{Elast}$  sont similaires. Au contraire, les valeurs des paramètres  $E_{Plast}$  et  $E_{Unld}$  sont significativement différentes. Ces paramètres traduisent la réduction de rigidité de la tige, quantifiée par les rapports  $\frac{E_{Plast}}{MOE}$  et  $\frac{E_{Unld}}{MOE}$ , suite à l'apparition de non-linéarités (notamment de la rupture partielle des tiges). Les moyennes des rapports  $\frac{E_{Plast}}{MOE}$  et  $\frac{E_{Unld}}{MOE}$  sont plus faibles dans cette étude que dans celle de [Olmedo, 2015]. Ces différences sont liées à la modélisation du développement de non-linéarités. Dans le modèle, l'apparition de non-linéarités est traduite par une réduction de rigidité lorsque la contrainte  $\sigma_{Elast}$  est atteinte, alors que dans la réalité, cette réduction est progressive en fonction du niveau de contrainte atteint. Des niveaux de contraintes différentes. Les conditions de type "encastrement en pied" utilisées dans cette étude induisent, pour des sollicitations de type "encastrement en pied" utilisées tiges que les conditions de type "double appuis" utilisées dans (Olmedo, 2015]. Par conséquent, des niveaux de contraintes plus importants sont atteints dans cette étude ce qui entraîne la calibration de grandeurs  $\frac{E_{Plast}}{MOE}$  et  $\frac{E_{Unld}}{MOE}$  plus faibles afin de traduire une perte de rigidité plus importante.

Dans la littérature les propriétés mécaniques du bois selon l'axe longitudinal des tiges de bois sont principalement caractérisées par le module d'élasticité longitudinal (MOE) et la contrainte de rupture en flexion (MOR) [CIRAD, 2012]. Ces grandeurs peuvent être comparées aux paramètres MOE et  $\sigma_{Rupt}$  calibrés à partir du modèle MED. Les paramètres  $\tau$ ,  $K_{Plast}$ ,  $K_{Unld}$ ,  $\sigma_{Elast}$  sont, quant à eux, utilisés pour traduire l'apparition de non-linéarités et la rupture de la tige ainsi que la dissipation d'énergie au cours de l'impact. La signification physique de ces paramètres est fortement liée au modèle de réponse de la tige. Il est ainsi difficile Il existe plusieurs études de caractérisation des propriétés mécaniques du hêtre dans lesquelles le MOE et le MOR ont été mesurés [Niklas, 1992, Niklas and Spatz, 2010]. Toutefois, la comparaison des valeurs calibrées à celles issues de la littérature doit être menée avec précaution en raison de l'influence importante des conditions de chargement et de la teneur en eau du bois sur le MOE et le MOR. En effet, l'augmentation de la vitesse de chargement tend à augmenter les valeurs du MOE et du MOR [Olmedo, 2015]. Par ailleurs, ces valeurs diminuent quand la teneur en eau augmente jusqu'à ce que le point de saturation des fibres soit atteint [Gerhards, 1982]. Une fois cette teneur en eau atteinte, les valeurs de MOE et MOR varient peu [Glass and Zelinka, 2010].

Plus particulièrement, l'influence marquée des valeurs de MOE et de MOR à la teneur en eau réduit significativement la quantité de résultats issus de la littérature directement comparables aux valeurs obtenues dans cette étude. Seul [Lavers, 1969] propose une valeur moyenne de MOE (9800 MPa - teneur en eau >50%) obtenue dans des conditions similaires. Cette valeur est comprise dans la gamme de variation des MOE calibrés mais est supérieure à la moyenne obtenue dans cette étude.

Par ailleurs, [Lavers, 1969, Jancke et al., 2009] obtiennent respectivement des valeurs moyennes de MOR (de 65 et 62,5 MPa - teneur en eau >50%) inférieures à la valeur moyenne du MORobtenue dans cette étude (94,3 Mpa). Les valeurs de MOR, supérieures aux valeurs issues de la littérature, sont obtenues majoritairement à la suite de la calibration d'essais d'impact sur des tiges de faibles diamètres. Ces tiges, issues des parties supérieures des arbres (Annexes B.3 et B.4), apparaissent comme plus résistantes qu'attendues.

Ces différences significatives pour les tiges de faibles diamètres peuvent être liées à la prise en compte partielle des conditions d'essais dans le modèle. Lors des essais d'impact, les frottements des fixations du pendule sur le bâti induisent des réductions de vitesse du pendule d'autant plus marquées que son déplacement est grand. Comme les simulations d'impacts utilisées pour calibrer les essais ne prennent pas en compte ces frottements, les tiges ont été artificiellement calibrées de façon à être plus résistantes pour compenser cet effet. Les tiges se déformant d'autant plus que leur diamètre est faible, le déplacement du pendule est plus grand pour les tiges de faibles diamètres. La calibration de résistances des tiges artificiellement trop élevées est donc plus marquée pour les tiges de faibles diamètres pour lesquelles les valeurs de MOR ont été majoritairement obtenues.

La variabilité importante des géométries des tiges de faibles diamètres (nœuds et conicité des tiges) et la présence importante de bois juvénile dans ces tiges [John Cown et al., 1999, Brüchert et al., 2000, Amarasekara and Denne, 2002] peuvent également affecter significativement les valeurs des paramètres MOE et MOR.

#### 3.5.2 Pertinence et limitations du modèle calibré

La loi d'interaction entre les  $n \alpha u ds$ , régissant la réponse de la tige en flexion, permet, une fois calibrée, de traduire la réponse des tiges lors de l'impact d'un bloc. L'utilisation de cette loi entraîne certaines simplifications concernant la réponse de la tige, mais celles-ci permettent de réduire le nombre de paramètres à calibrer.

Comme mentionné dans la section précédente, le développement de non-linéarités se traduit dans le modèle par une réduction de rigidité lorsque la contrainte  $\sigma_{Elast}$  est atteinte. En raison de ce comportement simplifié par rapport à la réalité, la calibration des paramètres  $E_{Plast}$  et  $E_{Unld}$  peut conduire à surestimer ces paramètres si elle n'est pas faite à partir d'essais atteignant des niveaux de contraintes proches de la contrainte de rupture ( $\sigma_{Rupt}$ ). La configuration et les conditions de chargement des essais d'impact menés dans cette étude permettent de remplir cette condition.

De plus, dans cette étude, nous avons fait le choix de calibrer le paramètre  $\sigma_{Rupt}$  à l'apparition de la rupture et de négliger les contraintes dans la tige après rupture (c'est-à-dire, les forces appliquées par la tige sur l'impactant après rupture). Ces choix de modélisation conduisent à sous-estimer la réduction d'énergie du bloc après impact. Cette sous-estimation est d'autant plus significative que le temps de contact entre le bloc et la tige après rupture est long. Cependant, cette hypothèse est sécuritaire car elle induit, à l'échelle du versant, une sous-estimation de l'efficacité des peuplements forestiers.

La modélisation du comportement de la tige pourrait être améliorée de manière à prendre en compte la résistance de la tige après rupture. Cette amélioration nécessiterait le développement d'un modèle traduisant la réponse de la tige à l'échelle des fibres de bois et intégrant la rupture progressive des celles-ci. Plusieurs approches de modélisation peuvent être adaptées dans cette optique. Notamment, des modèles FEM multi-fibres ont été proposés par [Fourcaud and Lac, 2003, Bertrand et al., 2013] et un modèle en deux dimensions de la rupture de fibres de bois basé sur la MED a été proposé par [Wittel et al., 2005]. L'amélioration du modèle MED à partir de ces travaux est envisageable. Cependant, la calibration d'un tel modèle peut s'avérer complexe en raison d'un nombre important de paramètres. Par ailleurs, la complexité accrue d'un tel modèle induirait nécessairement des temps de simulation plus longs ce qui limiterait l'utilisation du modèle à l'échelle d'un versant.

Dans cette étude nous avons fait le choix de considérer des tiges cylindriques de section constante pour faciliter l'applicabilité du modèle. Afin d'évaluer les effets de cette hypothèse, nous avons comparé la réponse de tiges cylindriques de diamètre constant (Cond. 1) et de tiges ayant une géométrie représentative de la réalité (fibre neutre et évolution des diamètres le long de celleci) (Cond. 2). Des simulations d'impacts ont été réalisées sur deux tiges choisies aléatoirement parmi les tiges récoltées (tiges 31 et 62) (Figure 3.17). Pour ces simulations, les masses et les valeurs des paramètres mécaniques (MOE,  $E_{Plast}$ ...) sont identiques aux valeurs issues de la calibration des tiges de diamètre constant. Les simulations sont réalisées pour des impacts à haute énergie (220 J).

Lorsque la géométrie de la tige est respectée, les déformations, les temps de contact et les vitesses réfléchies des tiges sont très proches des résultats expérimentaux et des résultats de simulations pour une tige de section constante (Figure 3.18) (Tableau 3.3). Au regard des ces résultats, la modélisation de la réponse d'une tige cylindrique de section constante lors d'un impact est donc à priori représentative de la réalité.

		(Cond. 1)	(Cond. 2)
Tige: 31	Vitesse réfléchie $(m/s)$	-1,152	-1,15
	Temps de contact (s)	0,2193	0,207
Tige: 62	Vitesse réfléchie $(m/s)$	-1,13	-1,13
	Temps de contact (s)	0,2275	$0,\!244$

Tableau 3.3 - Résultats des impacts contre une tige de diamètre constant (Cond. 1) et une tige ayant une géométrie représentative de la réalité (Cond. 2).



Figure 3.17 – Présentation des différentes conditions d'impact testées pour la tige 31. Cond. 1 : impact sur une tige de section régulière. Cond. 2 : impact sur une tige ayant une géométrie représentative de la réalité



Figure 3.18 – Déplacements simulés pour une tige de section régulière (Cond. 1), une tige respectant la déformation de la tige le long des axes Z et Y (Cond. 2) et les déplacements expérimentaux (EXP) pour les points P5 et P8.

Bien que valide à l'échelle d'une tige de 1,3 m de longueur, l'hypothèse de tiges de diamètre constant est questionnable à l'échelle de l'arbre (franc pieds ou tiges de cépée). À cette échelle, les différences de diamètres entre le pied et la tête du tronc sont plus importantes que dans les essais. La répartition de la masse du tronc le long de son axe longitudinal est donc certainement très différente si l'on considère une tige cylindrique ou conique. Il est difficile d'estimer l'influence de la forme d'une tige pour des impacts à l'échelle des franc pieds et des cépées. La forte diversité de géométrie des franc pieds et des tiges de cépée au sein d'un taillis ne permettent pas d'envisager leur prise en compte précise lors des simulations d'impacts. Par contre, il est possible d'intégrer une conicité, qui pourrait jouer un rôle non négligeable sur les déformations des tiges et, potentiellement, sur les vitesses réfléchies du bloc.

# 3.6 Conclusion

Le développement du modèle numérique présenté dans ce chapitre est une étape préliminaire au développement d'un modèle d'impact sur les différents types d'arbres rencontrés dans un taillis.

Le modèle d'impact sur une tige, représentant le tronc d'un franc pied ou une tige de cépée, a été calibré grâce à des essais d'impact sur des tiges de hêtre ayant des diamètres moyens compris entre 3 et 7 cm. Pour cette phase de calibration, les tiges ont été assimilées à des cylindres de diamètre constant.

Le modèle développé propose un compromis entre la définition d'une loi de comportement suffisamment complexe pour modéliser de façon pertinente la réponse d'une tige de bois lors d'un impact et la simulation d'impacts pour un temps de calcul réduit. Pour parvenir a un tel compromis, plusieurs hypothèses ont été émises notamment sur la réponse de la tige après rupture, le développement de non-linéarités et la géométrie de la tige.

La calibration du modèle avec des valeurs de paramètres représentatives des propriétés mécaniques du bois (MOE, MOR) permet d'envisager son adaptation à la simulation d'impacts sur des franc pieds ou des tiges de cépée. Pour cela, il sera nécessaire d'intégrer les contributions du système racinaire et du houppier lors de l'impact ainsi que les contacts simultanés entre le bloc et les tiges ou entre les différentes tiges. Ces points seront abordés dans les chapitres suivants.

Enfin, l'analyse des résultats de calibration a mis en évidence une forte variabilité des valeurs des paramètres mécaniques du modèle pour les tiges de bois testées et un risque de sur-estimation de certains paramètres du modèle. Au regard de la difficulté à estimer les paramètres du modèle pour chaque tige, il est essentiel de déterminer l'influence de ces paramètres sur la réponse de franc pieds et de cépées lors de l'impact de blocs. Cette étude est présentée dans le chapitre suivant.

# Chapitre 4

# Impact sur un arbre

# 4.1 Introduction

Les travaux présentés dans ce chapitre sont dédiés au développement d'un modèle numérique d'impact d'un bloc sur un franc pied basé sur la MED et à l'identification des paramètres d'entrée du modèle MED qui contrôlent la cinématique du bloc après impact.

Le modèle développé permet de traduire la réponse dynamique d'un franc pied à l'impact d'un bloc rocheux. Il intègre notamment l'influence du système racinaire et du houppier. La réalisation d'une simulation d'impact sur un franc pied nécessite la définition d'un nombre important de paramètres. Dans l'optique de simplifier l'utilisation du modèle, une étude de sensibilité est réalisée afin de déterminer quels paramètres d'entrée ont une influence prépondérante sur la cinématique du bloc après impact. L'approche utilisée pour cette étude consiste au développement d'un méta-modèle à partir du modèle MED suivi de la réalisation d'une analyse de sensibilité globale sur ce méta-modèle.

Finalement, l'influence des paramètres contrôlant la cinématique du bloc après impact est analysée en détail. Cette analyse permet, d'une part, d'améliorer la compréhension des processus physiques en jeu au cours de l'impact et, d'autre part, de proposer une approche de modélisation simplifiée de l'impact sur un franc pied utilisable à l'échelle du versant.

# 4.2 Modèle d'impact sur un franc pied

Le modèle d'impact développé dans ce chapitre doit permettre de traduire la réponse dynamique d'un franc pied au cours de l'impact d'un bloc en intégrant l'influence du système racinaire et du houppier au modèle présenté dans le chapitre 3.

Le bloc est assimilé à une sphère rigide. La tige est modélisée comme un cône flexible selon l'approche développée dans le chapitre précédent (cf. Chapitre 3). Elle est représentée par une succession de  $n \alpha u ds$  reliés par des connexions cylindriques. Pour traduire la déformation de la tige, des forces et des moments sont appliqués entre les  $n \alpha u ds$  adjacents en fonction de leurs positions et de leurs vitesses relatives (Figure 6.3). Les relations définissant les forces et moments entre les  $n \alpha u ds$  sont principalement régies par les paramètres : MOE,  $E_{Plast}$ ,  $E_{Unld}$ ,  $\sigma_{Elast}$ ,  $\sigma_{Rupt}$ ,  $\tau$ ,  $D_{Tige}$  et  $T_{Dens}$ .

Comme dans le chapitre 3, le contact entre le bloc et la tige est modélisé par l'intermédiaire de forces de contact appliquées au point de contact. Ces forces sont calculées à partir des interpénétrations et des vitesses relatives entre les objets. La force de contact est répartie entre une composante normale à la surface de contact et une composante dans le plan tangent à cette surface. Le calcul de l'interaction entre le bloc et la tige est régi par les paramètres suivants : module d'élasticité radial du bois vert  $(E_r)$ , module de Young d'une roche calcaire  $(E_b)$ , rapport entre la raideur normale et la raideur tangentielle  $(\kappa^{b}-t)$ , et l'angle de frottement du bloc sur le tronc  $(\varphi^{b}-t)$ .

La longueur de l'arbre, incluant le houppier, est définie suivant la relation allométrique pour le hêtre issue des travaux de [Quetel, 2005] :

$$Tree_{height} = 1,3 + (73,805 \times D_{Tige}) - (54,734 \times D_{Tige}^2)$$
(4.1)

où  $Tree_{height} [m]$  est la longueur d'un arbre.  $D_{Tige} [m]$  est le diamètre mesuré à hauteur de poitrine de l'arbre.



Figure 4.1 – Schéma conceptuel de la modélisation d'un franc pied dans le modèle MED. Où  $Crown_{Length}$  est la longueur du houppier.  $M_{node}$  est la masse additionnelle affectée aux nœuds appartenant au houppier.  $Tree_{height}$  est la longueur de l'arbre, incluant le houppier.  $\Delta \theta_{1_2}$  est l'orientation de la *connexion* entre le nœud 1 et le nœud 2.

#### 4.2.1 Modélisation de l'ancrage des arbres et du houppier

#### 4.2.1.1 Ancrage des arbres

La MED peut permettre la prise en compte explicite de la contribution du système racinaire sur la réponse dynamique de l'arbre par la modélisation des interactions entre le sol et les racines [Bourrier et al., 2013]. Cependant, un tel modèle serait complexe à calibrer et les temps de simulation pour un impact seraient beaucoup plus longs. Ainsi, nous avons privilégié une intégration simplifiée de la contribution du système racinaire.

Dans le modèle MED, la contribution du système racinaire est modélisée en appliquant un moment additionnel au niveau du  $n \alpha u d$  situé au pied du tronc en fonction de l'orientation de la *connexion* autour des axes X et Y (Figure 6.2). Pour chaque axe (X ou Y), le moment appliqué au pied de l'arbre ( $M_{root}$ ) est calculé en fonction de l'orientation de la *connexion* reliant les deux nœuds inférieurs du tronc  $(\Delta \theta_{1_2})$ . À chaque pas de temps, l'incrément de moment  $(dM_{root})$  est ajouté à la valeur du moment  $M_{root}$  au pas de temps précédent :

$$dM_{root} = K_{root} \times d\Delta\theta_{1-2} \tag{4.2}$$

où  $K_{root}$  est un coefficient de raideur.  $d\Delta\theta_{1_2}$  est l'incrément d'orientation de la *connexion* reliant les deux *nœuds* inférieurs du tronc.

Par ailleurs, la valeur du moment  $M_{root}$  est limitée à une valeur  $M_a$  [Dupuy et al., 2005, Lundström, 2009].

#### 4.2.1.2 Modélisation du houppier

Lors de l'impact d'un bloc sur un franc pied, le houppier contribue à la réduction d'énergie du bloc en raison du déplacement des branches et du tronc. Plusieurs modèles décrivant la réponse dynamique d'un arbre soumis au chargement du vent ou à l'impact d'un bloc ont été développés et assimilent le houppier à une masse répartie sur la partie sommitale de la tige [Kerzenmacher and Gardiner, 1998, Quetel, 2005, Jonsson et al., 2007]. D'autre modèles, plus complexes, utilisent la Méthode des Éléments Finis (MEF) pour considérer explicitement les branches du houppier [Moore and Maguire, 2008, Sellier and Fourcaud, 2009]. Étant donné le peu d'informations concernant l'architecture des branches d'un houppier et la variabilité de celle-ci, nous avons choisi de modéliser le houppier comme une masse additionnelle uniformément répartie sur la partie sommitale des tiges en se basant sur des relations allométriques développées pour le hêtre.

Pour chaque franc pied, le houppier est modélisé par l'addition d'une masse  $(M_{node}[kg])$ répartie sur  $n_{node}$  nœuds situés en tête de tige. La longueur du houppier  $(Crown_{Length}[m])$  est déterminée grâce à une relation allométrique issue des travaux de [Quetel, 2005] sur le hêtre. La masse du houppier  $Crown_{Mass}[kg]$  est calculée en utilisant une relation allométrique issue des travaux de [Bartelink, 1997] sur le hêtre. L'utilisation de ces relations allométriques évite la réalisation de simulations aberrantes (une tige de diamètre faible ayant une masse de houppier élevée, par exemple).

$$Crown_{Length} = 0,40642 \times Tree_{height} \tag{4.3}$$

où  $Tree_{height}[m]$  est la hauteur de la tige.

$$Crown_{Mass} = 0,0031 \times (D_{Tige} \times 100)^{3,161}$$

$$(4.4)$$

où  $D_{Tige}[m]$  est le diamètre à hauteur de poitrine de la tige.

Le nombre de *nœuds*  $(n_{node})$  sur lesquels sont appliqués une masse additionnelle  $(M_{node})$  est défini par la relation :

$$n_{node} = \frac{Crown_{Length}}{D_{Tige}} \tag{4.5}$$

La masse additionnelle  $(M_{node})$  sur chaque *nœud* est calculée de la façon suivante :

$$M_{node} = \frac{Crown_{Mass}}{n_{node}} \tag{4.6}$$

# 4.3 Analyse de sensibilité et méta-modélisation

Les analyses de sensibilité permettent de décrire de quelle façon la variabilité de la réponse d'un modèle est affectée par la variabilité des différents paramètres d'entrée du modèle. Leur utilisation conduit à identifier les paramètres d'entrée majoritairement explicatifs de la variabilité des grandeurs de sortie du modèle. Il est souvent difficile de réaliser ce type d'analyse sur des modèles numériques coûteux en temps de calcul tels que ceux basés sur la MED (Pour cette étude 1000 simulations avec le modèle MED représentent environ une semaine de calcul). Pour résoudre ce problème, nous avons fait le choix de construire, dans un premier temps, un méta-modèle du modèle MED de façon à réaliser, dans un second temps, une analyse de sensibilité à l'aide du méta-modèle [Fang et al., 2005, Marrel et al., 2011, Eisenhower et al., 2012, Sudret, 2012, Garcia-Cabrejo and Valocchi, 2014].

Nous avons choisi de créer un méta-modèle en utilisant une méthode de chaos polynomial (cf. Chapitre 1). La construction du méta-modèle est réalisée à l'aide de l'utilitaire Uqlab développé à l'ETH de Zurich [Stefano Marelli and Bruno Sudret, 2014]. Une fois le méta-modèle construit, une analyse de sensibilité globale basée sur le calcul des indices de Sobol est réalisée (cf. Chapitre 1). L'utilisation combinée d'un méta-modèle et d'une analyse de sensibilité globale permet de réaliser une étude robuste pour un temps de calcul réduit [Sudret, 2008].

Le méta-modèle a été construit à l'aide de simulations du modèle MED. Les paramètres d'entrée des simulations sont déterminés de façon à limiter le nombre de simulations nécessaires à la création du méta-modèle. Ils sont échantillonnés suivant une méthode LHS (Latin Hypercube Sampling) qui permet d'explorer de façon optimisée l'ensemble de la variabilité des paramètres d'entrée [McKay et al., 1979, Sacks et al., 1989, Clemson et al., 1995, Fang et al., 2005].

Le méta-modèle est ensuite construit sur la base des simulations réalisées en utilisant l'expansion par chaos polynomial (PCE) [Sudret, 2012, Stefano Marelli and Bruno Sudret, 2014].

Pour un modèle Y = M(X), où X est le vecteur contenant les paramètres d'entrée du modèle et Y est le vecteur contenant les résultats du modèle (énergie dissipée, déviation de la trajectoire du bloc...), la méthode PCE consiste à exprimer le modèle M dans un espace défini par des polynômes orthogonaux. Cette méthode permet de calculer la combinaison linéaire de ces polynômes assurant une prédiction optimale de Y [Wiener, 1938, Sudret, 2012].

L'erreur de prédiction entre les résultats issus du méta-modèle et du modèle MED est évaluée grâce à l'indice Q. Cet indice est le rapport entre l'erreur déterminée par une méthode de "leave one out" [Allen, 1971] et la variance de la variable de sortie analysée (Var[Y]).

Pour calculer Q, on considère n résultats du plan d'expérience. Pour le i-ème jeu de variables d'entrée du modèle  $(x^{(i)})$ , une expansion polynomiale  $(M^{PC_i})$  est construite à partir des n-1 résultats restants du plan d'expérience. L'erreur résiduelle de prédiction  $(\Delta_i)$  est définie de la façon suivante :

$$\Delta_i = M(x^i) - M^{PC_i}(x^i) \tag{4.7}$$

où  $M(x^i)$  est la valeur prédite par le modèle MED pour le jeu de variables d'entrée  $x^{(i)}$ .  $M^{PC_i}(x^i)$  est la valeur prédite par le méta-modèle  $M^{PC_i}$  pour le jeu de variables d'entrée  $x^i$ .

La procédure décrite ci-dessus est réalisée successivement pour tout i compris entre 1 et n.

L'indice Q est calculé de la façon suivante :

$$Q = 1 - \frac{\sum_{i=1}^{n} \Delta_i^2}{Var[Y]} \tag{4.8}$$

Une fois le méta-modèle construit, une analyse de sensibilité globale (méthode de Sobol [Sobol, 1993]) est utilisée pour étudier l'influence de la variabilité des paramètres d'entrée sur la variabilité des paramètres de sortie. Celle-ci permet de déterminer la part de la variabilité des résultats du modèle numérique expliquée par chaque paramètre d'entrée ainsi que les interactions entre les paramètres d'entrée.

Pour chaque variable de sortie du modèle, les indices de Sobol totaux  $(S_{Ti})$  sont calculés à l'aide du méta-modèle (cf. Chapitre 1). Une faible valeur de l'indice  $S_{Ti}$  pour un paramètre d'entrée indique que la variation de ce paramètre, sur l'intervalle de valeurs testé, n'a pas d'influence sur la variable de sortie analysée [Sudret, 2008, Phoon and Ching, 2014].

## 4.4 Simulations d'impacts

Une première campagne de simulations d'impacts de blocs sur des franc pieds a été réalisée à l'aide du modèle MED afin de construire le méta-modèle nécessaire à la réalisation de l'étude de sensibilité. À partir des résultats de l'analyse de sensibilité, une seconde campagne de simulations a été menée pour étudier en détail l'influence des paramètres prépondérants sur la variabilité de l'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact.

### 4.4.1 Simulations pour l'analyse de sensibilité

Dans l'analyse de sensibilité, les influences relatives de 19 paramètres d'entrée sont comparées pour quatre variables de sortie classiquement utilisées dans les modèles d'analyse trajectographique : la réduction d'énergie du bloc après impact (*Ered*), le changement de trajectoire du bloc caractérisé par les angles  $\alpha$  et  $\beta$  (Figure 4.2) et la vitesse de rotation réfléchie du bloc  $(V_{rot}^{out})$ .

12 paramètres d'entrée du modèle sont associés aux caractéristiques des franc pieds impactés : le diamètre du franc pied  $(D_{Tige})$ , la densité du bois  $(T_{Dens})$ , les paramètres mécaniques du tronc  $(MOE, \sigma_{Elast}, \sigma_{Rupt}, E_{Plast}, E_{Unld}, \tau)$ , les paramètres associés au système racinaire  $(K_{Root}, M_a)$ et les paramètres associés au contact  $(E_r, \varphi^{b_-t})$ .

7 paramètres d'entrée du modèle définissent les propriétés du bloc : le volume du bloc  $(B_{Vol})$ , la densité du bloc  $(B_{Dens})$ , la vitesse de translation  $(V^{in})$ , la vitesse de rotation  $(V^{in}_{rot})$ , la hauteur d'impact  $(I_{Height})$ , l'excentricité de l'impact  $(E_{cc}$  - définie comme le ratio entre la distance du point d'impact au centre de la tige et le rayon de la tige), l'angle d'impact  $(I_{Angle}$  - défini positif pour des impacts dirigés vers le sommet de la tige (Figure 4.3)).

Les valeurs basses et hautes des gammes de variation des paramètres d'entrée ont été définies pour être représentatives des conditions rencontrées sur le terrain pour différentes espèces d'arbre [Jonsson, 2007, Bourrier et al., 2009, Niklas and Spatz, 2010, CIRAD, 2012, Olmedo, 2015]. Peu de valeurs de  $K_{root}$  sont disponibles dans la littérature, notamment pour le hêtre. L'intervalle de variation de  $K_{root}$  a donc été construit à partir des valeurs extrêmes trouvées dans la littérature [Neild and Wood, 1999, Jonsson et al., 2006]. De même, les intervalles de valeurs retenus pour le paramètre  $M_a$  sont issus des travaux de [Stokes et al., 2007, Lundstrom et al., 2007].

Dans ces simulations, le module de Young du bloc  $E_b$  est fixé à 80  $10^3 Mpa$  [Duffaut and Homand, 2000] et  $\kappa^{b}_{-}t$  est fixé à 0,3 [Olmedo, 2015]. En effet, il a été nécessaire de réduire le nombre de paramètres d'entrée variables et les simulations préliminaires ont mis en évidence la très faible influence de ces paramètres sur les résultats.



Figure 4.2 – Définition des angles  $\alpha$  et  $\beta$  qui caractérisent les changements de trajectoire du bloc après l'impact.



Figure 4.3 – Définition de  $E_{cc}$  et  $I_{Angle}$ . Où  $T_{Rad}$  est le rayon de la tige,  $Ref_{Imp}$  est la localisation de l'impact et  $I_{Angle}$  est l'angle d'impact.

Pour chaque simulation d'un impact, un franc pied est généré et le bloc est placé en contact avec le franc pied en fonction de l'excentricité et de la hauteur de l'impact. Des vitesses de translation et de rotation sont affectées au bloc au début de la simulation. La simulation s'arrête à la fin des interactions entre le bloc et la tige. A la fin de chaque simulation, quatre variables de sortie sont enregistrées : l'énergie perdue par le bloc (*Ered*), deux angles caractérisant la déviation de la trajectoire du bloc ( $\alpha$  et  $\beta$ ) et la vitesse de rotation du bloc  $V_{rot}^{out}$ .

Nom de la variable	Min-Max des distributions uniformes	Moyenne
MOE [MPa]	$[3,0\ 10^3$ - $1,5\ 10^4]$	$8,5\ 10^3$
$E_{plast}$ [MPa]	$[3,0\ 10^1$ - $7,5\ 10^3]$	$3,76 \ 10^3$
$E_{Unld}$ [MPa]	$[3, 48 \ 10^3 - 7, 5 \ 10^3]$	$5,5 \ 10^3$
$\sigma_{Elast}$ [MPa]	$[1,4\ 10^1$ - 6,0 $10^1]$	$3,7 \ 10^{1}$
$\sigma_{Rupt}$ [MPa]	$[2,7\ 10^1$ - $1,2\ 10^2]$	$7,35\ 10^{1}$
au	$[8 \ 10^{-5} - 8 \ 10^{-4}]$	$4,44\ 10^{-4}$
$D_{Tige}$ [cm]	[5 - 60]	32, 5
$T_{Dens} \; [{ m kg}/m^3]$	[900 - 1500]	1200
$K_{root} [Nm/rad]$	$[1 \ 10^4 - 1, 5 \ 10^7]$	$7,5 \ 10^{6}$
$M_a$ [Nm]	$[1 \ 10^3 - 9 \ 10^5]$	$4,75 \ 10^5$
$\varphi^b - t$ [°]	[0 - 50]	25
$E_r$ [MPa]	$[1 \ 10^3 - 2 \ 10^3]$	$1,5 \ 10^3$
$B_{Vol} \ [m^3]$	[0,1 - 1]	0,55
$B_{Dens} \; [{ m kg}/m^3]$	[1600 - 2800]	2200
$V^{in}  \mathrm{[m/s]}$	[5 - 40]	22, 5
$V_{rot}^{in} \; [ m rad/s]$	[0 - 60]	30
I <sub>Height</sub> [m]	[0 - 5]	2, 5
$I_{Angle} [^{\circ}]$	[(-40) - 40]	0
$E_{cc}$ [%]	[0 - 100]	50

Tableau 4.1 – Intervalles des valeurs des paramètres utilisés pour la création du méta-modèle.

### 4.4.2 Analyse de l'influence des paramètres prépondérants

Une étude additionnelle a été réalisée pour analyser l'influence des paramètres prépondérants, identifiés lors de l'analyse de sensibilité, sur *Ered*. En effet, cette grandeur est essentielle à la caractérisation de l'interaction bloc/arbre et constitue l'élément central des modèles récents prenant en compte l'influence de la forêt sur la trajectoire des blocs [Dorren and Berger, 2006, Jonsson et al., 2007].

En complément, une analyse de la répartition de la réduction d'énergie selon les composantes des vitesses incidentes du bloc a été faite en décomposant Ered de la façon suivante :

$$Ered = \delta E_n + \delta E_{th} + \delta E_{tv} + \delta E_{rot} \tag{4.9}$$

$$\delta En = \frac{1}{2} \times m_{Bloc}((V_n^{in})^2 - (V_n^{out})^2)$$
(4.10)

où  $\delta En$  est la part de l'énergie perdue par le bloc dans la direction normale à P (plan tangent à la surface de contact à l'instant du premier contact) calculée à partir des vitesses incidentes et réfléchies du bloc projetées sur la normale au plan P ( $V_n^{in}$  et  $V_n^{out}$ ).  $m_{Bloc}$  est la masse du bloc.

$$\delta Eth = \frac{1}{2} \times m_{Bloc}((V_{th}^{in})^2 - (V_{th}^{out})^2)$$
(4.11)

où  $\delta Eth$  est la part de l'énergie perdue par le bloc dans la direction tangente à P à l'instant du premier contact (dans le plan horizontal (X-Y)) calculée à partir des vitesses incidentes et réfléchies du bloc projetées selon cette direction ( $V_{th}^{in}$  et  $V_{th}^{out}$ ).

$$\delta Etv = \frac{1}{2} \times m_{Bloc}((V_{tv}^{in})^2 - (V_{tv}^{out})^2)$$
(4.12)

où  $\delta Etv$  est la part de l'énergie perdue par le bloc dans la direction tangente à P à l'instant du premier contact (dans le plan vertical (X-Z)) calculée à partir des vitesses incidentes et réfléchies du bloc projetées selon cette direction ( $V_{tv}^{in}$  et  $V_{tv}^{out}$ ).

$$\delta E_{rot} = \frac{1}{2} \times I_{Bloc}((V_{rot}^{in})^2 - (V_{rot}^{out})^2)$$
(4.13)

où  $\delta E_{rot}$  est la part de l'énergie per due par le bloc associée aux vitesses de rotation, calculée à partir des vitesses de rotation incidentes et réfléchies du bloc ( $V_{rot}^{in}$  et  $V_{rot}^{out}$ ).  $I_{Bloc}$  est l'inertie du bloc.

## 4.5 Résultats

#### 4.5.1 Résultats de l'analyse de sensibilité

1000 simulations ont été réalisées à l'aide du modèle MED pour construire le méta-modèle. Les différences (indices Q) entre les résultats issus du modèle MED et ceux prédits par le métamodèle sont inférieurs à 10% pour les quatre variables de sortie (Tableau 4.2).

Variables	Ered	$V_{rot}^{out}$	α	β
Q	$3, 6 \ 10^{-2}$	$9,3 \ 10^{-2}$	$8,9\ 10^{-2}$	$6,9 \ 10^{-2}$

Tableau 4.2 – Erreurs calculées entre les valeurs des paramètres de sortie prédits par le méta-modèle et le modèle MED.

La figure 4.4 montre les estimations des indices de Sobol totaux pour les 19 paramètres d'entrée du modèle et pour chacune des quatre variables de sortie du modèle. Les variables de sortie du modèle sont principalement influencées par deux ou trois paramètres d'entrée.

L'énergie perdue par le bloc lors de l'impact (*Ered*) est principalement influencée par  $D_{Tige}$ (0,43) et  $E_{cc}$  (0,35) avec une influence de  $V^{in}$  (0,14) plus limitée. La hauteur d'impact ( $I_{Height}$ ) (0,034) ainsi que  $B_{Vol}$  (0,02) ont également une faible influence sur *Ered*.

 $\alpha$ , indiquant les changements de trajectoire verticale du bloc après l'impact (Plan X-Z), est principalement influencé par  $E_{cc}$  (0,52) et  $D_{Tige}$  (0,32) avec une faible influence de  $I_{Height}$  (0,04).

 $\beta$ , indiquant les changements de trajectoires horizontaux du bloc après l'impact (Plan X-Y), est principalement influencé par  $D_{Tige}$  (0,68) avec une faible influence de  $E_{cc}$  (0,15),  $I_{Height}$ (0,08),  $B_{Vol}$  (0,05), et  $V^{in}$  (0,05).

La vitesse de rotation du bloc après l'impact  $(V_{rot}^{out})$  est principalement influencée par la vitesse de rotation incidente du bloc  $(V_{rot}^{in})$  (0,85) avec une faible influence de  $E_{cc}$  (0,08), du volume du bloc  $(B_{Vol})$  (0,06), de  $D_{Tige}$  (0,06), de  $V^{in}$  (0,05) et du coefficient de frottement au contact  $(\varphi^{b}_{-t})$  (0,04).



Figure 4.4 – Indices de Sobol totaux déterminés en utilisant le méta-modèle pour les variables de sortie Ered,  $\alpha$ ,  $\beta$  et  $V_{rot}$ 

## 4.5.2 Influence des paramètres prépondérants sur $V_{rot}$ , $\alpha$ et $\beta$

Dans un premier temps, l'analyse de l'influence des paramètres contrôlant la variabilité de  $V_{rot}$ ,  $\alpha$  et  $\beta$  est réalisée à partir des simulations d'impacts utilisées pour la construction du méta-modèle. Seuls les paramètres d'entrée ayant des indices de Sobol supérieurs à 0,1 ont été considérés dans cette analyse.

#### 4.5.2.1 Influence des paramètres prépondérants sur V<sub>rot</sub>

Comme précisé dans la section 4.5.1, la vitesse de rotation du bloc après impact  $(V_{rot}^{out})$  est principalement influencée par la vitesse de rotation incidente du bloc  $(V_{rot}^{in})$ . La figure 4.5 présente l'évolution des valeurs des vitesses de rotation réfléchies en fonction des valeurs de vitesses de rotation incidentes. Les valeurs utilisées sont issues des 1000 simulations d'impact réalisées pour la construction du méta-modèle. Les résultats montrent une évolution linéaire de  $V_{rot}^{out}$  en fonction de  $V_{rot}^{in}$ . Plusieurs simulations présentent néanmoins des écarts importants avec la relation linéaire (25% des simulations présentent un écart supérieur à 20%).



Figure 4.5 – Évolution de  $V_{rot}^{out}$  en fonction de  $V_{rot}^{in}$ . La relation linéaire entre ces deux variables est représentée en bleu. Les deux droites de couleur rouge représentent les valeurs ayant une différence de plus ou moins 20% par rapport à la relation linéaire.

#### 4.5.2.2 Influence des paramètres prépondérants sur $\alpha$ et $\beta$

Les fonctions de répartition des angles  $\alpha$  et  $\beta$  mettent en évidence des déviations relativement modérées des blocs. 85% des valeurs des angles de déviation sont inférieures à 45° pour  $\alpha$  et 65% sont inférieures à 45° pour  $\beta$ . Ces fonctions montrent également que les déviations verticales sont moins importantes que les déviations horizontales (Figure 4.6).

Les résultats de la section 4.5.1 mettent en évidence que la déviation du bloc (angles  $\alpha$  et  $\beta$ ) est principalement conditionnée par l'excentricité de l'impact ( $E_{cc}$ ) et le diamètre des franc pieds ( $D_{Tige}$ ). Les analyses de l'influence de l'excentricité et des diamètres sur les angles  $\alpha$  et  $\beta$  sont présentées dans les figures 4.7 et 4.8. Les classes 1, 2, 3, 4, 5 de  $E_{cc}$  correspondent respectivement à des excentricités comprises entre 0 et 20%, 20 et 40%, 40 et 60%, 60 et 80% et 80 et 100%. Les classes 1, 2, 3, 4, 5, 6 de  $D_{Tige}$  correspondent respectivement à des diamètres comprise entre 0,05 et 0,1 m, 0,1 et 0,2 m, 0,2 et 0,3 m, 0,3 et 0,4 m, 0,4 et 0,5 m et 0,5 et 0,6 m.

Quelle que soit l'excentricité de l'impact Ecc, les valeurs médianes des angles de déviation  $\alpha$  et  $\beta$  sont inférieures à 30 ° (Figure 4.7). Néanmoins, un nombre plus important de déviations fortes est observé pour des excentricités faibles. Ces résultats montrent également que la déviation verticale ( $\alpha$ ) est nettement moins influencée par l'excentricité de l'impact Ecc que la déviation horizontale ( $\beta$ ).

Comme pour l'excentricité de l'impact (Ecc), les médianes des déviations horizontales et verticales sont relativement faibles quel que soit le diamètre du franc pied impacté (Fig. 4.8)) et la déviation verticale est également nettement moins influencée par  $D_{Tige}$  que la déviation horizontale. Par ailleurs, on observe un nombre croissant de déviations fortes lorsque les diamètres  $D_{Tige}$  augmentent.



Figure 4.6 – Distributions cumulées des angles de déviation  $\alpha$  et  $\beta$ .



Figure 4.7 – Analyse de l'influence de l'excentricité de l'impact  $(E_{cc})$  sur les angles de déviation  $\alpha$  et  $\beta$ . Les minimums et maximums des distributions correspondent aux quantiles 5 et 95%. Les limites inférieures et supérieures des boîtes correspondent respectivement aux quantiles 25 et 75%, le trait plein correspondent à la médiane.



Figure 4.8 – Analyse de l'influence du diamètre des franc pieds  $(D_{Tige})$  sur les angles de déviation  $\alpha$  et  $\beta$ . Les minimums et maximums des distributions correspondent aux quantiles 5 et 95%. Les limites inférieures et supérieures des boîtes correspondent respectivement aux quantiles 25 et 75%, le trait plein correspondant à la médiane.

### 4.5.3 Influence des paramètres prépondérants sur Ered

Les résultats de la section 4.5.1 mettent en évidence que  $D_{Tige}$ ,  $E_{cc}$  et  $V^{in}$  sont les trois paramètres d'entrée prépondérants sur la variabilité de *Ered*. Les indices de Sobol totaux associés à ces paramètres sont supérieurs à 0,1. Par conséquent, seuls ces trois paramètres sont utilisés comme variables dans la suite de l'analyse. Des simulations sont donc réalisées pour différentes valeurs de ces paramètres dans les gammes de variation définies pour l'analyse de sensibilité (Tableau 4.1).

Tige	
$MOE \ [MPa]$	$8,7 \ 10^{3}$
$E_{plast} \ [Mpa]$	$2, 1 \ 10^3$
$E_{Unld} \ [Mpa]$	$5,3 \ 10^3$
$\sigma_{Elast} \ [Mpa]$	$3, 7 \ 10^{1}$
$\sigma_{Rupt} \ [MPa]$	$9,4 \ 10^1$
au	$5 \ 10^{-4}$
Masse volumique $[kg \ m^{-3}]$	1200
$E_r \ [MPa]$	$1,5 \ 10^{3}$
$K_{root} \ [Nm/rad]$	$7,5  10^{6}$
$M_a \ [Nm]$	$200 \ 10^3$
$\varphi^b - t$ [°]	30

Tableau 4.3 – Valeurs moyennes des paramètres d'entrée utilisés pour les simulations réalisées avec le modèle MED.

Les paramètres mécaniques de l'arbre (déterminés non-influents par l'analyse de sensibilité) ont été fixés à des valeurs moyennes pour des tiges de hêtre à partir des résultats de calibration du chapitre 3 (Tableau 4.3). Seul  $K_{root}$ , du fait du manque de données, est défini par la valeur moyenne de l'intervalle utilisé pour l'analyse de sensibilité (Tableau 4.1). Par ailleurs, la hauteur du point d'impact ainsi que l'angle d'impact ayant également une influence réduite sur *Ered*, ces paramètres sont fixés à :  $I_{Height} = 1,3 m$  et  $I_{Angle} = 0^{\circ}$ . Enfin, le volume du bloc est fixé à une valeur moyenne de  $0,5 m^3$ .

Pour l'analyse de la répartition de la réduction d'énergie selon les composantes des vitesses incidentes du bloc ( $\delta E_n$ ,  $\delta E_{th}$ ,  $\delta E_{tv}$  et  $\delta E_{rot}$ ), 1000 simulations ont été réalisées pour des valeurs de  $D_{Tiqe}$ ,  $V_{in}$  et Ecc échantillonnées suivant une méthode LHS.

#### 4.5.3.1 Influence du diamètre et de la vitesse d'impact sur Ered

Les valeurs de *Ered* augmentent avec le diamètre de la tige en suivant une relation nonlinéaire (Figure 4.9) jusqu'à une valeur limite. Tant que le seuil n'est pas atteint, la tige rompt et le bloc poursuit sa trajectoire. Une fois le seuil atteint, toute l'énergie cinétique incidente du bloc est perdue : le bloc est arrêté sans que l'arbre ne soit cassé. Les valeurs seuils d'énergie perdue sont fonctions de la vitesse incidente du bloc. Elles peuvent atteindre 1100 kJ pour des vitesses d'impact de 40 m/s.

Par ailleurs, l'évolution de *Ered* en fonction du diamètre de l'arbre impacté dépend de la vitesse d'impact : pour un diamètre donné, plus la vitesse incidente est élevée, plus l'énergie perdue par le bloc est élevée. Par exemple, la valeur de *Ered* après impact sur un franc pied de 0.35 m de diamètre, peut varier de 275 à 425 kJ pour des vitesses de 20 m/s et de 30 m/s.

Les résultats présentés correspondent à des impacts d'excentricité nulle (Ecc = 0) mais ils sont généralisables quelle que soit l'excentricité.



Figure 4.9 – Évolution de l'énergie perdue par le bloc en fonction du diamètre de la tige impactée pour différentes vitesses d'impact et pour une excentricité d'impact nulle.

#### 4.5.3.2 Influence de l'excentricité de l'impact sur Ered

Les valeurs maximales de *Ered* sont observées dans la plupart des cas pour des impacts frontaux et diminuent lorsque l'excentricité augmente (Figure 4.10). Pour l'impact d'un bloc de  $0,5 m^3$ , les résultats mettent en évidence l'existence de 3 types de décroissances des valeurs de *Ered* en fonction de l'excentricité de l'impact :



Figure 4.10 – Énergies perdues par le bloc (*Ered*) en fonction de l'excentricité de l'impact pour plusieurs diamètres de tiges. Volume du bloc =  $0.5 m^3$ . Pour des impacts à 0% d'excentricité, la totalité de l'énergie cinétique du bloc (*Ebloc* = 268 kJ) est perdue pour des tiges de diamètre supérieur à 30 cm.

- Le premier type de décroissance (T1) est observé pour les franc pieds de diamètres importants ( $\geq 35cm$ ). La décroissance des valeurs de *Ered* est réduite jusqu'à 20% d'excentricité et augmente ensuite rapidement pour des valeurs plus élevées d'excentricité.
- Le deuxième type de décroissance (T2) est observé pour les franc pieds de diamètres inférieurs à 30 cm. L'énergie perdue par le bloc est constante entre 0 et 20 % d'excentricité. Puis, pour des valeurs d'excentricité >20%, une légère augmentation des valeurs de *Ered* est observée. Cette augmentation est suivie par une décroissance rapide de *Ered* pour des excentricités supérieures à 20%.
- Le troisième type de décroissance (T3) est observé pour des impacts sur des franc pied de diamètres intermédiaires (de l'ordre de 30 cm). Pour de faibles valeurs d'excentricité (<15%), la décroissance de *Ered* est réduite; puis, pour des valeurs d'excentricité comprises entre 15% et 60%, la décroissance de *Ered* augmente et devient quasi-linéaire, et, pour des valeurs d'excentricité comprises entre 80 et 100%, la décroissance de *Ered* ralentie.

#### **4.5.3.3** Analyse de Ered suivant $\delta E_n$ , $\delta E_{th}$ , $\delta E_{tv}$ et $\delta E_{rot}$

Lors d'un impact, la majeure partie de l'énergie perdue par le bloc est associée à la composante normale au plan P de la vitesse incidente ( $\frac{\delta E_n}{Ered} > 80\%$  jusqu'à 70% d'excentricité (Figure 4.11)). La somme de  $\delta E_{th}$ ,  $\delta E_{tv}$  et  $\delta E_{rot}$  augmente rapidement à partir de 70% d'excentricité et devient supérieure à  $\delta E_n$  vers 90% d'excentricité.

Il est par ailleurs important de noter que les réductions d'énergie sont faibles (< 50kJ) lorsque l'excentricité d'un impact est grande (c'est-à-dire, lorsque les valeurs de  $\delta E_n$  diminuent par rapport à  $\delta E_{th}$ ,  $\delta E_{tv}$  et  $\delta E_{rot}$ ).

Enfin, des transferts d'énergie significatifs sont observés entre  $\delta E_{th}$  et  $\delta E_{rot}$ . Ces transferts sont plus limités entre  $\delta E_n$ ,  $\delta E_{th}$  et  $\delta E_{rot}$ .



Figure 4.11 – Rapport entre  $\delta E_n$  et Ered en fonction de l'excentricité.

# 4.6 Discussion

## 4.6.1 Utilisation du modèle MED en analyse trajectographique

Dans cette étude nous avons privilégié le développement d'un modèle numérique d'impact sur des tiges de franc pieds par la Méthode des Éléments Discrets. L'approche utilisée permet d'intégrer explicitement le contact entre le bloc et l'arbre ainsi que la réponse dynamique des franc pieds. Le modèle permet également d'intégrer la contribution du houppier et du système racinaire sur la réponse dynamique des franc pieds soumis à l'impact d'un bloc.

En raison de la relative simplicité de la modélisation de la réponse du tronc et de l'architecture l'arbre, l'approche proposée permet d'obtenir des temps de calcul plus cours par rapport à d'autres méthodes de modélisation plus complexes basées sur l'utilisation de la MEF et intégrant une modélisation complexe du tronc [Jonsson et al., 2007, Bertrand et al., 2013] et de l'architecture de l'arbre [Sellier and Fourcaud, 2009, James, 2010]. Par ailleurs, comparativement à ces approches, le modèle proposé requiert la définition d'un nombre relativement limité de paramètres.

En dépit de cette relative simplicité et rapidité de l'approche, il n'est pas envisageable d'utiliser le modèle proposé pour des simulations de propagation de blocs en forêt à l'échelle du versant en raison notamment du nombre encore trop important de paramètres à caractériser. Il est donc indispensable de définir certains de ces paramètres à des valeurs moyennes pour une telle utilisation.

Les résultats de l'analyse de sensibilité menée dans ce chapitre fournissent des éléments essentiels quant au nombre et à la nature des paramètres pouvant être fixés à des valeurs moyennes pour utiliser le modèle MED à l'échelle du versant. Cette analyse a permis d'identifier que les modifications de trajectoire des blocs consécutives à l'impact sur un franc pied (caractérisées par *Ered*,  $\alpha$ ,  $\beta$  et  $V_{rot}$ ) ne sont influencées de façon significative que par un nombre réduit de paramètres d'entrée.

Si l'on considère les différentes grandeurs de sortie, les paramètres ayant des indices de Sobol totaux supérieurs à 0,1 sont l'excentricité du point d'impact du bloc sur la tige, le diamètre de la tige et la vitesse d'impact du bloc. Par ailleurs, les paramètres caractérisant les propriétés mécaniques de l'arbre et de l'interaction bloc/arbre ne sont jamais classés avant la cinquième position quelle que soit la grandeur de sortie considérée. Les indices de Sobol totaux qui leur sont associés sont tous inférieurs à 0,25%.

Le modèle développé pourrait donc a priori être utilisé à l'échelle du versant en fixant les paramètres caractérisant les propriétés mécaniques du bloc et de l'interaction bloc/arbre à des valeurs moyennes quelle que soit la simulation. Les autres paramètres de simulation sont associés au bloc (volume, masse), aux conditions d'impact (excentricité, hauteur, incidence) et aux caractéristiques géométriques de l'arbre (diamètre). Dans le contexte de l'analyse trajectographique, les paramètres associés au bloc sont fixés pour chaque lâcher de bloc et les conditions d'impact sont calculées à chaque impact (en particulier, l'excentricité du point d'impact et la vitesse incidente). Ainsi, l'utilisation du modèle MED pour une analyse trajectographique nécessiterait uniquement la définition du diamètre de chaque arbre.

Il est néanmoins important de noter que les conclusions issues de cette étude sont conditionnées par la représentativité des différents choix de modélisation faits ainsi que par l'influence de ces choix sur la réponse de l'arbre (c'est-à-dire, sur le changement de trajectoire du bloc). Il serait notamment nécessaire de vérifier la représentativité des relations allométriques utilisées pour le calcul de la hauteur de l'arbre, de la masse et de la longueur du houppier pour d'autres espèces ainsi que l'effet de la forme du bloc. Une analyse similaire devrait être menée concernant l'influence des hypothèses de modélisation sur l'ancrage de l'arbre, le comportement mécanique du tronc et la modélisation du houppier.

Enfin, les résultats d'une analyse de sensibilité sont fortement dépendants des paramètres de sortie analysés et des intervalles de variabilité des paramètres d'entrée. Les résultats obtenus dans cette étude portent uniquement sur l'étude de l'influence relative des paramètres d'entrée sur la cinématiques du bloc après impact dans une gamme de variation des paramètres d'entrée représentative de l'ensemble des conditions rencontrées lors d'une analyse trajectographique. Des résultats différents pourraient être trouvés, par exemple, pour une analyse de sensibilité portant sur l'étude de l'influence des paramètres d'entrée sur la rupture de l'arbre.

## 4.6.2 Potentialités d'amélioration des modèles d'interaction bloc/arbre existants

Plusieurs relations permettant de prédire les paramètres cinématiques ainsi que le changement de trajectoire d'un bloc après impact contre un arbre sont disponibles dans la littérature [Dorren and Berger, 2006, Jonsson, 2007, Dorren, 2012]. Ces relations sont basées sur la prédiction de l'énergie perdue par le bloc en fonction du diamètre de la tige, de l'excentricité de l'impact, de l'angle de l'impact et de la hauteur d'impact du bloc. Elles ont été développées sur la base d'impacts sur des arbres de diamètres variant de 7 à 60 cm pour des espèces différentes (épicéa commun (*Picea abies*), hêtre (*Fagus Sylvatica*), sapin (*Abies Alba*)).

Les relations, issues des travaux de [Dorren and Berger, 2006], ont été développées suite à la réalisation d'essais d'impacts de terrain contre des arbres de différentes espèces pour des vitesses d'impact moyennes de 15 m/s [Dorren et al., 2006,Dorren and Berger, 2006]. Les relations, issues des travaux de [Jonsson, 2007], ont été développées à partir de simulations d'impacts sur des épicéas communs (*Picea abies*) réalisées à l'aide d'un modèle numérique basé sur la MEF. Les vitesses d'impact considérées dans cette étude sont de 24 m/s pour des excentricités de 0%.

L'évolution de l'énergie perdue par le bloc pour des impacts frontaux (notée Ered0: énergie perdue pour Ecc = 0), prédite par le modèle MED est similaire à celle issue des travaux de [Dorren and Berger, 2006] et de [Jonsson, 2007]. Par ailleurs, les valeurs prédites par [Dorren and Berger, 2006] correspondent à celles prédites par le modèle MED pour des vitesses d'impact comprises entre 10 et 20 m/s et celles proposées par [Jonsson, 2007] à celles pour des vitesses d'impact comprises entre 20 et 30 m/s (Figure 4.12). Ces vitesses d'impact correspondent aux conditons expérimentales décrites dans [Dorren and Berger, 2006] et aux simulations décrites dans [Jonsson, 2007].

Malgré les différentes méthodes utilisées pour prédire *Ered*0 en fonction du diamètre des arbres impactés, les relations définies par [Dorren and Berger, 2006, Jonsson, 2007] et le modèle MED semblent donc similaires. Cependant, l'intégration de la vitesse incidente dans les relations développées par [Dorren and Berger, 2006, Jonsson, 2007] semble essentielle afin d'améliorer la prédiction de l'énergie perdue par le bloc après l'impact contre un arbre.

Des relations permettant d'intégrer l'effet de l'excentricité sur la réduction d'énergie du bloc sont présentées dans [Dorren and Berger, 2006, Jonsson, 2007]. Pour permettre la comparaison entre les différentes relations, l'indice  $\delta_{Ecc}$ , calculé par le rapport entre *Ered* et *Ered*0 (Équation 4.14), est utilisé.

$$\delta_E cc = \frac{Ered}{Ered0} \tag{4.14}$$



Figure 4.12 – Comparaison de l'évolution de l'énergie perdue par le bloc en fonction du diamètre de la tige impactée entre les résultats de cette étude et les résultats issus de la littérature.



Figure 4.13 – Évolution de  $\delta_{E}cc = \frac{Ered}{Ered0}$  en fonction de l'excentricité de l'impact (*Ecc*) proposée par [Dorren and Berger, 2006].

La relation proposée par [Dorren and Berger, 2006] permet de caractériser trois types d'impact (Figure 4.13) :

- Des impacts frontaux (excentricités inférieures à 40%) : aucun effet significatif de l'excentricité n'est identifié,
- Des impacts latéraux (excentricités comprises entre 40 et 70%) : Ered est fortement réduite pour des excentricités croissantes,
- Des impacts rasants (pour des excentricités supérieures à 70%) : Ered est très faible par rapport à Ered0.

[Jonsson, 2007] propose une expression analytique permettant de déterminer  $\delta Ecc$  en fonction de l'excentricité (Figure 4.14) :

$$\delta_E cc = \cos(Ecc \times \frac{\pi}{2}) \tag{4.15}$$

A l'aide du modèle MED, trois types de décroissance de la réduction d'énergie du bloc en fonction de l'excentricité de l'impact ont été identifiés.

- Le type de décroissance T1, observé pour des diamètres élevés, est similaire à la relation obtenue par [Jonsson, 2007] (Équation 4.15). Cette relation est directement liée à la géométrie de l'impact. Pour des diamètres élevés la déformation de la tige est réduite et l'énergie perdue par le bloc est directement liée à la position du point de contact du bloc sur le tronc. Celle-ci décroît suivant la relation 4.15.
- Le type de décroissance T2 est observé lorsque l'énergie du bloc est suffisante pour entraîner la rupture du franc pied (tiges de faibles diamètres (<25 cm) et excentricité réduite (< 20%)). Lorsque l'excentricité est supérieure à 20% la tige ne rompt pas. La décroissance de *Ered* en fonction de *Ecc* est alors principalement influencée par la déformation de la tige. La forme de la décroissance de ce dernier type se rapproche des résultats proposés par [Dorren and Berger, 2006].
- Le type de décroissance T3 est observé pour des diamètres de franc pieds intermédiaires. Celui-ci est le résultat de la combinaison de l'influence de la déformation du franc pied et de la géométrie de l'impact sur *Ered*.

Sur la base de ces observations, la prise en compte des différents types de décroissance de *Ered* en fonction de l'excentricité (dépendants de l'énergie d'impact et de la déformation de la tige au cours de l'impact) semble essentielle pour améliorer la prédiction de la réduction d'énergie du bloc après l'impact. Il est important de noter que les différents types de décroissance définis dans cette étude sont dépendant de la forme de bloc considérée (sphérique). Cette hypothèse de modé-lisation peut expliquer les différences entre les types de décroissance observés dans cette étude et celui observé par [Dorren and Berger, 2006] qui intègre implicitement l'influence de la forme du bloc. La réalisation de simulations complémentaires d'impacts de blocs de différentes formes sur des franc pieds à l'aide du modèle MED semble essentielle pour caractériser en détail l'influence de la forme du bloc sur la décroissance de l'énergie perdue par le bloc en fonction de l'excentricité.

D'autres relations proposées par [Jonsson, 2007] permettent également d'intégrer l'influence de la hauteur et de l'angle d'impact sur l'énergie perdue par le bloc en supplément de l'influence de l'excentricité d'impact. Cependant, les simulations du modèle MED montrent une faible influence de ces deux paramètres. Ainsi, les résultats de cette étude laissent penser que les influences de la hauteur d'impact et de l'angle d'impact apparaissent comme secondaires par rapport à l'excentricité de l'impact. En effet, les relations proposées par [Jonsson, 2007] ont été définies pour des impacts frontaux. Or, pour des excentricités d'impact fortes, l'énergie perdue par le bloc est faible ce qui limite l'influence de la hauteur d'impact ainsi que de l'angle d'impact sur Ered.



Figure 4.14 – Évolution de  $\delta_{E}cc$  en fonction de l'excentricité (*Ecc*) de l'impact suivant les résultats de différentes études.

Les changements de trajectoires du bloc après impact sur un franc pied sont principalement influencés par l'excentricité de l'impact ainsi que par le diamètre du franc pied. Cependant, l'influence relative de ces deux paramètres sur la prédiction de  $\alpha$  et  $\beta$  va dépendre de trois scénarios d'impact.

- 1. Le diamètre a une influence prépondérante sur la prédiction de  $\alpha$  et  $\beta$  par rapport à *Ecc* lorsque les franc pieds ont des diamètres faibles. Quelque soit l'excentricité de l'impact, les franc pieds se déforment beaucoup ou rompent rapidement ce qui limite les changements de trajectoire du bloc.
- 2. En revanche, pour des franc pieds de diamètres importants, la déviation de la trajectoire du bloc est cette fois contrôlée par l'excentricité de l'impact. Ainsi, les déviations les plus importantes de la trajectoire du bloc sont observées pour des impacts d'excentricité réduites.
- 3. Pour des impacts sur des franc pieds de diamètres moyens, la déformation de la tige ainsi que la localisation de l'impact vont tous deux avoir une influence non négligeable sur la déviation du bloc. Ces conditions d'impacts permettent d'expliquer la grande variabilité des angles  $\alpha$  et  $\beta$  prédits par le modèle MED.

L'influence relative du diamètre et de l'excentricité sur les changements de trajectoires du bloc après impact n'est pas intégrée dans les modèles d'analyse trajectographique présentés dans la littérature [Dorren et al., 2006, Woltjer et al., 2008]. L'intégration d'un tel effet par tirage aléatoire des angles de déviations  $\alpha$  et  $\beta$  dans des distributions dépendantes de classes de diamètres et d'excentricités pourrait améliorer ces modèles.

Les vitesses de rotation réfléchies sont principalement influencées par les vitesses de rotation incidentes. Ce résultat peut s'expliquer, d'une part, par la simulation d'impacts de blocs de formes sphériques qui favorisent le glissement des blocs sur les franc pieds et, d'autre part, par la faible influence du paramètre  $\varphi^{b_-t}$  qui limite les transferts entre les vitesses de rotation et les vitesses de translation. Cependant, pour certaines conditions d'impact, d'importantes variations des vitesses de rotation réfléchies par rapport au vitesses de rotation incidentes sont observées. Celles-ci sont le résultat de conditions complexes d'impacts qui rendent difficile la prédiction des vitesses de rotation réfléchies par un modèle simplifié.

La prédiction fine des vitesses de rotation apparaît comme secondaire dans cette étude. Cependant, l'intégration et l'étude approfondie de l'influence de la forme du bloc sur la prédiction sa vitesse de rotation après impact semblent essentielles à la définition d'un modèle d'impact simplifié.

L'analyse de sensibilité a permis d'identifier que les paramètres mécaniques des arbres (liés à l'espèce : MOE et  $\sigma_{Rupt}$ ) influence peu *Ered*. Les gammes de variabilité de ces paramètres ont été définies pour explorer l'influence de la variabilité des propriétés mécaniques au sein des franc pieds de hêtre inventoriés et pour tester l'influence de l'espèce des franc pieds sur *Ered* (Tableau 4.4).

	MOE[MPa]	$\sigma_{Rupt}[MPa]$
Intervalle		
Fagus Sylvatica [Chapitre 4]	[3000 - 15000]	[20 - 120]
Pinus Nigra [Jonsson, 2007]	[3900 - 13500]	
Valeurs moyennes [Niklas and Spatz, 2010]		
Fagus Sylvatica	9800	65
Pinus Nigra	7000	41
Abies Alba	6300	36

Tableau 4.4 – Comparaison entre les valeurs des paramètres MOE et  $\sigma_{Rupt}$  utilisées pour l'étude de sensibilité et des valeurs issues de la littérature pour différentes espèces d'arbre présents en forêt de montagne.

[Jonsson, 2007] propose des conclusions similaires à nos résultats concernant la faible influence des propriétés mécaniques du tronc. Elles ont été obtenues en réalisant une étude de sensibilité sur un modèle MEF d'impact sur des arbres (*Picea abies*). Dans ce modèle, les augmentations respectives de 25% de la résistance d'un arbre et de 50% de l'énergie de rupture conduisent à des augmentations de seulement 4% et 5% de *Ered*. Cependant, les temps de simulations de ce modèle n'ont pas permis pas de comparer l'influence des paramètres mécaniques liés à l'espèce à celle des autres paramètres d'entrée du modèle pour de multiples scénarios d'impacts.

Contrairement à ces études, [Dorren and Berger, 2006] intègrent l'influence de l'espèce sur la capacité des arbres à réduire l'énergie cinétique d'un bloc. Ils proposent une méthode où les valeurs de *Ered* peuvent être modifiées à l'aide de coefficients dépendants de l'espèce des arbres impactés. Cependant, ces coefficients ont été déterminés à l'aide d'hypothèses fortes (à partir des contraintes limites de rupture pour des échantillons de bois de différentes espèces).

Les résultats de ce travail de thèse et de [Jonsson, 2007] sont en contradiction avec les résultats de l'étude de [Dorren and Berger, 2006]. Ces résultats mettent en évidence que les hypothèses émises par [Dorren and Berger, 2006] induisent une potentielle surestimation de l'influence de l'espèce de l'arbre sur *Ered*. Cependant, les résultats issus de ce travail de thèse sont aussi dépendant de la loi de comportement utilisée pour modéliser la réponse du tronc lors de l'impact d'un bloc (loi multi-linéaire), de la modélisation de l'ancrage de l'arbre et des différentes relations allométriques utilisées pour définir les paramètres géométriques des franc pieds (hauteur, masse du houppier...). Or, la modélisation de l'impact d'un bloc contre un franc pied d'une espèce différente pourrait nécessiter la définition d'une loi de comportement

et des relations allométriques différentes. Les résultats d'une analyse de sensibilité d'un modèle intégrant ces changements pourraient conduire à des conclusions différentes.

Les résultats de cette étude rendent envisageable la mise en œuvre d'un modèle simplifié permettant de prédire la trajectoire d'un bloc après l'impact sur un franc pied. Ce modèle, similaire à ceux développés par [Dorren and Berger, 2006, Jonsson, 2007], permettrait de calculer l'énergie perdue par le bloc après l'impact en fonction de  $V_{in}$ , Ecc et  $D_{Tige}$ . Les déviations de la trajectoire du bloc pourraient être tirées dans les distributions des angles  $\alpha$  et  $\beta$  issues des simulations d'impacts. De plus, les tirages dans ces distributions pourraient être réalisés par classes de  $D_{Tige}$  et Ecc.

La mise au point d'un modèle simplifié intégrable à un logiciel d'analyse trajectographique nécessiterait des simulations d'impacts complémentaires à l'aide du modèle MED. Ces simulations permettraient de déterminer les capacités de réduction l'énergie d'un bloc, pour des arbres de différents diamètres et pour différentes énergies d'impact.

La prise en compte de la forme des blocs lors de la simulation d'un impact sur une tige est indispensable. Elle pourrait conduire à identifier de nouveaux types de décroissance de la réduction d'énergie du bloc en fonction de l'excentricité ou à déterminer des capacités de réduction l'énergie différentes de celles caractérisées dans cette étude.

# 4.7 Conclusion

Dans ce chapitre, un modèle numérique permettant de simuler l'impact d'un bloc sur un franc pied a été développé. Le modèle MED permet de prendre en compte explicitement l'impact d'un bloc sur un franc pied ainsi que les contributions du système racinaire et du houppier sur la réponse dynamique du franc pied.

Cependant le modèle MED nécessite la définition d'un nombre important de paramètres d'entrée. Une analyse de sensibilité globale couplée au développement d'un méta-modèle a permis d'identifier que le diamètre de l'arbre, la vitesse d'impact, et l'excentricité de l'impact ont une forte influence sur la prédiction de l'énergie perdue par le bloc après impact. Les angles caractérisant les changements de direction de la trajectoire du bloc sont quant à eux principalement influencés par l'excentricité de l'impact et le diamètre de l'arbre. La vitesse de rotation réfléchie est principalement influencée par la vitesse de rotation incidente. De plus, les résultats de cette étude montrent que la définition précise des paramètres mécaniques d'un franc pied (liés à l'espèce) est secondaire dans le calcul de l'énergie perdue par le bloc lors de l'impact. Ces conclusions permettent de simplifier l'utilisation du modèle MED en fixant les paramètres d'entrée non influents à des valeur moyennes.

L'étude détaillée des paramètres prépondérants sur l'énergie a permis de proposer les bases du développement d'un modèle simplifié permettant de prédire l'énergie perdue par le bloc après l'impact contre un franc pied. Cependant, la mise au point de ce modèle est complexe et nécessite des simulations d'impact complémentaires ainsi qu'une étude détaillée de l'influence de la forme du bloc sur les trajectoires réfléchies du bloc. Dans la suite de l'étude, nous privilégierons l'amélioration du modèle MED de façon à pouvoir modéliser l'impact d'un bloc sur une cépée et la propagation d'un bloc sur un versant.

Le chapitre suivant présente le développement d'un modèle numérique permettant de simuler l'impact d'un bloc dans une cépée. Le développement d'un tel modèle permet d'une part de prendre en compte de façon pertinente l'influence de l'impact simultané d'un bloc contre plusieurs tiges d'une cépée ainsi que l'influence de l'interaction des tiges de la cépée entre elles.

# Chapitre 5

# Impact sur une cépée

# 5.1 Introduction

Les chapitres 3 et 4 ont conduit au développement et à l'analyse d'un modèle numérique permettant de simuler l'impact de blocs sur des franc pieds. Les forêts de taillis étant composées en majorité de tiges appartenant à des cépées (cf. Chapitre 2), le développement d'un modèle numérique permettant de modéliser l'impact d'un bloc sur une cépée est une étape essentielle au développement d'un modèle trajectographique permettant de simuler la propagation d'un bloc dans une forêt de taillis.

Ce chapitre est dédié au développement et à l'analyse d'un modèle numérique d'impact d'un bloc sur une cépée à partir des travaux présentés dans les chapitres 3 et 4. L'objectif est de modéliser la réponse dynamique des tiges d'une cépée et les modifications de la trajectoire du bloc suite à l'impact, en prenant en compte les contacts entre le bloc et les tiges et entre les différentes tiges de la cépée.

Une fois le modèle développé, une campagne de simulations d'impacts sur cépées est menée pour étudier leur capacité à arrêter les blocs, c'est-à-dire à intercepter et à réduire l'énergie d'un bloc. Cette capacité est évaluée par comparaison à celle de franc pieds de même surface terrière. L'analyse est menée de façon à identifier les paramètres dendrométriques des cépées qui influencent majoritairement la réduction d'énergie du bloc après impact.

# 5.2 Modèle d'impact sur une cépée

Le modèle d'impact sur une cépée développé dans ce chapitre est basé sur la MED (code open-source Yade DEM [Smilauer et al., 2014]). Il doit permettre de modéliser les interactions d'un bloc avec plusieurs tiges de la cépée ainsi que les interactions des tiges de la cépée entre elles.

Le bloc est modélisé par une sphère rigide. Les tiges des cépées sont modélisées par des cônes flexibles selon l'approche proposée dans les chapitres précédents (cf. Chapitres 3, 4) [Bourrier et al., 2013]. Les tiges sont représentées par une succession de *nœuds* reliés par des *connexions* cylindriques. Pour traduire les déformations des tiges, des forces et des moments sont appliqués entre les *nœuds* adjacents en fonction des positions et orientations des *connexions* (Figure 6.3). Les relations définissant les forces et les moments entre les *nœuds* ont été détaillées dans le chapitre 3. Ces relations sont principalement régies par les paramètres : MOE,  $E_{Plast}$ ,  $E_{Unld}$ ,  $\sigma_{Elast}$ ,  $\sigma_{Rupt}$ ,  $\tau$ ,  $D_{Tige}$  et  $T_{Dens}$ . Les tiges des cépées sont supposées encastrées au sol au niveau de la souche (Figure 5.1). Cette hypothèse de modélisation est basée sur les travaux réalisés par [Jancke, 2012] qui mettent en évidence la faible influence du système racinaire des cépées sur la réduction d'énergie du bloc lors de l'impact.

La position des tiges d'une cépée ainsi que leurs diamètres sont affectés en fonction des relevés de terrain. La longueur de chaque tige de cépée  $(Tree_{height})$  incluant le houppier et la longueur du houppier  $(Crown_{Length})$  sont définies suivant des relations allométriques pour le hêtre issues des travaux de [Quetel, 2005] (cf. Chapitre 4). Comme pour les franc pieds, le houppier des tiges de cépée est modélisé par une masse additionnelle  $(Crown_{Mass})$  uniformément répartie sur la partie sommitale des tiges.  $Crown_{Mass}$  est définie en utilisant une relation allométrique issue des travaux de [Bartelink, 1997] (cf. Chapitre 4).



Figure 5.1 – Schéma conceptuel de la modélisation d'une cépée dans le modèle numérique. Où  $Crown_{Length}$  est la longueur du houppier.  $M_{node}$  est la masse additionnelle affectée aux nœuds appartenant au houppier.  $Tree_{height}$  est la longueur d'une tige.

## 5.2.1 Interactions

## 5.2.1.1 Interactions entre le bloc et les tiges

Comme dans le chapitre 3, les contacts entre le bloc et les tiges sont modélisés par l'intermédiaire de forces appliquées au point de contact. Ces forces sont calculées à partir des interpénétrations et des vitesses relatives entre les objets. La force de contact est répartie entre une composante normale à la surface de contact et une composante dans le plan tangent à cette surface. Le calcul de l'interaction entre le bloc et la tige est régi par les paramètres suivants : module d'élasticité radial du bois vert  $(E_r)$ , module de Young d'une roche calcaire  $(E_b)$ , rapport entre la raideur normale et la raideur tangentielle  $(\kappa^{b}-t)$ , et l'angle de frottement du bloc sur le tronc  $(\varphi^{b}-t)$ .

#### 5.2.1.2 Interaction entre les tiges

Dans cette étude, l'énergie dissipée au contact entre deux tiges est supposée négligeable par rapport à l'énergie dissipée par la déformation des tiges (faible interpénétration entre les deux tiges). Comme pour le contact entre le bloc et les tiges, la force normale  $(F_n^{t-t})$  est reliée à l'interpénétration normale entre les connexions (tiges) en utilisant une loi de contact élastique

linéaire (Figure 5.2).

$$F_n^{t-t} = K_n^{t-t} \times U_n^{t-t}$$
(5.1)

où  $U_n^{t-t}$  est l'interpénétration selon la normale à P.

Le coefficient de raideur normal  $(K_n^{t-t})$  relié au module d'élasticité radial du bois vert  $(E_r)$  suivant la relation :

$$K_n^{t-t} = \frac{2 \times E_r \times R_{s1} \times R_{s2}}{(R_{s1} + R_{s2})}$$
(5.2)

où  $R_{s1}$  et  $R_{s2}$  sont les rayons des deux *connexion* en contact.



Figure 5.2 – Représentation schématique de l'interaction entre deux tiges.  $R_{s1}$  et  $R_{s2}$  sont les rayons des *connexions* en contact.  $U_n^{t-t}$  est l'interpénétration entre les deux *connexions*.  $F_n^{t-t}$  et  $F_t^{t-t}$  sont les forces normale et tangentielle à la surface de contact entre les deux *connexions*.  $K_n^{t-t}$  et  $K_t^{t-t}$  sont respectivement la raideur normale et la raideur tangentielle du contact entre les deux *connexions*.  $\varphi^{t-t}$  est l'angle de frottement au point de contact.

Par ailleurs, la force tangentielle entre les différentes tiges est calculée de façon similaire à la force tangentielle entre le bloc et les tiges (cf. Chapitre 3). Les paramètres régissant le calcul de la force tangentielle entre les différentes tiges sont le rapport entre la raideur normale et la raideur tangentielle ( $\kappa^{t}_{-t}^{-t}$ ) et l'angle de frottement au point de contact ( $\varphi^{t}_{-t}^{-t}$ ).

## 5.3 Analyse du modèle

Le modèle MED est utilisé pour identifier les paramètres dendrométriques des cépées (nombre de tiges par cépée, diamètre moyen des tiges de la cépée...) qui conditionnent majoritairement la capacité des cépées à arrêter des blocs et pour évaluer le rôle protecteur des cépées comparativement aux franc pieds.

Dans cette optique, une campagne de simulations est mise en place et plusieurs indices sont calculés pour comparer le rôle protecteur des cépées et des franc pieds.

## 5.3.1 Simulations d'impacts sur cépées

Cette analyse se focalise sur la comparaison du rôle protecteur des cépées et des franc pieds. Pour cela, des simulations d'impacts de blocs sur des franc pieds et des cépées sont menées pour des configurations représentatives des conditions réelles moyennes.

Dans les simulations, les paramètres mécaniques des franc pieds et des cépées sont identiques et fixés à des valeurs moyennes pour le hêtre (Tableau 5.1) (cf. Chapitre 3).

Les influences de la vitesse d'impact  $(V^{in})$  et de la vitesse de rotation  $(V_{rot}^{in})$  du bloc ne sont pas étudiées  $(V^{in} = 20 \ m/s \ et \ V_{rot}^{in} = 0 \ rad/s)$ . L'angle d'impact du bloc sur la cépée est fixé à  $I_{Angle} = 0^{\circ}$  (Figure 5.3).

Deux volumes de bloc de 0,25 et 1  $m^3$  (masse volumique de 2700  $kgm^{-3}$ ) sont utilisés pour étudier l'influence de l'énergie d'impact du bloc sur l'énergie perdue par le bloc (*Ered*).

L'influence de la localisation du point d'impact sur *Ered* pour les cépées et les franc pieds est étudiée à l'aide de deux campagnes de simulations :

- 20 impacts uniformément répartis entre 0 et 100% d'excentricité, sont réalisés sur des franc pieds (Figure 5.4) de différents diamètres ( $D_{Tige}$  variant de 5 cm et 60 cm).
- 1060 géométries de cépées issues des inventaires forestiers (cf. Chapitre 2) sont considérées dans cette étude. Pour chaque géométrie, 10 impacts uniformément répartis le long de la largeur de la cépée ( $L_{CepeeTot}$ ), sont simulés (Figure 5.5). La position horizontale du point d'impact est définie pour des valeurs d'excentricité variant entre -100 à 100% (Figure 5.4).



# Angle d'impact

Figure 5.3 – Définition de l'angle d'impact  $(I_{Angle})$  du bloc sur la cépée.

Bloc				
Forme	Sphérique			
Volume $[m^3]$	$0,\!25$ et $1$			
Masse volumique $[kg \ m^{-3}]$	2700			
$E_b \ [MPa]$	$80 \ 10^3$			
Arbres				
MOE [MPa]	$8.7 \ 10^3$			
$E_{Plast} [Mpa]$	$2,1 \ 10^3$			
$E_{Unld} \ [Mpa]$	$5, 3 \ 10^3$			
$\sigma_{Elast} \ [Mpa]$	$3, 7  10^1$			
$\sigma_{Rupt} \ [MPa]$	$9,4  10^1$			
$\tau$	$5 \ 10^{-4}$			
Masse volumique $[kg \ m^{-3}]$	1200			
$arphi^b-t[^\circ]$	30			
$arphi^t - t[^\circ]$	0			
$E_r [MPa]$	$1,5 \ 10^{3}$			
$\kappa^{b} - t$	0,3			
$\kappa^t - t$	0,3			

Tableau 5.1 – Paramètres d'entrée utilisés pour les simulations réalisées avec le modèle MED



Figure 5.4 – Définition des modalités d'impacts contre des franc pieds et des cépées.  $D_{CP}$  est le diamètre d'une tige d'une cépée.  $R_{Bloc}$  est le rayon du bloc.  $D_{FP}$  est le diamètre d'un franc pied.

## 5.3.2 Indices d'efficacité des franc pieds et des cépées

L'efficacité des cépées et des franc pieds à arrêter les blocs est comparée à l'aide de six indices :

- Deux indices de comparaison de la capacité d'interception.
- Deux indices de comparaison de la capacité maximale de réduction de l'énergie du bloc.
- Deux indices de comparaison de la capacité moyenne de réduction de l'énergie du bloc.

#### 5.3.2.1 Indices de comparaison de la capacité d'interception

Deux indices de comparaison de la capacité d'interception des franc pieds et des cépées sont définis pour deux volumes de bloc  $(0,25 \text{ et } 1 m^3)$ . La largeur d'interception d'une cépée est comparée à la largeur d'interception d'un franc pied de même surface terrière. Les indices d'interception sont fonctions du ratio entre les largeurs d'interception des cépées et des franc pieds.

La largeur d'interception d'une cépée  $(L_{IntCP})$  est définie comme la somme des largeurs d'interception au sein de la cépée  $L_{inti}$  ajoutée au diamètre du bloc (Figure 5.5). La largeur d'interception d'un franc pied  $L_{IntFP}$  est définie comme le diamètre du franc pied ajouté au diamètre du bloc.



Figure 5.5 – Définition des longueurs d'interception pour un franc pied et pour une cépée. Où  $D_{CP}$  est le diamètre d'une tige de la cépée.  $L_{intCP} = L_{int1} + L_{int2}$  est la largeur d'interception d'une cépée.  $L_{intCP}$  peut être inférieure à  $L_{CPTot}$ .  $R_{bloc}$  est le rayon du bloc.  $D_{FP}$  et  $L_{IntFP}$  sont respectivement le diamètre et la longueur d'interception d'un franc pied.

Les deux indices de comparaison de la capacité d'interception des franc pieds et des cépées sont définis de la façon suivante :

$$IndInter^{0,25} = \frac{L_{IntCP}^{0,25}}{L_{IntFP}^{0,25}}$$
(5.3)

où  $IndIter^{0,25}$  est l'indice de comparaison de la capacité d'interception des franc pieds et des cépées pour un bloc de 0,25  $m^3$ .  $L_{IntCP}^{0,25}$  et  $L_{IntFP}^{0,25}$  sont respectivement la largeur d'interception d'une cépée de surface terrière  $G_{CP}$  pour un bloc de volume 0,25  $m^3$  et la largeur d'interception

d'un franc pied de surface terrière  $G_{FP} = G_{CP}$ .

$$IndInter^{1} = \frac{L_{IntCP}^{1}}{L_{IntFP}^{1}}$$

$$(5.4)$$

où  $IndIter^1$  est l'indice de comparaison de la capacité d'interception des franc pieds et des cépées pour un bloc de 1  $m^3$ .  $L^1_{IntCP}$  et  $L^1_{IntFP}$  sont respectivement la largeur d'interception d'une cépée de surface terrière  $G_{CP}$  pour un bloc de volume 1  $m^3$  et la largeur d'interception d'un franc pied de surface terrière  $G_{FP} = G_{CP}$ .

Les surfaces terrières  $G_{FP}$  et  $G_{CP}$  sont définies de la façon suivante :

$$G_{CP} = \sum_{i} \frac{D_{iCP}^2}{4} \times \pi \tag{5.5}$$

$$G_{FP} = \frac{D_{FP}^2}{4} \times \pi \tag{5.6}$$

où  $G_{CP}$  et  $G_{FP}$  sont respectivement les surfaces terrières des cépées et des franc pieds.  $D_{iCP}$  et  $D_{FP}$  sont respectivement les diamètres des *i* tiges d'une cépée et le diamètre d'un franc pied.

### 5.3.2.2 Indices de comparaison de la capacité de réduction de l'énergie du bloc.

Quatre indices de comparaison de la capacité de réduction de l'énergie du bloc sont définis pour deux volumes de bloc  $(0,25 \text{ et } 1 m^3)$ . Ces quatre indices correspondent au ratio entre les valeurs d'énergies maximales ou moyennes perdues par le bloc après impact sur une cépée  $(Ered_{MaxCP}, Ered_{MoyCP})$  et après impact sur un franc pied de même surface terrière  $(Ered_{MaxFP}, Ered_{MoyFP})$ .

$$IndEred_{Max}^{0,25} = \frac{Ered_{MaxCP}^{0,25}}{Ered_{MaxFP}^{0,25}}$$
(5.7)

$$IndEred^{1}_{Max} = \frac{Ered^{1}_{MaxCP}}{Ered^{1}_{MaxFP}}$$
(5.8)

où  $IndEred_{Max}^{0,25}$  et  $IndEred_{Max}^1$  sont les indices de comparaison de la capacité maximale de réduction de l'énergie du bloc pour des volumes de 0,25 et 1  $m^3$ .  $Ered_{MaxCP}^{0,25}$  et  $Ered_{MaxFP}^{0,25}$  sont les énergies maximales perdues par un bloc de 0,25  $m^3$  à la suite de l'impact sur une cépée et un franc pied de même surface terrière.  $Ered_{MaxCP}^1$  et  $Ered_{MaxFP}^1$  sont les énergies maximales perdues par un bloc de l'impact sur une cépée et sur un franc pied de même surface terrière.  $Ered_{MaxCP}^1$  et  $Ered_{MaxFP}^1$  sont les énergies maximales perdues par un bloc de 1  $m^3$  à la suite de l'impact sur une cépée et sur un franc pied de même surface terrière.

$$IndEred_{Moy}^{0,25} = \frac{Ered_{MoyCP}^{0,25}}{Ered_{MoyEP}^{0,25}}$$
(5.9)

$$IndEred_{Moy}^{1} = \frac{Ered_{MoyCP}^{1}}{Ered_{MoyFP}^{1}}$$
(5.10)

où  $IndEred_{Moy}^{0,25}$  et  $IndEred_{Moy}^{1}$  sont les indices de comparaison de la capacité moyenne de réduction de l'énergie du bloc pour des volumes de 0,25 et 1  $m^3$ .  $Ered_{MoyCP}^{0,25}$  et  $Ered_{MoyFP}^{0,25}$  sont les énergies moyennes perdues par un bloc de 0,25  $m^3$  à la suite de l'impact sur une cépée et un franc
pied de même surface terrière.  $Ered^{1}_{MoyCP}$  et  $Ered^{1}_{MoyFP}$  sont les énergies moyennes perdues par un bloc de 1  $m^{3}$  à la suite de l'impact sur une cépée et sur un franc pied de même surface terrière.

Pour le calcul du ratio entre les valeurs  $Ered_{CP}$  et  $Ered_{FP}$ ,  $Ered_{CP}$  est directement déterminé à partir des résultats de simulation du modèle MED. Cependant, les valeurs  $Ered_{FP}$  n'ont été déterminées que pour 12 diamètres échantillonnés de 0,05 à 0,6 m. Pour n'importe quelle surface terrière  $G_{FP}$ ,  $Ered_{FP}$  est calculé par interpolation linéaire entre les valeurs de Eredobtenues pour les diamètres de franc pieds simulés.

# 5.3.3 Analyse de l'influence des paramètres dendrométriques sur la capacité des cépées à arrêter des blocs

L'identification des paramètres dendrométriques des cépées contrôlant leur capacité à réduire l'énergie d'un bloc et leur capacité à intercepter un bloc est réalisée à l'aide d'une Analyse en Composantes Principales (ACP) [Pearson, 1901] et d'une analyse des corrélations entre paramètres.

Dans un premier temps, l'ACP est réalisée sur quatre caractéristiques dendrométriques des cépées : la surface terrière  $(G_{CP})$ , le diamètre moyen des tiges  $(DiamCP_{Moy})$ , la distance moyenne au barycentre des tiges  $(DistBar_{Moy})$  et le nombre de tiges par cépée  $(N_{Tiges})$ . Les distributions de chacun des paramètres dendrométriques sont centrées et réduites avant la réalisation de l'ACP. Dans un deuxième temps, les distributions des valeurs des énergies perdues par le bloc  $(Ered_{MaxCP}^{0,25}, Ered_{MaxCP}^{1}, Ered_{MoyCP}^{0,25})$  et  $Ered_{MoyCP}^{1}$ ) ainsi que les valeurs des largeurs d'interception  $(L_{IntCP}^{0,25} \text{ et } L_{IntCP}^{1})$  sont centrées et réduites et les coordonnées de leurs projections sur les axes de l'ACP sont calculées.

### 5.4 Résultats et discussions

#### 5.4.1 Influence de la localisation du point d'impact

#### 5.4.1.1 Impacts sur des franc pieds

Les simulations d'impacts sur des franc pieds présentées au chapitre 4 ont permis de déterminer trois types de décroissance des valeurs de *Ered* en fonction de l'excentricité (T1, T2, T3).



Figure 5.6 – Énergie perdue par le bloc (*Ered*) en fonction de l'excentricité de l'impact pour plusieurs diamètres de franc pieds pour un volume de bloc de  $0.25 m^3$ 



Figure 5.7 – Énergie perdue par le bloc (*Ered*) en fonction de l'excentricité de l'impact pour plusieurs diamètres de franc pieds pour un volume de bloc de 1  $m^3$ 

Les mêmes types de décroissance sont observés pour les blocs de 0,25 et  $1 m^3$ . Cependant, ils sont observés pour des valeurs de diamètre différentes par rapport aux impacts de blocs de  $0,5 m^3$ . Les valeurs maximales de *Ered* sont observées dans la plupart des cas pour des impacts frontaux (Figure 5.6, 5.7).

#### 5.4.1.2 Impacts sur cépées

Les résultats d'impacts sur cépées mettent en évidence la forte variation des valeurs de *Ered* en fonction de l'excentricité. Afin d'illustrer cette forte variation, l'évolution de *Ered* est présentée pour deux cépées (Figure 5.8).



Figure 5.8 – Énergie perdue par le bloc (*Ered*) en fonction de l'excentricité de l'impact dans une cépée pour l'impact de blocs de volumes 0,25 et 1  $m^3$ . Caractéristiques de la cépée  $N^{\circ}10$  : 2 tiges, surface terrière : 1147  $cm^2$ , diamètre moyen : 26,0 cm,  $L_{IntCP}^{0,25} = 1,23$  m,  $L_{IntCP}^1 = 1,69$  m. Caractéristiques de la cépée  $N^{\circ}624$  : 6 tiges, surface terrière : 898  $cm^2$ , diamètre moyen : 12,2 cm,  $L_{IntCP}^{0,25} = 1,79$  m,  $L_{IntCP}^1 = 2,25$  m.

La cépée  $N^{\circ}624$  est constituée de six tiges et a une surface terrière importante par rapport aux autres cépées inventoriées. Les différents impacts sur la cépée ont permis d'identifier une variation des valeurs de *Ered* asymétrique en fonction de l'excentricité de l'impact quel que soit le volume de bloc considéré.

La cépée  $N^{\circ}10$  (Figure 5.8) est constituée de deux tiges et a elle aussi une surface terrière importante. Les valeurs de *Ered* décroissent de façon symétrique en fonction de l'excentricité de l'impact quel que soit le volume de bloc considéré  $(0,25 \ m^3 \text{ ou } 1 \ m^3)$ . Cette décroissance est similaire à celle observée pour des impacts sur des franc pieds (type : T1).

Les coefficients de variation  $IndVar_i^{0,25} = \frac{Std(Ered_i^{025})}{Mean(Ered_i^{025})}$  et  $IndVar_i^1 = \frac{Std(Ered_i^1)}{Mean(Ered_i^1)}$  sont

déterminés pour chaque cépée et permettent de quantifier la variabilité *Ered* pour les différentes excentricités d'impact dans la cépée. Les distributions de ces coefficients sont relativement étalées autour d'une valeur moyenne d'environ 0,6 pour les deux volumes de bloc. Non seulement *Ered* est influencée par l'excentricité mais cette influence est différente en fonction des cépées impactées (Figure 5.9).



Figure 5.9 – Distribution des indices de variation  $IndVar_i^{0,25}$  et  $IndVar_i^1$ .

# 5.4.2 Paramètres dendrométriques des cépées contrôlant l'efficacité des cépées

Les axes 1 et 2 de l'ACP représentent respectivement 48,5 et 34,5% de la variabilité du jeu de données. Il ressort des résultats de l'ACP que l'axe 1 est fortement expliqué par la contribution de  $G_{CP}$  (la valeur de la projection sur l'axe 1 est de -0,93) et dans une moindre mesure par les contributions de  $DiamCP_{moy}$ ,  $DistBar_{Moy}$  et  $N_{Tiges}$  (les valeurs des projections sur l'axe 1 sont respectivement de -0,76, -0,54 et -0,44) (Figure 5.10). L'axe 2 est fortement expliqué par les contributions de  $DiamCP_{moy}$ ,  $DistBar_{Moy}$  et  $N_{Tiges}$  (les valeurs des projections sur l'axe 2 est fortement expliqué par les contributions de  $DiamCP_{moy}$ ,  $DistBar_{Moy}$  et  $N_{Tiges}$  (les valeurs des projections sur l'axe 2 sont respectivement de 0,60, -0,61 et -0,76).

Le diamètre moyen des tiges d'une cépée est significativement corrélé à la surface terrière de la cépée (0,78 - p-value < 0,005) (Annexe C.1). Le nombre de tiges par cépée est, quant à lui, significativement corrélé à la distance moyenne des tiges au barycentre d'une cépée (0,45 - p-value < 0,005) et, dans une moindre mesure, à  $G_{CP}$  (0,29 - p-value < 0,005).  $DistBar_{Moy}$  est faiblement corrélée à  $G_{CP}$  (0,26 - p-value < 0,005).

La projection des réductions d'énergie et des largeurs d'interception sur les axes de l'ACP (Figure 5.10) met en évidence des corrélations entre les valeurs de *Ered* et  $DiamCP_{moy}$  et à  $G_{CP}$  (entre 0,80 et 0,90 - p-value < 0,005) (Annexe C.1).

Les largeurs d'interception  $(L_{IntCP}^{0,25} \text{ et } L_{IntCP}^{1})$  sont fortement corrélées à  $DistBar_{Moy}$  et  $N_{Tiges}$  (entre 0,62 et 0,75 - p-value < 0,005) (Annexe C.1). De plus, l'analyse des résultats montre que  $L_{IntCP}^{0,25}$  et  $L_{IntCP}^{1}$  sont aussi significativement corrélées à  $G_{CP}$  (0,42 - p-value < 0,005).



Figure 5.10 – Cercle des corrélations pour les paramètres dendrométriques de la cépée (diamètre moyen des tiges dans la cépée :  $DiamCP_{moy}$ , surface terrière :  $G_{CP}$ , nombre de tiges par cépée :  $N_{Tiges}$ , distance moyenne des tiges au barycentre :  $DistBar_{Moy}$ ), les énergies moyennes et maximales perdues par le bloc après impact pour des volumes de 0,25 et 1  $m^3$  ( $Ered_{moy}^{0,25}$ ,  $Ered_{max}^1$ ,  $Ered_{max}^{0,25}$ ,  $Ered_{max}^1$ ), et les largeurs d'interception des cépées pour des volumes de blocs de 0,25 et 1  $m^3$  ( $L_{IntCP}^{0,25}$  et  $L_{IntCP}^1$ ).

#### 5.4.3 Capacité d'interception des cépées

Les largeurs d'interception des cépées peuvent aller jusqu'à 4 m pour des volumes de bloc de  $0.25 m^3$  et jusqu'à 4.5 m pour des volumes de bloc de  $1 m^3$ . Dans 95% des cas, les largeurs d'interception des cépées sont égales aux largeurs totales de la cépée (Figures 5.11 et 5.12). Par ailleurs, les largeurs d'interception augmentent en fonction de la distance moyenne des tiges au barycentre d'une cépée et du nombre de tiges par cépée. Pour certaines cépées, on observe des distances des tiges aux barycentres des cépées élevées pour de faibles largeurs d'interception. Cette particularité traduit un alignement des tiges de la cépée dans le sens de la pente.

Figure 5.11 – Largeurs d'interception des cépées  $(L_{intCP})$  en fonction de la distance moyenne des tiges au barycentre  $(DistBar_{Moy})$  et du nombre de tiges par cépée pour un bloc de 0,25  $m^3$ .

Figure 5.12 – Largeurs d'interception des cépées  $(L_{intCP})$  en fonction de la distance moyenne des tiges au barycentre  $(DistBar_{Moy})$  et du nombre de tiges par cépée pour un bloc de 1  $m^3$ .

#### 5.4.4 Capacité des cépées à réduire l'énergie d'un bloc

Les valeurs de  $Ered_{FP}^{max}$  et les valeurs de  $Ered_{CP}^{max}$  augmentent en fonction de la surface terrière et du diamètre moyen des tiges de la cépée jusqu'à atteindre un seuil traduisant l'arrêt du bloc (Figures 5.13 et 5.14). Les valeurs des seuils sont de 130 kJ pour les impacts avec un volume de bloc de 0,25  $m^3$  et 540 kJ pour les impacts avec un volume de bloc de 1  $m^3$ . Le nombre de blocs arrêtés par les cépées est plus important pour des blocs de 0,25  $m^3$  que pour les blocs de 1  $m^3$ . Dans la majorité des cas, les valeurs de  $Ered_{FP}^{max}$  sont supérieures aux valeurs de  $Ered_{CP}^{max}$ . Cependant, quelques valeurs de  $Ered_{CP}^{max}$  pour des impacts de bloc de 1  $m^3$  sont supérieures aux valeurs  $Ered_{FP}^{max}$ .

Les valeurs de  $Ered_{FP}^{moy}$  et  $Ered_{CP}^{moy}$  augmentent également en fonction de la surface terrière et du diamètre moyen des tiges des cépées et des franc pieds. Les valeurs de  $Ered_{FP}^{moy}$  atteignent un seuil correspondant à la valeur maximale que peuvent dissiper des franc pieds pour des positions d'impacts réparties régulièrement entre 0 et 100% d'excentricité (Figures 5.15 et 5.16). Les valeurs de  $Ered_{CP}^{moy}$  atteignent, quant à elle, un seuil qui est moins marqué que celui observée pour les valeurs de  $Ered_{FP}^{moy}$ . Les valeurs des seuils sont plus faibles que celles observées pour  $Ered_{FP}^{max}$  et de  $Ered_{CP}^{max}$ . Elles varient de 80 à 110 kJ pour les impacts avec un volume de bloc de 0,25  $m^3$  et sont de l'ordre de 340 kJ pour des impacts avec un volume de bloc de 1  $m^3$ . Comme pour les valeurs de  $Ered_{CP}^{max}$ , les valeurs des  $Ered_{FP}^{moy}$  sont dans l'ensemble supérieures aux valeurs de  $Ered_{CP}^{moy}$ . Cependant, pour des impacts avec un volume de bloc de 0,25  $m^3$ et pour des surfaces terrières supérieures à 600  $cm^2$ , de nombreuses valeurs de  $Ered_{CP}^{moy}$  sont supérieures à celles de  $Ered_{FP}^{moy}$ . Pour la plupart des impacts ( $Ered^{max}$  ou  $Ered_{CP}^{moy}$ ), pour deux cépées de surfaces terrières équivalentes, une cépée ayant un diamètre moyen plus important à une plus forte capacité à réduire l'énergie d'impact d'un bloc.







Figure 5.13 – Énergies maximales perdues par le bloc  $(Ered_{max}^{025})$  en fonction de la surface terrière pour des franc pieds (noir) et des cépées (rouge) pour un volume de bloc de 0,25  $m^3$ .



Figure 5.14 – Énergies maximales perdues par le bloc  $Ered_{max}^1$  en fonction de la surface terrière pour des franc pieds (noir) et des cépées (rouge) pour un volumes de bloc de 1  $m^3$ .



Figure 5.15 – Énergies moyennes perdues par le bloc  $(Ered_{moy}^{025})$  en fonction de la surface terrière pour des franc pieds (noir) et des cépées (rouge) pour un volume de bloc de 0,25  $m^3$ .



Figure 5.16 – Énergies moyennes perdues par le bloc  $(Ered_{moy}^1)$  en fonction de la surface terrière pour des franc pieds (noir) et des cépées (rouge) pour un volume de bloc de 1  $m^3$ .

### 5.4.5 Évaluation de "l'effet collectif" des tiges d'une cépée pour réduire l'énergie d'un bloc

La capacité des cépées à réduire l'énergie d'un bloc à été comparée à celle de franc pieds de même surface terrière. Dans la plupart des configurations testées, le bloc perd moins d'énergie après l'impact sur une cépée que sur un franc pied de même surface terrière. La somme des énergies dissipées par chaque tige de la cépée est donc inférieure à l'énergie dissipée par un franc pied de surface terrière équivalente (relation non-linéaire de *Ered* en fonction du diamètre (cf. Chapitre 4). Cependant, la présence des seuils, qui correspondent à l'arrêt du bloc pour des impacts sur des cépées et des franc pieds de surfaces terrières importantes, limite les écarts de *Ered*.

Lors de l'impact d'un bloc sur une cépée, le bloc ne touche pas forcément l'ensemble des tiges de la cépée. Or, les indices comparant la capacité des cépées à réduire l'énergie d'un bloc sont calculés en fonction de la surface terrière totale des cépées, c'est-à-dire, en considérant lors de l'impact, que l'ensemble des tiges de la cépée sont touchées par le bloc. La prise en compte d'une surface terrière calculée à partir des seules tiges touchées par le bloc pourrait conduire au calcul d'indices sous estimant moins l'efficacité des cépées à arrêter les blocs par rapport à des franc pieds de même surface terrière.

En général, les impacts sur des cépées sont considérés de manière simplifiée et sont souvent modélisés comme des impacts successifs sur plusieurs franc pieds. Cette méthode de modélisation est supposée entraîner une sous-estimation du rôle protecteur des cépées [Radtke et al., 2013]. En effet, l'impact simultané d'un bloc avec des tiges de la cépée ainsi que les interactions entre les tiges impactées sont censés contribuer à augmenter la capacité d'une cépée à réduire l'énergie du bloc par rapport aux impacts successifs sur plusieurs franc pieds. Les résultats d'impacts sur des cépées et sur des franc pieds présentés dans ce chapitre peuvent être utilisés pour estimer "l'effet collectif" des tiges d'une cépée en comparant l'énergie perdue par le bloc après l'impact sur une cépée par rapport à l'énergie perdue par le bloc suite aux impacts successifs sur plusieurs franc pieds de diamètres équivalents aux diamètres moyens des tiges de la cépée.

Les cépées inventoriées sont en grande majorité composées de tiges de même diamètre, ce qui permet d'approximer la surface terrière des cépées suivant la relation 5.11 (Figure 5.17).



Figure 5.17 – Relation de corrélation entre le diamètre moyen d'une cépée  $(DiamCP_{moy})$  et sa surface terrière  $(G_{CP})$ .  $N_{Tiges}$  est le nombre de tiges par cépée. Les traits pleins correspondent aux relations analytiques (équation 5.11), et les points correspondent aux caractéristiques dendrométriques des cépées inventoriées.

$$G_{CP}^{es} = N_{Tiges} \times \frac{DiamCP_{moy}^2}{4} \times \pi \tag{5.11}$$

où  $G_{CP}^{es}$  est la surface terrière approximée d'une cépée,  $N_{Tiges}$  est le nombre de tiges de la cépée et  $DiamCP_{moy}$  est le diamètre moyen des tiges de la cépée.

L'énergie perdue par un bloc lors de l'impact sur une cépée peut ainsi être comparée à l'énergie perdue à la suite de l'impact successif d'un bloc sur  $N_{Tiges}$  de franc pieds de surfaces terrières égales à  $G_{TCP}^{es} = \frac{DiamCP_{moy}^2}{4} \times \pi$ . Si l'on fait l'hypothèse que l'énergie perdue par le bloc au premier impact est équivalente à l'énergie perdue au n-ème impact, "l'effet collectif" des tiges de cépée sur l'énergie moyenne perdue par le bloc peut ainsi être quantifié par l'indice  $Ind_{coll}$  défini suivant la relation :

$$Ind_{coll} = \frac{Ered_{MoyCP}}{Ered_{MoyTFP} \times N_{Tiges}}$$
(5.12)

où  $Ered_{MoyCP}$  est la moyenne de la réduction d'énergie après impact contre une cépéé de  $N_{Tiges}$  de surface terrière  $G_{TCP}^{es}$  et  $Ered_{MoyTFP}$  est l'énergie moyenne perdue par le bloc suite à l'impact contre un franc pied de surface terrière  $G_{TFP} = G_{TCP}^{es}$ .

Dans la grande majorité des cas, la réduction de l'énergie du bloc après l'impact sur une cépée est inférieure à celle d'impacts successifs sur plusieurs franc pieds pour des volumes de bloc de 0,25 et 1  $m^3$  (Figure 5.18 et 5.19). "L'effet collectif" des tiges (impacts multiples et interactions entre les tiges) ne compense pas le fait que, lors d'un impact sur cépée, le bloc ne touche pas forcément la totalité des tiges de la cépée. Cette constatation est d'autant plus marquée lorsque le nombre de tiges d'une cépée est élevé. Cependant, lorsque le volume du bloc est grand, les écarts entre  $Ered_{MoyCP}$  et  $Ered_{MoyTFP} \times N_{Tiges}$  sont réduits.

Des résultats similaires ont été observés lors d'essais d'impacts sur des cépées [Jancke, 2012]. Dans l'étude réalisée par [Jancke, 2012], une réduction d'énergie similaire entre l'impact d'un bloc sur une tige de cépée de diamètre  $(D_{Tige})$  et l'impact d'un bloc sur deux ou trois tiges de cépée de diamètre moyen  $(DiamCP_{moy} = D_{Tige})$  est observée.

Cependant, même si la réduction d'énergie lors de l'impact d'un bloc dans une cépée est plus faible, "l'effet collectif" des tiges d'une cépée peut avoir un rôle important sur la propagation des blocs à l'échelle d'un versant. En effet, la faible distance entre les tiges d'une cépée permet de piéger le bloc (lorsque la totalité de son énergie est réduite) et l'empêche de reprendre de la vitesse et de continuer sa propagation [Jancke, 2012].



Figure 5.18 – Étude de l'influence de "l'effet collectif" des tiges d'une cépée pour l'impact d'un bloc de 0,25  $m^3$ . Comparaison entre l'énergie perdue par le bloc suite à l'impact contre des cépées de  $N_{Tiges}$  de surface terrière  $G_{TCP}$  et l'énergie perdue par le bloc suite à l'impact successif contre  $N_{Tiges}$  de franc pied de surface terrière  $G_{TFP} = G_{TCP}^{es}$ .



Figure 5.19 – Étude de l'influence de "l'effet collectif" des tiges d'une cépée pour l'impact d'un bloc de 1  $m^3$ . Comparaison entre l'énergie perdue par le bloc suite à l'impact contre des cépées de  $N_{Tiges}$  de surface terrière  $G_{TCP}$  et l'énergie perdue par le bloc suite à l'impact successif contre  $N_{Tiges}$  de franc pied de surface terrière  $G_{TFP} = G_{TCP}^{es}$ .

#### 5.4.6 Analyse conjointe des capacités de réduction d'énergie et d'interception

L'analyse combinée des indices de comparaison de la capacité d'interception et de la capacité maximale de réduction de l'énergie du bloc entre les franc pieds et les cépées est présentée dans les figures 5.20, 5.21, 5.22 et 5.23. Il ressort de cette analyse que plus de 93% des cépées sont plus efficaces pour intercepter des blocs mais ont une plus faible capacité à réduire l'énergie d'un bloc que des franc pieds (Zone de couleur jaune). Certaines cépées sont à la fois plus efficaces à intercepter et à réduire l'énergie des blocs que des franc pieds de même surface terrière (Zone de couleur verte). Cependant, ces configurations sont rares et ne sont observées que pour des cépées ayant une surface terrière et un diamètre moyen importants.



Figure 5.20 – Indices basés sur la distance en fonction des indices basés sur l'énergie maximale perdue par le bloc pour des volumes de bloc de  $0.25 m^3$ .



Figure 5.22 – Indices basés sur la distance en fonction des indices basés sur l'énergie moyenne perdue par le bloc pour un volume de bloc de  $0.25 m^3$ .



Figure 5.21 – Indices basés sur la distance en fonction des indices basés sur l'énergie maximale perdue par le bloc pour des volume de bloc de 1 $m^3$ .



Figure 5.23 – Indices basés sur la distance en fonction des indices basés sur l'énergie moyenne perdue par le bloc pour un volume de bloc de 1 $m^3$ .

# 5.4.7 Effets conjugués de la réduction d'énergie et de l'interception sur la propagation des blocs

L'analyse combinée des deux indices (de réduction d'énergie et d'interception) ne permet pas de statuer sur l'efficacité d'une cépée à dissiper l'énergie d'un bloc par rapport à un franc pied de même surface terrière (Figure 5.20, 5.21, 5.22 et 5.23). Afin de déterminer si la capacité d'interception des cépées compense leur capacité plus faible à réduire l'énergie d'un bloc par rapport à des franc pieds de surfaces terrières équivalentes, un modèle simplifié de propagation d'un bloc à l'échelle d'un versant est développé.

On considère une parcelle de largeur  $D_h$  et de longueur  $D_v$  (Figure 5.24). Sur cette parcelle nrideaux de franc pieds ou de cépées sont disposés. Sur chaque rideau, les franc pieds et les cépées sont représentés par des points uniformément espacés d'une distance  $E_{ent}$ . Chaque point a une largeur d'interception ( $L_{intFP}$  ou  $L_{intCP}$ ). Pour cette analyse, nous considérons deux scénarios de propagation d'un bloc sur la parcelle avec une énergie cinétique ( $E_{in}$ ).

- Scénario 1 : la parcelle est constituée de n rideaux de franc pieds où tous les franc pieds ont la même surface terrière  $(G_{FP})$ .
- Scénario 2 : la parcelle est constituée de n rideaux de cépées où toutes les cépées ont la même surface terrière que les franc pieds du scénario 1 ( $G_{CP} = G_{FP}$ ).



Figure 5.24 – Schéma du modèle simplifié. Où  $L_{intFP}^{B_{vol}}$  et  $L_{intCP}^{B_{vol}}$  sont respectivement les largeurs d'interception d'un franc pied et d'une cépée pour un volume de bloc donné.  $E_{ent}$  est l'espacement entre deux points du semis.  $D_h$  et  $D_v$  sont respectivement la largeur et la longueur de la parcelle.

Pour des franc pieds, on peut définir le nombre d'impacts nécessaires  $(N_{FP^{B_{vol}}}^{I_{mpact}})$  pour que l'énergie d'un bloc de volume  $B_{vol}$  soit réduite de  $E_{in}$ :

$$N_{FPB_{vol}}^{I_{mpact}} = \frac{E_{in}}{Ered_{MouFP}^{B_{vol}}}$$
(5.13)

où  $Ered_{MoyFP}^{B_{vol}}$  est l'énergie moyenne qui est perdue lors de l'impact d'un bloc de volume donné sur un franc pied de surface terrière  $G_{FP}$ .

La probabilité qu'un bloc de volume donné impacte un franc pied  $(Pr_{FP^{B_{vol}}})$  au passage d'un rideau est définie suivant la relation suivante :

$$Pr_{FP^{B_{vol}}} = \frac{L_{intFP}^{B_{vol}}}{E_{ent}}$$
(5.14)

où  $E_{ent}$  est l'espacement entre deux franc pieds et  $L^{B_{vol}}_{intFP}$  est la largeur d'interception d'un

franc pied pour un volume de bloc donné.

Le nombre de rideaux de franc pieds  $(N_{R_{ideau}}^{FP^{B_{vol}}})$  qu'un bloc de volume donné doit traverser pour perdre la totalité de  $E_{in}$  est défini suivant la relation :

$$N_{R_{ideau}}^{FP^{B}_{vol}} = \frac{N_{FP}^{I_{mpact}}}{Pr_{FP}^{B_{vol}}}$$
(5.15)

La combinaison de la relation précédente avec les relations 5.13 et 5.14 permet d'exprimer  $N_{R_{ideau}}^{FP^{B_{vol}}}$  sous la forme :

$$N_{R_{ideau}}^{FP^{B_{vol}}} = \frac{E_{ent} \times E_{in}}{L_{intFP}^{B_{vol}} \times Ered_{MoyFP}^{B_{vol}}}$$
(5.16)

Pour des cépées, on peut, comme pour les franc pieds, définir le nombre d'impacts nécessaires  $(N_{CP^B_{vol}}^{I_{mpact}})$  pour que l'énergie d'un bloc de volume  $B_{vol}$  soit réduite de  $E_{in}$  suivant la relation :

$$N_{CP^{B_{vol}}}^{I_{mpact}} = \frac{E_{in}}{Ered_{MonCP}^{B_{vol}}}$$
(5.17)

où  $Ered_{MoyCP}^{B_{vol}}$  est l'énergie moyenne qui est perdue par un bloc de volume donné lors de l'impact sur une cépée de surface terrière  $G_{CP} = G_{FP}$ .

La probabilité qu'un bloc de volume donné impacte une cépée au passage d'un rideau  $(Pr_{CP^{B_{vol}}})$  est définie suivant la relation :

$$Pr_{FP^{B_{vol}}} = \frac{L_{intFP}^{B_{vol}}}{E_{ent}}$$
(5.18)

Le nombre de rideaux de cépées  $(N_{R_{ideau}}^{CP^{B_{vol}}})$  qu'un bloc de volume donné doit traverser pour perdre la totalité de l'énergie  $E_{in}$  est défini par la relation :

$$N_{R_{ideau}}^{CP^{B_{vol}}} = \frac{E_{ent} \times E_{in}}{L_{intCP}^{B_{vol}} \times Ered_{MouCP}^{B_{vol}}}$$
(5.19)

La combinaison des relations 5.16 et 5.19 permet d'exprimer le rapport entre  $N_{R_{ideau}}^{FP^{B_{vol}}}$  et  $N_{R_{ideau}}^{CP^{B_{vol}}}$  en fonction de *IndEred* et *IndInter* :

$$\frac{N_{R_{ideau}}^{FP^{B_{vol}}}}{N_{R_{ideau}}^{CP^{B_{vol}}}} = \frac{Ered_{MoyCP}^{B_{vol}} \times L_{intCP}^{B_{vol}}}{Ered_{MoyFP}^{B_{vol}} \times L_{intFP}^{B_{vol}}} = IndEred \times indInter$$
(5.20)



Figure 5.25 – Indices basés sur la distance en fonction des indices basés sur l'énergie moyenne perdue par le bloc pour un volume de bloc de 0,25  $m^3$ .



Figure 5.26 – Indices basés sur la distance en fonction des indices basés sur l'énergie moyenne perdue par le bloc pour un volume de bloc de 1  $m^3$ .

À partir de la relation 5.20 et des valeurs des indices de comparaison des capacités d'interception (IndInter) et de réduction d'énergie d'un bloc (IndEred), il est possible d'évaluer l'efficacité relative de peuplements de cépées et de franc pieds de même surface terrière.

À titre illustratif, trois courbes représentant différentes efficacités relatives sont tracées dans le plan (*IndEred*, *IndInter*) à partir de la relation 5.20 (Figures 5.25 et 5.26).

- La courbe jaune correspond aux combinaisons de valeurs où les cépées sont aussi efficaces que les franc pieds pour arrêter les blocs selon les hypothèses retenues  $(N_{R_{ideau}}^{FP} = 1 N_{R_{ideau}}^{CP}, d'où indInter = \frac{1}{IndEred})$ .
- La courbe rouge correspond aux combinaisons de valeurs où deux rangées de franc pieds sont aussi efficace qu'une rangée de cépées  $(N_{R_{ideau}}^{FP} = 2 N_{R_{ideau}}^{CP}, d'où indInter = \frac{2}{IndEred})$ . Le peuplement de cépées est plus efficace que celui de franc pieds.
- La courbe verte correspond aux combinaisons de valeurs où une rangée de franc pied est aussi efficace que deux rangées de cépées  $(N_{R_{ideau}}^{FP} = 0.5 N_{R_{ideau}}^{CP}, d'où$  $indInter = \frac{1}{2 \times IndEred})$ . Le peuplement de franc pieds est plus efficace que celui de cépées.



Figure 5.27 – Distribution des produits des indices d'interception (IndInter) et de réduction d'énergie (IndEred) calculés pour un bloc de 0,25 $m^3$ .



Figure 5.28 – Distribution des produits des indices d'interception (IndInter) et de réduction d'énergie (IndEred) calculés pour un bloc de 1  $m^3$ .

Quel que soit le volume de bloc considéré  $(0,25 \text{ ou } 1 \text{ } m^3)$ , la majorité des cépées étudiées sont moins efficaces que des franc pieds de même surface terrière. En effet, les points associés aux simulations sont majoritairement sous la courbe  $N_{R_{ideau}}^{FP} = 1 N_{R_{ideau}}^{CP}$  dans le plan (*IndEred*, *IndInter*) (0,25 m<sup>3</sup> - 73% et 1 m<sup>3</sup> - 90%). Par ailleurs, l'analyse des distributions des produits des indices de comparaison des capacités d'interception et de réduction de l'énergie du bloc permet d'identifier que  $N_{R_{ideau}}^{FP} = 0,75 N_{R_{ideau}}^{CP}$  en moyenne, c'est-à-dire que les cépées sont en moyenne 1,3 fois moins efficaces que des franc pieds (Figure 5.27 et 5.28). La largeur d'interception plus importante des cépées ne permet donc pas de compenser leur plus faible capacité à dissiper l'énergie d'un bloc par rapport à des franc pieds de surfaces terrières équivalentes.

#### 5.4.8 Construction d'un modèle simplifié d'impact sur cépées

Les résultats de cette étude permettent d'évaluer les possibilités d'implémentation d'un modèle simplifié d'impact sur une cépée dans un modèle d'analyse trajectographique tel que Rockyfor3D [Dorren, 2012]. En se basant sur le modèle simplifié (Figure 5.24), une cépée peut être représentée par un cercle de diamètre égal à une largeur d'interception dépendante du nombre de tiges de la cépée. Sa capacité à réduire l'énergie d'un bloc est dépendante de sa surface terrière. Au final, les données dendrométriques à récolter sur le terrain sont réduites au nombre de tiges par cépée ainsi qu'à la mesure des diamètres des tiges des cépées.

- La première étape de construction du modèle consiste à générer les positions des centres des cépées et des franc pieds à l'échelle d'un versant (Utilisation du modèle de génération développé dans le chapitre 2).
- La deuxième étape consiste à affecter à chaque position de cépée une largeur d'interception et une surface terrière. La largeur d'interception peut être tirée aléatoirement dans la base de données des géométries de cépées en fonction du nombre de tiges de la cépée (cf. Chapitre 2).
- La dernière étape consiste à calculer l'énergie perdue par le bloc lors de l'impact sur une cépée à partir d'un tirage aléatoire dans une distribution définie à partir des valeurs de  $Ered_{Mou}$  et de l'écart type des valeurs de Ered déterminées dans ce chapitre.

Cependant, les relations liant Ered à la surface terrière n'ont été développées que pour des impacts de blocs de 0,25  $m^3$  et 1  $m^3$ , pour des vitesses de 20  $m s^{-1}$ . Or, les conclusions du chapitre 4 mettent en évidence une influence significative de la vitesse d'impact sur la prédiction de l'énergie perdue par le bloc suite à l'impact contre un franc pied. Une influence similaire de ce paramètre sur la prédiction de l'énergie perdue par le bloc lors de l'impact sur une cépée est envisageable. Des simulations complémentaires, visant à établir des relations permettant de prédiction de l'énergie vitesses d'impact sont essentielles pour proposer une prédiction robuste de Ered.

La prédiction de la déviation du bloc après impact sur une cépée est essentielle à la mise en place d'un modèle trajectographique. Cependant, du fait des géométries très variées des cépées (disposition des tiges et répartition des diamètres) il semble difficile de déterminer une relation simplifiée permettant de prédire la déviation du bloc.

Même si l'implémentation d'un modèle simplifié d'impact sur cépées est possible, l'évaluation d'un tel modèle est essentielle. Cette évaluation peut être réalisée à l'aide d'un modèle trajectographique MED intégrant les modèles d'impact développés dans ce chapitre et le précédent.

#### 5.4.9 Préconisations Sylvicoles

La capacité d'un peuplement forestier à arrêter des blocs est fortement dépendante du volume des blocs [Dorren et al., 2007]. Plusieurs études préconisent d'adapter la gestion d'une forêt en augmentant la densité de tiges à l'hectare dans le cas de la propagation de blocs de petits volumes afin d'augmenter la probabilité de rencontre d'un bloc avec une tige [Cattiau et al., 1995, Dorren et al., 2005] ou, au contraire, en augmentant le diamètre moyen des tiges du peuplement dans le cas de la propagation de blocs de gros volumes [Dorren et al., 2005, Wehrli et al., 2006, Dorren et al., 2007]. La capacité d'un peuplement forestier à arrêter les blocs n'est pas seulement liée aux impacts sur des arbres mais aussi au type de sol présent sur le versant et à la façon dont le peuplement forestier influence la rugosité et la stabilité de celui-ci.

Les forêts de taillis sont en majorité composées de cépées pouvant représenter de 50 à 90% de la totalité des tiges du peuplement (cf. Chapitre 2). Du fait de la forte densité des tiges, ces forêts sont jugées efficaces pour arrêter des blocs de petits volumes [Gerber, 1998].

Certaines études présentent des analyses de l'efficacité de différents taillis à l'aide de modèles d'analyse trajectographique 2D ou 3D [Ciabocco et al., 2009, Jancke et al., 2009, Radtke et al.,

2013] et préconisent, à partir des résultats de simulations, différentes gestions sylvicoles visant à optimiser le rôle de protection des forêts de taillis :

- Gestion en taillis avec sélection des cépées [Ciabocco et al., 2009]
- Gestion en taillis sous futaie [Ciabocco et al., 2009, Radtke et al., 2013]

Le premier type de gestion privilégie le développement des cépées et permet, en fonction de la rotation des coupes, de contrôler la densité ainsi que le diamètre moyen des tiges du taillis. Le deuxième type de gestion permet le développement de tiges de gros diamètres au sein du peuplement et semble plus adapté lors de la propagation de blocs de gros volumes. [Radtke et al., 2013] privilégie la gestion du peuplement forestier en taillis sous futaie mais indique qu'un nombre de tiges plus élevé permet de stabiliser le sol, de réduire l'érosion et empêche les blocs présents sur la pente de repartir. Des études similaires montrent qu'un peuplement plus dense augmente la rugosité du sol [Dorren et al., 2007].

Les gestions sylvicoles préconisées par ces études sont dépendantes des simulations de propagation de blocs à l'échelle du versant. Or, les modèles d'analyse trajectographique utilisés ne permettent pas de prédire de façon suffisamment rigoureuse (en particulier, pas de prise en compte de "l'effet collectif" des tiges de cépée) l'énergie perdue par le bloc suite à l'impact sur une cépée. Même si les cépées semblent moins efficaces pour arrêter les blocs que les franc pieds (à surface terrière équivalente), un troisième type de gestion peut être envisagé pour augmenter significativement la capacité des cépées à arrêter les blocs. Dans le cadre de la gestion d'une forêt à fonction de protection, une gestion en taillis fureté est envisageable. Cette méthode consisterait à couper certaines tiges de la cépée (alignées dans l'axe de la pente (Figure 5.29)) de façon à conserver la capacité d'interception des cépées et à augmenter leur capacité à réduire l'énergie d'un bloc (le diamètre des tiges non-coupées augmenteraient à la suite de cette intervention sylvicole).



Figure 5.29 – Illustration de l'intervention sylvicole en taillis fureté.  $R_{Bloc}$  est le rayon du bloc.  $D_{CP}$  est le diamètre d'une tige de cépée après l'intervention sylvicole.  $L_{CPTot}$  est la largeur d'interception d'une cépée et  $L^+_{CPTot}$  est la largeur d'interception d'une cépée après l'intervention sylvicole.

#### 5.5. Conclusion

Cependant, cette préconisation de gestion ne prend pas en compte les autres fonctions des forêts de taillis (production, biodiversité) ni la résistance du peuplement face à d'autres aléas (chablis, avalanches). Le choix d'une gestion sylvicole n'est pas directe et ne peut se baser seulement sur les méthodes d'analyses utilisées dans ce chapitre car elles négligent l'influence (positive ou négative) de la répartition spatiale des franc pieds et des cépées sur le versant (cf. Chapitre 2). La réalisation de simulations de propagation à l'échelle du versant est essentielle.

# 5.5 Conclusion

Dans ce chapitre, un modèle MED permettant de simuler l'impact d'un bloc contre une cépée a été développé. Les avancées majeures de ce travail résident dans la modélisation du comportement des tiges de la cépée et dans la prise en compte des interactions complexes entre le bloc et les tiges de la cépée lors d'un impact. Au final, le modèle développé permet de simuler l'impact d'un bloc avec plusieurs tiges en même temps et de prendre en compte les interactions entre les tiges lors de l'impact. La modélisation de ces différents comportements conduit à un calcul plus pertinent de l'énergie perdue par le bloc après l'impact dans une cépée par rapport aux calculs actuellement réalisés dans les logiciels d'analyse trajectographique.

Une campagne de simulations d'impacts de blocs sur des cépées a été réalisée et a permis d'identifier que le diamètre moyen des tiges d'une cépée et la surface terrière de la cépée influencent majoritairement sa capacité à réduire l'énergie des blocs lors d'un impact. Les longueurs d'interception des cépées sont principalement influencées par la distance moyenne des tiges au barycentre d'une cépée, le nombre de tiges par cépée et dans une moindre mesure par la surface terrière de la cépée.

La réduction de l'énergie d'un bloc après l'impact sur une cépée est inférieure à celle d'impacts successifs sur plusieurs franc pieds de diamètres équivalents aux diamètres moyens des tiges de la cépée pour des volumes de bloc de 0.25 et  $1 m^3$ .

Les cépées s'avèrent être moins efficaces à réduire l'énergie cinétique d'un bloc par rapport à des franc pieds de même surface terrière. Cependant, celles-ci ont de plus grandes largeurs d'interception. La construction d'un modèle simplifié de blocs se propageant dans des peuplements virtuels de franc pieds et de cépées a permis de déterminer que les cépées sont généralement moins efficaces que les franc pieds à arrêter les blocs. Leur largeur d'interception plus importante ne compense pas leur plus faible capacité à réduire l'énergie d'un bloc par rapport à des franc pieds de surfaces terrières équivalentes.

Cette étude pose les bases de la construction d'un modèle simplifié d'impact sur une cépée intégrable à un modèle d'analyse trajectographique. Cependant, le développement de ce modèle nécessiterait de réaliser des simulations supplémentaires d'impacts de blocs sur des cépées. La calibration d'un tel modèle serait également nécessaire. Celle-ci pourrait être réalisée à l'aide d'un modèle basé sur la MED, comme celui présenté dans le chapitre suivant.

Les résultats de cette étude permettent d'envisager une gestion sylvicole adaptée pour des forêts de taillis ayant une fonction de protection contre l'aléa chute de bloc (sylviculture en taillis fureté). Cette gestion sylvicole permettrait de conserver la capacité des cépées à intercepter les blocs tout en augmentant leur capacité à réduire l'énergie des blocs.

# Chapitre 6

# Intégration des forêts de taillis dans un modèle trajectographique

## 6.1 Introduction

Dans ce chapitre, un modèle d'analyse trajectographique MED, intégrant les modèles d'impact sur franc pieds et cépées (cf. Chapitre 4 et 5), est développé et utilisé pour analyser l'efficacité de différents taillis à arrêter des blocs. La modélisation de l'interaction entre un bloc et le sol est réalisée à l'aide d'une méthode de calcul du rebond initialement développée par [Thoeni et al., 2014]. Afin d'évaluer la pertinence de l'utilisation du modèle trajectographique MED pour quantifier l'efficacité d'un taillis contre les chutes de blocs, une étude comparative entre des simulations de propagation de blocs dans des taillis à l'aide du modèle MED et du modèle d'analyse trajectographique Rockyfor3D (RF3D) [Dorren and Berger, 2006] est réalisée.

# 6.2 Modèle d'analyse trajectographique MED

Le modèle d'analyse trajectographique présenté dans ce chapitre est développé en utilisant la MED grâce au code open-source Yade DEM [Smilauer et al., 2014]. Cette approche permet de modéliser l'interaction d'un bloc avec le sol, une cépée et un franc pied.

#### 6.2.1 Modélisation du bloc et du sol

Le sol est représenté par un tapis de sphères insécables [Pfeiffer and Higgins, 1990]. Dans ce chapitre, on considérera la propagation de blocs cubiques. Chaque cube est constitué d'un assemblage insécable de huit sphères de même diamètre. Le rayon  $(R_b)$  de chaque sphère constitutive du bloc est égale à :

$$R_b = \frac{D1}{4} \tag{6.1}$$

où  $R_b$  est le rayon d'une sphère constituant le bloc. D1, D2, D3 sont les dimensions du bloc avec D1 = D2 = D3 (Figure 6.1).



Figure 6.1 – Représentation schématique de l'interaction entre le bloc et le sol. D1 = D2 = D3 définissent les dimensions du bloc.  $R_b$  et  $R_{soil}$  sont respectivement le rayon des sphères constitutives du bloc et le rayon des sphères constitutives du sol.  $U_n^{soil}$  est l'interpénétration entre le bloc et le sol.  $F_n^{soil}$  et  $F_t^{soil}$ sont respectivement la force normale et la force tangentielle à la surface de contact entre le bloc et le sol.  $K_n^{soil}$  et  $K_t^{soil}$  sont respectivement la raideur normale et la raideur tangentielle à la surface de contact.  $\alpha$ est le coefficient d'amortissement visqueux et  $\varphi^{soil}$  est l'angle de frottement au point de contact.

#### 6.3 Modélisation des franc pieds et des cépées

Les tiges des cépées et les franc pieds sont modélisés par des cônes flexibles selon l'approche développée dans le chapitre 3. Ils sont représentés par une succession de *nœuds* reliés par des *connexions* cylindriques. Pour traduire la déformation des tiges, des forces et des moments sont appliqués entre les *nœuds* adjacents en fonction de leurs positions et vitesses relatives (Figure 6.3). Les relations définissant les forces et moments entre les *nœuds* ont été détaillées au chapitre 3. Celles-ci sont principalement régies par les paramètres : MOE,  $E_{Plast}$ ,  $E_{Unld}$ ,  $\sigma_{Elast}$ ,  $\sigma_{Rupt}$ ,  $\tau$ ,  $D_{Tige}$  et  $T_{Dens}$ .

Comme dans les chapitres 4 et 5, les longueurs des franc pieds et des tiges de cépée  $(Tree_{height})$ , incluant le houppier sont définies suivant la relation allométrique pour le hêtre issue des travaux de [Quetel, 2005]. Le houppier est modélisé par une masse additionnelle  $(Crown_{Mass})$  uniformément répartie sur la partie sommitale des tiges (cf. Chapitre 4).

La contribution du système racinaire des franc pieds est modélisée en appliquant un moment additionnel au niveau du n @ud situé au pied du tronc en fonction de l'orientation de la *connexion* reliant les deux premiers n@uds dans les directions X et Y (Figure 6.2) (cf. Chapitre 4). La relation liant le moment à l'orientation de la *connexion* entre les deux premiers n@uds est caractérisée par les paramètres suivants (cf. chapitre 5) : un coefficient de raideur  $K_{root}$  et par un moment limite  $M_a$ .

Les tiges de la cépée sont considérées encastrées au sol au niveau de la souche (Figure 6.2).



Figure 6.2 – Schéma conceptuel de la modélisation d'un franc pied et d'une cépée dans le modèle MED. Où  $Crown_{Length}$  est la longueur du houppier.  $M_{node}$  est la masse additionnelle affectée aux nœuds appartenant au houppier.  $Tree_{height}$  est la longueur d'une tige.  $\Delta\sigma_{1_2}$  est l'orientation de la connexion reliant le nœud 1 et le nœud 2.

### 6.4 Interactions entre les différents objets

Dans le modèle MED, les contacts entre le bloc et le sol, le bloc et les tiges et entre les différentes tiges sont modélisés par l'intermédiaire de forces appliquées aux points de contact. Ces forces sont calculées à partir des interpénétrations et des vitesses relatives entre les objets. La force de contact (F) est répartie entre une composante normale à la surface de contact  $(F_n)$ , et une composante dans le plan tangent à cette surface  $(F_t)$ .

#### 6.4.1 Interactions entre le bloc et le sol

Les interactions entre le bloc et le sol sont calculées par l'interaction entre les sphères constituant le bloc et les sphères constituant le sol (Figure 6.1). La dissipation d'énergie au contact entre le bloc et le sol est modélisée par un amortissement visqueux [Thoeni et al., 2014] selon la direction normale à la surface de contact.

$$F_n^{soil} = K_n^{soil} \times U_n^{soil} + \alpha \frac{dU_n^{soil}}{dt}$$
(6.2)

où  $F_n^{soil}$ ,  $K_n^{soil}$  et  $U_n^{soil}$  sont respectivement la force, la raideur et l'interpénétration entre deux sphères dans la direction normale à la surface de contact.  $\alpha$  est le coefficient d'amortissement visqueux et  $\frac{dU_n^{soil}}{dt}$  est la vitesse relative entre les sphères dans la direction normale à la surface de contact. Le coefficient d'amortissement visqueux est relié à un coefficient de restitution normal  $(e_n)$  par l'équation 6.3.

$$\frac{\alpha}{\alpha_{cr}} = \frac{-ln(e_n)}{\sqrt{\pi^2 + ln^2(en)}} \tag{6.3}$$

où  $\alpha_{cr}$  est le coefficient d'a mortissement critique défini par l'équation 6.4.

$$\alpha_{cr} = 2 \times \sqrt{K_n^{soil} \times m_b} \tag{6.4}$$

où  $m_b$  est la masse du bloc.

La force tangentielle à la surface de contact  $(F_t^{soil})$  est opposée à la vitesse tangentielle relative entre les deux corps en contact. Cette force est calculée de façon incrémentale en fonction de l'incrément de déplacement relatif entre les sphères au niveau du point de contact. À chaque pas de temps, l'incrément de force tangentielle  $(dF_t^{soil})$  est ajouté à la force tangentielle au pas de temps précédent.

$$dF_t^{soil} = K_t^{soil} \times dU_t^{soil} \tag{6.5}$$

où  $dU_t^{soil}$  est l'incrément de déplacement tangentiel relatif entre les deux objets au niveau du point de contact.  $K_t^{soil}$  est le coefficient de raideur tangentiel.

 $\kappa_{soil}$  est le rapport entre la raideur normale et la raideur tangentielle :

$$\kappa_{soil} = \frac{K_t^{soil}}{K_n^{soil}} \tag{6.6}$$

La valeur de la force tangentielle est limitée en accord avec le critère de Coulomb suivant la relation :

$$|F_t| \le F_n tan(\varphi^{soil}) \tag{6.7}$$

où  $\varphi^{soil}$  est l'angle de frottement.

#### 6.4.2 Interactions entre le bloc et les tiges et entre les différentes tiges

Les contacts entre le bloc et les tiges et entre les différentes tiges sont modélisés comme dans les chapitres 3, 4 et 5.

Le calcul de l'interaction entre le bloc et la tige est régi par les paramètres suivants : module d'élasticité radial du bois vert  $(E_r)$ , module de Young d'une roche calcaire  $(E_b)$ , rapport entre la raideur normale et la raideur tangentielle  $(\kappa^{b}-t)$ , et l'angle de frottement de la roche sur le bois  $(\varphi^{b}-t)$ .

Le calcul des interactions entre les différentes tiges est régi par les paramètres suivants : module d'élasticité radial du bois vert  $(E_r)$ , rapport entre la raideur normale et la raideur tangentielle  $(\kappa^{t}-t)$ , et l'angle de frottement entre les deux tiges de bois  $(\varphi^{t}-t)$ .



Figure 6.3 – Représentation schématique de l'interaction entre le bloc et un arbre.  $R_b$  et  $R_s$  sont respectivement le rayon d'une sphère constituant le bloc et le rayon d'une connexion constituant l'arbre.  $U_n^{b_-t}$  est l'interpénétration entre la sphère et la connexion.  $F_n^{b_-t}$  et  $F_t^{b_-t}$  sont les forces normale et tangentielle à la surface de contact.  $K_n^{b_-t}$  et  $K_t^{b_-t}$  sont respectivement la raideur normale et la raideur tangentielle du contact entre le bloc et l'arbre.  $\varphi^{b_-t}$  est l'angle de frottement au point de contact.

#### 6.4.3 Modélisation du versant de propagation

#### 6.4.3.1 Modélisation de la topographie

La topographie est représentée par un tapis de sphères insécables créé à partir d'un profil de pente en deux dimensions. Cette représentation permet de prendre en compte à la fois la topographie et la rugosité locale non prise en compte dans un MNT [Pfeiffer and Higgins, 1990]. La réalisation de simulations de propagation sur un versant virtuel (construit à partir d'un profil de pente) permet de supprimer les effets tridimensionnels de la topographie (notamment les couloirs de propagation préférentiels) tout en étant représentatif de profils de pentes observés sur les versants réels.

Le versant virtuel est construit en trois étapes :

- La première étape consiste à créer un versant virtuel sur la base d'un profil de pente situé sur la placette d'inventaire SP2. Ce dernier a été extrait à partir d'un Modèle Numérique de Terrain (MNT) d'une résolution de 2 m sur une longueur horizontale de 630 m. (Un MNT est représenté par une matrice de  $n_{ligne}$  et  $n_{colonne}$  au format raster où chaque valeur de la matrice représente la valeur d'altitude moyenne.)
- La deuxième étape consiste à générer une succession de sphères le long du profil de pente. Le diamètre de chaque sphère du sol est constant et défini à une valeur définie à 1,4 m [Andrew et al., 2012]. Chaque sphère est fixe et espacée de sa voisine d'une distance d variable pour générer une rugosité du sol constante sur l'ensemble du profil (Figure 6.4).
- La troisième étape consiste à extruder de part et d'autre le profil de 100 m. Elle permet de modéliser les déviations des trajectoires des blocs (Figure 6.5). Pour éviter un alignement parfait des sphères le long de la pente, chaque rangée de sphères placée à la même altitude est décalée latéralement d'une valeur choisie aléatoirement entre 0 et  $2 \times R_{soil}$ .



Figure 6.4 – Calcul de la rugosité le long des deux axes X et Y. d est la distance entre deux sphères,  $R_{soil1}$  et  $R_{soil2}$  sont les rayons de deux sphères et  $\alpha_s$  est la pente locale entre les deux sphères.



Figure 6.5 – Versant virtuel de propagation utilisé pour les simulations

#### 6.4.3.2 Modélisation du peuplement forestier

Les caractéristiques mécaniques des franc pieds et des cépées du peuplement sont fixées aux valeurs moyennes pour le hêtre définies dans les chapitres 3, 4 et 5 (Tableau 6.2).

Huit taillis issus des inventaires forestiers de  $50 \times 50$  m (cf. Chapitre 2) ont été étudiés. Pour chacun des peuplements, deux forêts virtuelles sont générées sur le versant à l'aide du modèle de génération développé dans le chapitre 2. Le premier peuplement généré respecte la distribution spatiale des tiges du peuplement inventorié (AG). Le second peuplement généré a les mêmes caractéristiques dendrométriques que le peuplement AG (même nombre de tiges, même distribution des diamètres des tiges) mais la totalité des tiges générées sont des franc pieds et leur position est générée aléatoirement (AL).

L'indice d'agrégation de Clark et Evans  $(R_{Clark})$  (Equation 6.8) [Clark and Evans, 1954] est utilisé pour comparer la structure spatiale des peuplements générés.

$$R_{Clark} = \frac{r_{obs}}{E_C} \tag{6.8}$$

$$E_C = \frac{1}{2 \times \sqrt{\frac{N}{A}}} \tag{6.9}$$

où  $r_{obs}$  est la moyenne des distances au plus proche voisin de la placette,  $E_C$  est la moyenne des distances au plus proche voisin attendue pour une distribution aléatoire des points, N est le nombre d'arbres présents dans le peuplement et S est la surface du peuplement.

Les valeurs de cet indice permettent de détecter un agencement aléatoire de la position des tiges si  $(R_{Clark} = 1)$ . On observe une agrégation dans l'agencement spatial de la position des tiges si  $R_{Clark} < 1$ , et une répartition régulière de la position des tiges si  $R_{Clark} > 1$ .

#### 6.5 Analyse comparative

Dans cette partie, une étude comparative entre le modèle MED et le modèle Rockyfor3D (RF3D) est réalisée. Des indices, calculés à partir du rapport entre les distances de propagation des blocs à terrain nu et avec forêt, permettent d'évaluer l'efficacité des différents taillis pour les deux modèles utilisés.

#### 6.5.1 Modèle Rockyfor3D

RF3D est un modèle d'analyse trajectographique qui permet de simuler la propagation des blocs le long d'un versant. La particularité de ce modèle réside dans la prise en compte explicite du rôle protecteur de la forêt [Dorren and Berger, 2006]. Le bloc, assimilé à une sphère, se propage le long d'un versant modélisé par un MNT au format raster. La propagation du bloc est simulée par une succession de phases de vols libres, d'impacts sur le sol et d'impacts sur des arbres.

Le calcul du rebond est réalisé en deux étapes indépendantes. La première étape consiste à calculer la déviation du bloc en fonction de sa trajectoire incidente et de la pente. La deuxième étape consiste à calculer les vitesses de translation et de rotation du bloc après impact sur le sol en fonction des vitesses de translation et de rotation incidentes du bloc, des caractéristiques du bloc, de la rugosité du sol et du type de sol impacté [Dorren, 2012]. Le roulement du bloc est

considéré comme une succession de rebonds et le glissement de ce dernier n'est pas pris en compte.

Les arbres sont modélisés par des cylindres répartis sur le versant de façon à respecter les caractéristiques du peuplement (densité et surface terrière, notamment). Un peuplement forestier peut être modélisé de deux façons :

- Soit à l'aide d'un fichier texte renseignant la position X et Y de chaque arbre ainsi que leur diamètre (cette méthode est privilégiée dans cette étude).
- Soit à l'aide de trois cartes au format raster où, la valeur des pixels représente le nombre de tiges par hectare, le diamètre moyen des arbres et l'écart type du diamètre moyen des arbres.

Une carte raster supplémentaire, renseignant le pourcentage de résineux ou de feuillus dans le peuplement, est finalement nécessaire aux deux méthodes de modélisation.

L'impact contre un arbre est détecté lorsque la distance entre la position du bloc et de l'arbre est inférieure à la somme du rayon de l'arbre impacté et du rayon équivalent du bloc. Pour chaque impact, l'énergie cinétique perdue par le bloc est calculée en fonction de l'excentricité de l'impact, de l'angle d'impact, de la hauteur d'impact, de l'espèce de l'arbre et du diamètre de l'arbre [Dorren and Berger, 2006]. La perte d'énergie cinétique est répartie selon les différentes composantes de la vitesse du bloc en fonction de leur contribution à la vitesse incidente. Le changement de direction du bloc après l'impact contre un arbre est calculé en fonction de l'excentricité de l'impact.

Rockyfor3D est un logiciel probabiliste. Ainsi, plusieurs paramètres de ce modèle sont des variables aléatoires. Notamment, différents paramètres du modèle de rebond sont des variables aléatoires déterminées à chaque rebond par tirage dans des distributions calibrées par rétroanalyse d'événements de chute de blocs. Par ailleurs, la déviation des blocs est également déterminée de façon probabiliste à chaque impact par tirage aléatoire dans des distributions calibrées à l'aide d'essais de terrain [Dorren and Berger, 2006].

#### 6.5.2 Paramètres de simulation

Une phase préliminaire de calibration des modèles de propagation à terrain nu a été tout d'abord menée. Cette phase a permis de fixer les valeurs des paramètres associés au bloc et au sol. Ces paramètres ont ensuite été utilisés dans l'ensemble des simulations de propagation avec forêt.

Les paramètres de la loi de contact du modèle MED ont été fixés pour un impact sur un éboulis [Thoeni et al., 2014] (Tableau 6.2). La rugosité du profil du modèle MED a été fixée à 0,1 m.

Pour cette phase de calibration, un seul point de départ de coordonnées X = 100 m et Y = 100 m est fixé pour les simulations. La hauteur de chute initiale est fixée à 5 m. Le volume du bloc est fixé à 0,5  $m^3$  pour une masse volumique de 2700 kg  $m^{-3}$ . Avant chaque simulation, l'orientation du bloc est tirée aléatoirement afin d'introduire de la variabilité dans les simulations de propagation. 3000 simulations de propagation de blocs à terrain nu sont réalisées avec le modèle MED.

Les paramètres d'entrée de RF3D ont été calibrés de façon à obtenir une distribution des distances d'arrêts des blocs similaire à celle observée avec le modèle MED. 3000 simulations ont été réalisées. Dans ces simulations, la hauteur de chute et les propriétés du bloc ont été fixées aux mêmes valeurs que celles des simulations avec le modèle MED. Les valeurs calibrées des paramètres associés au sol pour le modèle RF3D sont présentées au tableau 6.1.

Sol					
Rugosité $[m]$	$0,\!04$				
Type de sol	4 : Éboulis grossier				
Résolution $[m]$	2				
Bloc					
$\mathbf{Forme}$	Cubique				
Volume $[m^3]$	$^{0,5}$				
Masse volumique $[kg \ m^{-3}]$	2700				
Arbre					
Espèce	100% feuillu				

Tableau 6.1 – Paramètres d'entrée utilisés pour les simulations réalisées avec le modèle RF3D

Sol						
Rugosité $[m]$	0,1					
Kn	$1  10^6$					
$\kappa^{soil}$	0,05					
$\frac{\alpha}{\alpha}$	$0,\!54$					
$\varphi^{soil}[\circ]$	30					
Bloc						
Forme	Cubique					
Volume $[m^3]$	0,5					
Masse volumique $[kg \ m^{-3}]$	2700					
D1 $[m]$	0,794					
$arphi^b-t[^\circ]$	30					
$E_b \ [MPa]$	$80 \ 10^3$					
Arbres						
MOE [MPa]	$8,7 \ 10^{3}$					
$E_{plast} [Mpa]$	$2, 1 \ 10^3$					
$E_{Unld}$ [Mpa]	$5, 3 \ 10^3$					
$\sigma_{Elast} [Mpa]$	$3, 7 \ 10^{1}$					
$\sigma_{Rupt} \ [MPa]$	$9,4 \ 10^1$					
au	$5 \ 10^{-4}$					
Masse volumique $[kg \ m^{-3}]$	1200					
$arphi^t - t[^\circ]$	0					
$E_r \ [MPa]$	$1,5 \ 10^{3}$					
$\kappa^b - t$	0,3					
$\kappa^t - t$	0,3					
$M_a \ [Nm/rad]$	$7,5 \ 10^{6}$					
$K_{root} \ [Nm]$	$200 \ 10^3$					

Tableau 6.2 – Paramètres d'entrée utilisés pour les simulations réalisées avec le modèle MED

L'efficacité de 8 peuplements contre les chutes de blocs est testée à l'aide des modèles MED et RF3D. Pour chacun des peuplements, 100 simulations sont réalisées avec le modèle MED et 60 000 simulations sont réalisées avec le modèle RF3D. Une bande de propagation sans forêt de 30 m est placée en aval de la zone de départ pour que les blocs puissent atteindre des vitesses représentatives de celles de blocs se propageant au sein d'un peuplement forestier (c'est-à-dire, de l'ordre de 15 m/s) [Dorren et al., 2007] (Figure 6.5). Pour chaque simulation, la coordonnée X du point de départ est fixée à X = 100 m et la coordonnée Y est tirée aléatoirement pour des valeurs comprises entre 80 et 120 m.

#### 6.5.3 Indices

La quantification de l'efficacité des peuplements forestiers est généralement basé sur la détermination d'indices calculés à partir des distances d'arrêt des blocs ou de l'énergie des blocs à une distance donnée du point de départ [Volkwein et al., 2011, Radtke et al., 2013]. Ces indices sont généralement calculés par comparaison entre des simulations de propagation à terrain nu et des simulations de propagation en forêt. Dans cette étude, les indices permettant de quantifier l'efficacité de protection des forêts sont calculés en fonction des distances d'arrêt des blocs le long de la pente, les indices basés sur les énergies du bloc n'étant pas les plus adaptés pour les forêts de taillis [Radtke et al., 2013].

Quatre indices, permettant d'évaluer l'efficacité des peuplements forestiers à arrêter les blocs sont calculés à partir des résultats des modèles MED et RF3D :

$$PF_{MED}^{50} = 1 - \frac{Dist_{AF_{MED}}^{50}}{Dist_{SF_{MED}}^{50}}$$
(6.10)

$$PF_{MED}^{75} = 1 - \frac{Dist_{AF_{MED}}^{75}}{Dist_{SF_{MED}}^{75}}$$
(6.11)

$$PF_{RF3D}^{50} = 1 - \frac{Dist_{AF_{RF3D}}^{30}}{Dist_{SF_{RF3D}}^{50}}$$
(6.12)

$$PF_{RF3D}^{75} = 1 - \frac{Dist_{AF_{RF3D}}^{75}}{Dist_{SF_{RF3D}}^{75}}$$
(6.13)

où,  $PF_{MED}^{50}$  et  $PF_{MED}^{75}$  sont les indices de protection déterminés à partir des distances de propagation calculées à partir du modèle MED.  $PF_{RF3D}^{50}$  et  $PF_{RF3D}^{75}$  sont les indices de protection déterminés à partir des distances de propagation calculées à partir des simulations du modèle RF3D.

 $Dist_{AF_{MED}}^{50}$ ,  $Dist_{AF_{RF3D}}^{50}$  sont respectivement les distances où 50% des blocs sont arrêtés dans les simulations avec forêt du modèle MED et du modèle RF3D.  $Dist_{AF_{MED}}^{75}$ ,  $Dist_{AF_{RF3D}}^{75}$  sont respectivement les distances où 75% des blocs sont arrêtés dans les simulations avec forêt du modèle RF3D.

 $Dist_{SF_{MED}}^{50}$ ,  $Dist_{SF_{RF3D}}^{50}$  sont respectivement les distances où 50% des blocs sont arrêtés dans les simulations sans forêt du modèle MED et du modèle RF3D.  $Dist_{SF_{MED}}^{75}$ ,  $Dist_{SF_{RF3D}}^{75}$  sont respectivement les distances où 75% des blocs sont arrêtés dans les simulations sans forêt du modèle RF3D.

### 6.6 Résultats

#### 6.6.1 Génération des peuplements

Les peuplements virtuels de taillis (AL et AG) présentent des valeurs de diamètres moyens, d'écart type de la distribution des diamètres ( $Std_{Diam}$ ) et de G très similaires aux peuplements inventoriés, avec un écart moyen inférieur à 1 % (Tableau 6.3). N étant un des paramètres d'entrée du modèle, ses valeurs sont identiques pour les différents peuplements. Les écarts entre les valeurs des indices de Clark et Evans pour les peuplements virtuels AG et pour ceux inventoriés sont compris entre 2 et 5% (moyenne des écarts 1,4%). Un écart plus important (de l'ordre de 8%) est observé pour le peuplement PY1. Les valeurs des indices  $R_{Clark}$  sont égales à 1 pour les peuplements AL, ce qui confirme la répartition aléatoire de la position des tiges générées.

Peuplement	Diamètre moyen	$Std_{Diam}$	N	G	$R_{Clark}$
GR1	16,98	8,20	1172	32,74	$0,\!58$
$GR1_{Ag}$	17,25	8,14		$32,\!52$	$0,\!60$
$GR1_{Al}$	17,11	8,10		$32,\!99$	$1,\!00$
MO1	13,32	$6,\!52$	1920	43,33	$0,\!69$
$MO1_{Ag}$	$13,\!31$	$6,\!41$		$42,\!91$	$0,\!67$
$MO1_{Al}$	$13,\!31$	$6,\!43$		$43,\!00$	$1,\!00$
MO2	$9,\!65$	4,40	2508	26,78	0,73
$MO2_{Ag}$	$9,\!64$	$4,\!38$		$26,\!68$	0,70
$MO2_{Al}$	$9,\!64$	$^{4,35}$		$26,\!62$	$1,\!01$
SP1	12,35	$^{8,05}$	1668	$28,\!47$	$0,\!65$
$SP1_{Ag}$	12,04	7,66		28,71	$0,\!68$
$SP1_{Al}$	12,08	$^{7,65}$		$28,\!81$	$1,\!00$
SP2	14,45	$6,\!21$	1956	$38,\!00$	$0,\!82$
$SP2_{Ag}$	14,46	$6,\!16$		$37,\!98$	$0,\!82$
$SP2_{Al}$	14,38	$^{6,13}$		$37,\!57$	$1,\!00$
SP3	12,40	5,06	2552	$35,\!98$	$0,\!80$
$SP3_{Ag}$	$12,\!37$	$^{5,05}$		$35,\!62$	$0,\!79$
$SP3_{Al}$	12,28	$^{5,02}$		$35,\!32$	$1,\!00$
PY1	21,71	11,77	916	$43,\!87$	$0,\!75$
$PY1_{Ag}$	$21,\!50$	11,48		42,79	$0,\!69$
$PY1_{Al}$	21,38	$11,\!36$		$40,\!56$	$1,\!00$
PY2	21,84	7,70	972	40,92	$0,\!69$
$PY2_{Ag}$	$21,\!56$	7,62		$39,\!9$	$0,\!67$
$PY2_{Al}$	21,72	7,70		$40,\!56$	$1,\!00$

Tableau 6.3 – Vérification de la similitude entre les paramètres dendrométriques et les paramètres caractérisant la structure spatiale entre les peuplements inventoriés et les peuplements générés. Où  $Std_{Diam}$ est l'écart type de la distribution des diamètres des tiges. N et G sont respectivement le nombre de tiges à l'hectare et la surface terrière des peuplements.

#### 6.6.2 Simulations à terrain nu

Les distances d'arrêt le long de la pente issues des simulations du modèle MED à terrain nu sont réparties sur un intervalle réduit (majorité des points d'arrêts entre 325 m et 375 m). La dispersion latérale des blocs est elle aussi réduite (de l'ordre de 40 m de dispersion maximale à 350 m de propagation (Figure 6.6). Des zones de dépôts préférentiels des blocs sont observées

(Figure 6.6). La zone de dépôts la plus importante est localisée à une distance de propagation de l'ordre de 330 m.

Les simulations de propagation à terrain nu, réalisées à l'aide du modèle RF3D, présentées dans cette section sont celles réalisées à partir du jeu de paramètres permettant d'obtenir des distances d'arrêt des blocs en adéquation avec celles du modèle MED. Les distances d'arrêt dans les simulations du modèle RF3D sont comprises sur un intervalle de distance plus grand que celui obtenu par le modèle MED (de 250 à 450 m). De plus, la dispersion latérale des blocs est deux fois plus grande pour les simulations du modèle RF3D par rapport à la dispersion latérale observée pour les simulations du modèle MED (80 m pour des distances d'arrêt le long de la pente de 350 m). Le dépôt des blocs dans les simulations du modèle RF3D est réparti de façon plus homogène comparé à celui du modèle MED (Figure 6.6).



Figure 6.6 – a, Pourcentage de blocs arrêtés en fonction de la distance. b, Localisation des points d'arrêt.

#### 6.6.3 Comparaison de la propagation des blocs en forêt

La présence de forêt (AG et AL) dans les simulations (MED, RF3D) induit une baisse significative des distances de propagation des blocs par rapport aux simulations réalisées à terrain nu (de l'ordre de 150 m en moyenne) (Figures 6.7 et 6.8).

Les distributions des distances d'arrêt ainsi que la forme des distributions sont similaires entre les simulations réalisées avec le modèle MED et le modèle RF3D. Ces observations traduisent une efficacité similaire des différents peuplements forestiers à arrêter les blocs pour les deux modèles d'analyse trajectographique. Il ressort de l'analyse des résultats de propagation en forêt avec le modèle MED que les blocs s'arrêtent moins rapidement dans les peuplements AG que dans les peuplements AL (Figure 6.7 et 6.8). Cependant, les écarts entre les distances d'arrêt pour les peuplements AG et AL sont faibles.

Les résultats de simulations avec RF3D mettent également en évidence que les distances de propagation des blocs sont plus faibles dans les peuplements AL que dans les peuplements AG (Figure 6.7 et 6.8). Cependant, les écarts entre les distances d'arrêt pour les peuplements AG et AL sont plus importants que ceux observés avec le modèle MED. Ils peuvent aller jusqu'à 50 m pour les peuplements GR1 et PY1.

128



Figure 6.7 – Comparaison entre les distributions cumulées des distances d'arrêt obtenues avec RF3D et le modèle MED pour les différents peuplements testés. MED\_ AG correspond aux simulations de propagation réalisées dans des taillis respectant la distribution spatiale des tiges à l'aide du modèle MED. MED\_ AL correspond aux simulations de propagation réalisées dans des peuplements de franc pieds à l'aide du modèle MED. RF3D\_ AG correspond aux simulations de propagation réalisées dans des taillis respectant la distribution spatiale des tiges à l'aide du modèle MED. RF3D\_ AG correspond aux simulations de propagation réalisées dans des taillis respectant la distribution spatiale des tiges à l'aide du modèle RF3D\_ RF3D\_ AL correspond aux simulations de propagation réalisées dans des tiges à l'aide du modèle RF3D. RF3D\_ AL correspond aux simulations de propagation réalisées dans des peuplements de franc pieds à l'aide du modèle RF3D.



Figure 6.8 – Comparaison entre les distributions cumulées des distances d'arrêt obtenues avec RF3D et le modèle MED pour les différents peuplements testés. MED\_ AG correspond aux simulations de propagation réalisées dans des peuplements de taillis respectant la distribution spatiale des tiges à l'aide du modèle MED\_ AL correspond aux simulations de propagation réalisées dans des peuplements de franc pieds à l'aide du modèle MED. RF3D\_ AG correspond aux simulations de propagation réalisées dans des tiges à l'aide du modèle MED. RF3D\_ AG correspond aux simulations de propagation réalisées dans des tiges à l'aide du modèle RF3D. RF3D\_ AL correspond aux simulations de propagation réalisées dans des tiges à l'aide du modèle RF3D. RF3D\_ AL correspond aux simulations de propagation réalisées dans des tiges à l'aide du modèle RF3D. RF3D\_ AL correspond aux simulations de propagation réalisées dans des tiges à l'aide du modèle RF3D. RF3D\_ AL correspond aux simulations de propagation réalisées dans des peuplements de franc pieds à l'aide du modèle RF3D.

Les valeurs des indices  $PF^{50}$  et  $PF^{75}$  confirment que les peuplements AG sont moins efficaces pour arrêter les blocs que les peuplements AL quel que soit le modèle utilisé (RF3D ou MED) (Figure 6.9). Les indices calculés sur la base des simulations MED varient de 0,3 à 0,5 pour l'indice  $PF^{75}$  et de 0,4 à 0,6 pour l'indice  $PF^{50}$ . Les indices, calculés à partir des simulations RF3D, sont plus variables, allant de 0,2 à 0,5 pour les indices  $PF^{75}$  et de 0,3 à 0,6 pour les indices  $PF^{50}$ . Les valeurs des indices sont moins élevées pour les peuplements AG que pour les peuplements AL. Toutefois l'écart entre les indices de protection  $PF^{50}$  et  $PF^{75}$  reste faible pour les structures spatiales AG et AL. Cet écart devient même négligeable pour les peuplements GR1, PY2 et SP1 pour les indices de  $PF^{75}$  calculés à partir des simulations MED.

L'analyse des valeurs des indices de protection permet de classer l'efficacité des différents taillis à arrêter les blocs (Figure 6.9). L'efficacité des peuplements est classée de 1 à 8, où 1 correspond au peuplement le moins efficace et 8 au peuplement le plus efficace. Le classement des peuplements en fonction de leur efficacité varie peu en fonction des modèles et des indices utilisés. Les peuplements SP1, MO2, GR1, SP3 obtiennent généralement les plus mauvaises notes. Tandis que les peuplements SP2, MO1, et SP3 obtiennent généralement les meilleurs notes.



Figure 6.9 – Indices calculés pour les différents peuplements testés pour des distances où 50 et 75% des blocs sont arrêtés. MED\_ AG correspond aux simulations de propagation réalisées dans des taillis respectant la distribution spatiale des tiges à l'aide du modèle MED. MED\_ AL correspond aux simulations de propagation réalisées dans des peuplements de franc pieds à l'aide du modèle MED. RF3D\_ AG correspond aux simulations de propagation réalisées dans des taillis respectant la distribution spatiale des tiges à l'aide du simulations de propagation réalisées dans des taillis respectant la distribution spatiale des tiges à l'aide du modèle MED. RF3D\_ AG correspond aux simulations de propagation réalisées dans des taillis respectant la distribution spatiale des tiges à l'aide du modèle RF3D. RF3D\_ AL correspond aux simulations de propagation réalisées dans des peuplements de franc pieds à l'aide du modèle RF3D.

Les valeurs des indices calculées à partir des simulations du modèle MED  $(PF_{MED}^{50})$  tendent à augmenter en fonction de la surface terrière des peuplements et de leur diamètre moyen (Figure 6.10 et 6.11). Une tendance similaire, mais plus marquée, est observée pour les valeurs des indices  $PF_{RF3D}^{50}$ . Aucune tendance significative n'est observée entre les valeurs des indices  $PF_{MED}^{50}$  et le nombre de tiges à l'hectare des peuplements. En revanche, les valeurs des indices  $PF_{RF3D}^{50}$  tendent à diminuer en fonction du nombre de tiges par hectare. Enfin, l'évolution des indices en fonction des paramètres dendrométriques des peuplements n'est pas influencée par la structure spatiale des peuplements quel que soit le modèle utilisé (Figure 6.10 et 6.11).


Figure 6.10 – Analyse des indices  $PF^{50}$  obtenus à partir des simulations réalisées avec le modèle MED et RF3D en fonction des paramètres dendrométriques des forêts AG.



Figure 6.11 – Analyse des indices  $PF^{50}$  obtenus à partir des simulations réalisées avec le modèle MED et RF3D en fonction des paramètres dendrométriques des forêts AL.

#### 6.7 Discussion

#### 6.7.1 Propagation à terrain nu

Les simulations de propagation des blocs à terrain nu servent de base aux calculs des indices permettant de juger l'efficacité des différents taillis testés. La calibration des paramètres d'entrée du modèle trajectographique RF3D a été réalisée de manière à obtenir des distances de propagation à terrain nu similaires à celles obtenues avec modèle MED. Malgré une bonne adéquation des distances d'arrêt maximales entre les deux modèles testés, ces distances sont réparties sur un intervalle plus étendu pour les simulations avec RF3D (arrêts des blocs dès 275 m) par rapport aux simulations du modèle MED où les arrêts des blocs ne débutent qu'à 310 m du point de départ. De plus, les simulations du modèle RF3D présentent une dispersion latérale des blocs deux fois plus importante par rapport aux simulations du modèle MED. La variabilité plus importante des distances de propagation et des dispersions latérales des blocs dans les simulations du modèle RF3D est certainement liée au nombre plus important de variables aléatoires utilisé dans le modèle RF3D que dans le modèle MED. En effet, les seules sources de variabilité dans le modèle MED sont la localisation du point de départ et l'orientation initiale du bloc.

Plusieurs zones de dépôts préférentiels des blocs, alignées le long d'un axe perpendiculaire au sens de propagation des blocs (Figure 6.6), sont observées dans les simulations de propagation à terrain nu réalisées à l'aide du modèle MED. Ces zones de dépôts préférentiels ne sont pas observées pour les simulations du modèle RF3D dans lesquelles le dépôt des blocs est réparti le long de la pente. La différence de localisation des zones de dépôts entre les deux modèles est vraisemblablement liée à une modélisation différente de la surface du sol dans les deux modèles.

Dans le modèle MED, la surface du sol est modélisée par un tapis de sphères qui permet de prendre en compte explicitement la rugosité du sol dans les simulations. Dans RF3D, la surface du sol est modélisée par un ensemble de facettes orientées selon deux angles : la pente et l'orientation de la facette (dans l'étude, l'orientation des facettes est constante). Cependant, la rugosité du sol est implicitement prise en compte dans le calcul des vitesses réfléchies du bloc après le rebond. Cette méthode de modélisation de la surface du sol conduit à un lissage de la topographie et à une meilleure répartition des distances d'arrêt [Lambert et al., 2013]. Les ruptures de pente régulières, observées dans la distribution cumulée des distances d'arrêts des blocs pour le modèle RF3D, sont liées à la résolution du MNT. La présence de zones de dépôts préférentiels au voisinage des ressauts topographiques lors de l'utilisation du modèle MED peut s'expliquer par l'effet combiné de la topographie et de la rugosité, ce qui induit la création d'obstacles dans le modèle de surface du sol.

#### 6.7.2 Propagation en forêt

Il ressort de l'analyse des résultats de simulations de propagation en forêt avec les deux modèles que les taillis testés ont un rôle de protection non négligeable contre les chutes de blocs. Pour chacun des peuplements testés, des distances d'arrêt similaires ont été observées quel que soit le modèle utilisé. Ces similitudes sont plus spécifiquement observées pour les peuplements PY2, MO1, MO2 (Figures 6.7 et 6.8) et traduisent une prise en compte équivalente de la fonction de protection des taillis par les deux modèles.

De précédents travaux [Radtke et al., 2013], basés sur l'étude de la propagation de blocs en forêts de taillis, ont conclu que la non-prise en compte de la structure spatiale des peuplements pouvait conduire à une surestimation de l'efficacité des taillis à arrêter les blocs.

Cette observation est confirmée par les résultats obtenus dans cette étude. Lors des simula-

tions de propagation en forêt à l'aide du modèle MED, les peuplements AL sont plus efficaces pour arrêter les blocs que les peuplements AG. Toutefois, les différences entre les distributions cumulées des distances d'arrêt des blocs pour les peuplements AL et AG sont faibles voire nulles (ex. SP3, SP2, PY2, GR1). Ces conclusions doivent néanmoins être nuancées étant donné que les distributions des distances de propagation des peuplements AL et AG ne sont obtenues qu'à partir de 100 simulations du modèle MED. Le nombre réduit de simulations ne permet pas de traduire toute la variabilité des distances de propagation des blocs le long du versant.

#### 6.7.3 Efficacité des peuplements à arrêter les blocs

L'efficacité des différents taillis à arrêter les blocs a été quantifiée à l'aide d'indices basés sur la distance d'arrêt des blocs. Les peuplements étudiés permettent de réduire significativement les distances de propagation des blocs. Le classement des peuplements en fonction de leur efficacité est similaire en fonction du modèle utilisé.

L'efficacité des peuplements est dépendante à la fois de leur structure spatiale (les peuplements AL étant plus efficaces pour arrêter les blocs que les peuplements AG) et des paramètres dendrométriques. Cependant, l'influence des paramètres dendrométriques est différente en fonction du modèle utilisé. Dans le modèle MED, G a une influence significative sur l'efficacité des peuplements. En revanche, dans le modèle RF3D, l'efficacité des peuplements est significativement influencée par G, N et le diamètre moyen des tiges. L'influence significative de G sur l'efficacité des peuplements rejoint les différents travaux visant à établir des relations empiriques pour déterminer le rôle de protection des forêts à partir du calcul de la surface terrière [Gauquelin and Courbaud, 2006, Berger and Dorren, 2007].

Dans cette étude, chaque indice PF est calculé à partir d'une seule génération d'un taillis AG ou AL à partir d'un peuplement inventorié. Or, dans le chapitre 2, nous avons observé que l'utilisation du modèle de génération pouvait conduire à la création de peuplements virtuels ayant des structures spatiales plus ou moins agrégées par rapport aux peuplements inventoriés. Les variations dans la structure spatiale des peuplements générés, viennent des multiples processus aléatoires intervenant dans la génération d'un peuplement virtuel. Le classement réalisé entre les différents peuplements pourrait évoluer si de nouveaux peuplements étaient créés. La caractérisation plus précise de la fonction de protection des taillis peut être obtenue, dans un premier temps, en générant pour chaque peuplement inventorié plusieurs peuplements virtuels, puis, en réalisant pour chacun d'entre eux un nombre suffisant de simulations pour pouvoir prendre en compte la variabilité de la propagation d'un bloc le long du versant. Cependant, une telle étude nécessite la réalisation d'un grand nombre de simulations, ce qui est difficilement réalisable pour le modèle MED. En effet, le temps de calcul nécessaire pour une simulation de propagation de bloc en forêt à l'échelle du versant représente la principale limitation de cette méthode de modélisation (modèle RF3D 60000 simulations en 5 minutes, modèle MED 100 simulations en 72 heures sur le même ordinateur).

Dans le chapitre précédent (cf. Chapitre 5), nous avons conclu que les cépées sont moins efficaces pour réduire l'énergie cinétique des blocs mais ont une largeur d'interception plus grande que des franc pieds de même surface terrière. En complément, une évaluation globale de l'effet de protection des cépées et des franc pieds a été réalisée à l'aide d'un modèle simplifié. Il est ressorti de cette analyse que, à surface terrière équivalente, les cépées sont généralement moins efficaces que les franc pieds à arrêter les blocs. Leur largeur d'interception plus importante ne compense pas leur capacité plus faible à réduire l'énergie d'un bloc par rapport à des franc pieds. Cependant cette analyse ne prenait pas en compte la structure spatiale des taillis.

Les résultats obtenus dans ce chapitre permettent de compléter les conclusions du chapitre

précédent et d'étudier l'influence de la structure spatiale sur la propagation des blocs. Les simulations de propagation de blocs en forêt réalisées à l'aide des modèles MED et RF3D ont permis d'observer que, pour des paramètres dendrométriques identiques, une forêt composée à 100% de tiges de franc pieds est plus efficace qu'une forêt composée à plus de 50% de tiges appartenant à des cépées. De part leur structure spatiale, les forêts de taillis ont des zones de forte densité de tiges mais aussi des zones de plus faible densité. Dans ces zones de plus faible densité de tiges, un bloc peut accélérer ce qui conduit à une diminution du rôle de protection du peuplement contre les chutes de blocs.

Les guides de sylviculture utilisés pour la gestion des peuplements forestiers ayant un rôle de protection contre les chutes de blocs [Gauquelin and Courbaud, 2006, Jean et al., 2012], ont été développés sur la base de connaissances empiriques sans prise en compte de la structure spatiale des peuplements. Or, cette étude montre que l'évolution des indices en fonction des paramètres dendrométriques n'est pas influencée par la structure spatiale des peuplements et que les différences entre les distances d'arrêt prédites par les modèles pour les peuplements ALet AG sont faibles. Ces deux résultats permettent d'envisager l'utilisation de peuplements ALà la place de peuplements AG lors de la réalisation d'une étude trajectographique et rendent applicable les préconisations fournies par les guides de sylviculture pour la gestion des forêts de taillis. La détermination d'un facteur de sécurité, permettant de compenser la non prise en compte de la structure spatiale des forêts de taillis dans les simulations trajectographiques, est cependant nécessaire pour calculer l'aléa résiduel en aval de la forêt de taillis et ne pas surestimer la fonction de protection des peuplements ayant une structure spatiale agrégée.

#### 6.8 Conclusion

Un modèle permettant de simuler la propagation d'un bloc dans une forêt de taillis à l'échelle du versant a été développé en utilisant la MED. Ce modèle permet de prendre en compte les phénomènes mécaniques complexes en jeu au cours de l'impact (grandes déformations, conditions de contacts complexes) et de simuler explicitement le contact du bloc avec le sol, du bloc avec des tiges et entre différentes tiges. Il a été utilisé pour estimer l'efficacité de différents taillis. Finalement, les résultats des simulations du modèle MED ont été comparés aux résultats de simulations d'un autre modèle trajectographique à l'échelle du versant (Rockyfor3D) [Dorren and Berger, 2006].

Les résultats des simulations de propagation de blocs en forêt à l'aide du modèle MED ont montré que les peuplements forestiers testés permettent de réduire significativement les distances de propagation des blocs par rapport à des simulations de propagation à terrain nu. De plus, les simulations de propagation en forêt donnent des résultats similaires entre le modèle MED et le modèle RF3D.

Cette étude confirme que la non-prise en compte de la structure spatiale des taillis dans les simulations conduit à surestimer l'efficacité des forêts de taillis à arrêter les blocs. Un classement de l'efficacité des différents peuplements forestiers a été réalisé et a permis de montrer que celle-ci dépendait principalement de la surface terrière dans le modèle MED.

### Chapitre 7

# Conclusions et perspectives

#### 7.1 Conclusions

Ce travail de thèse a été initié avec l'objectif d'améliorer la prise en compte des peuplements de taillis dans les logiciels d'analyse trajectographique.

Les principaux résultats de cette thèse portent, premièrement, sur le développement d'un modèle numérique permettant de générer des peuplements de taillis, deuxièmement, sur le développement et l'analyse détaillée de deux modèles numériques d'impact (sur un franc pied ou une cépée) et, finalement, sur le développement d'un modèle d'analyse trajectographique intégrant le rôle de protection des peuplements de taillis.

#### 7.1.1 Modèle de génération de peuplements de taillis

Afin de modéliser de manière robuste des peuplements de taillis, un modèle numérique de génération de peuplements virtuels a été développé et validé sur la base d'inventaires forestiers réalisés dans des taillis de montagne (cf. Chapitre 2).

Il ressort de l'analyse des différents inventaires que les peuplements de taillis ont une structure spatiale similaire. Les positions des souches des cépées et des franc pieds sont distribuées aléatoirement et indépendamment sur les parcelles inventoriées. Le motif d'agrégation des tiges du peuplement est piloté par les cépées. Aucune relation liant les positions des tiges au sein d'une cépée, la répartition des diamètres des tiges au sein d'une cépée et le nombre de tiges par cépée n'a pu être mise en évidence.

La création d'un peuplement virtuel de taillis est basée sur l'enchaînement de deux processus aléatoires. Dans un premier temps, les positions des souches des cépées sont tirées aléatoirement. Pour chaque cépée, un nombre de tiges, une géométrie (position des tiges autour de la souche), et un diamètre pour chacune des tiges de la cépée sont définis à partir des paramètres dendrométriques issus des inventaires terrain. Finalement, dans l'espace restant, les positions des franc pieds sont tirées aléatoirement et un diamètre est affecté à chaque franc pied.

#### 7.1.2 Modèles numériques d'impact sur franc pieds et cépées

La modélisation de l'impact d'un bloc sur un franc pied ou une cépée est complexe. Elle nécessite de traduire de façon pertinente la déformation de la tige au cours de l'impact ainsi que l'influence du houppier et du système racinaire sur la réponse dynamique de la tige. La méthode de modélisation utilisée (Méthode des Éléments Discrets) permet d'intégrer ces comportements et a l'avantage de modéliser explicitement le contact entre le bloc et un franc pied ainsi que les contacts simultanés entre le bloc et les tiges ou entre les différentes tiges des cépées. Cette méthode propose un compromis adapté entre la définition d'une loi de comportement suffisamment complexe pour modéliser de façon pertinente le comportement d'une tige de bois lors d'un impact et la simulation d'impacts pour un temps de calcul réduit.

Tout d'abord, un premier modèle numérique d'impact sur une tige encastrée à l'extrémité la plus proche de la souche a été développé et calibré à partir d'essais d'impact en laboratoire afin d'évaluer la pertinence de la méthode de modélisation. Sur la base de ces travaux, un modèle numérique spécifique aux franc pieds a été développé et exploité pour analyser l'influence des paramètres d'entrée du modèle sur la cinématique du bloc après impact. Par ailleurs, un modèle numérique spécifique aux cépées a été développé et utilisé pour comparer la capacité des cépées à arrêter des blocs par rapport à celles des franc pieds.

#### 7.1.2.1 Modèle d'impact sur une tige

Le modèle numérique permet de simuler l'impact d'un pendule de mouton Charpy sur des tiges encastrées à une extrémité. La tige impactée est modélisée par une poutre cylindrique qui peut être soumise à des efforts normaux, de cisaillement, de torsion, et de flexion. L'interaction entre l'impactant (assimilé à une sphère rigide) et la tige est prise en compte en appliquant sur les deux objets en contact des forces au point de contact (cf. Chapitre 3).

Le modèle a été calibré par des essais d'impacts sur des tiges de hêtre de 1,3 m de long pour des diamètres moyens variant de 3 à 7 cm. La calibration du modèle avec des paramètres représentatifs des propriétés mécaniques du hêtre (notamment, MOE, MOR) permet son adaptation à la simulation d'impact sur des franc pieds ou des cépées. Cependant, cette étude a mis en évidence une forte variabilité des valeurs des paramètres mécaniques des tiges de bois testées.

#### 7.1.2.2 Modèle d'impact sur franc pieds

Le modèle numérique d'impact sur franc pieds permet de caractériser la réponse dynamique d'un franc pied au cours de l'impact et d'intégrer l'influence du système racinaire et du houppier. Le bloc est assimilé à une sphère rigide. Le franc pied est modélisé par un cône flexible. La contribution du système racinaire est modélisée en appliquant un moment résistant au pied du tronc. Le houppier est modélisé par une masse additionnelle uniformément répartie sur la partie sommitale du franc pied (cf. Chapitre 4).

Une analyse de sensibilité globale couplée au développement d'un méta-modèle a permis de mettre en évidence que le diamètre de l'arbre, la vitesse d'impact, ainsi que la localisation de l'impact sur le tronc sont prépondérants sur la prédiction de la cinématique réfléchie du bloc par rapport aux autres paramètres d'entrée du modèle. De plus, les résultats de cette étude montrent que la définition précise des paramètres mécaniques d'un franc pied (liés à l'espèce) est secondaire dans le calcul de l'énergie perdue par le bloc lors de l'impact.

Une deuxième analyse de sensibilité a été réalisée pour étudier en détail l'influence des paramètres prépondérants sur l'énergie perdue par le bloc lors de l'impact. Celle-ci a mis en évidence que la réduction d'énergie du bloc après impact est principalement expliquée par un transfert d'énergie entre le bloc et le franc pied selon la direction normale à la surface de contact.

Pour évaluer la pertinence du modèle à prédire l'énergie perdue par le bloc après impact, une étude comparative a été réalisée entre le modèle MED et deux modèles issus de la littérature [Dorren and Berger, 2006, Jonsson et al., 2007]. Pour des conditions d'impact similaires, l'énergie perdue par le bloc, prédite par le modèle MED, est proche de celles prédites par ces modèles. En complément de cette étude, les bases de la construction d'un modèle simplifié permettant de prédire l'énergie perdue par le bloc après l'impact contre un franc pied ont été proposées.

#### 7.1.2.3 Modèle d'impact sur cépées

Le modèle d'impact MED, spécifique aux cépées, permet de simuler l'impact simultané d'un bloc avec différentes tiges et de prendre en compte les interactions entre les tiges lors d'un impact. Le houppier de chaque tige de la cépée est modélisé par une masse additionnelle uniformément répartie sur la partie sommitale de la tige. Le système racinaire d'une cépée n'est pas pris en compte, les tiges de la cépée sont supposées encastrées au sol (cf. Chapitre 5).

L'analyse de simulations d'impacts pour différentes géométries de cépée (issues des inventaires forestiers) a permis d'identifier que la capacité d'une cépée à réduire l'énergie d'un bloc est fortement corrélée à la surface terrière et au diamètre moyen des tiges de la cépée. En revanche, la capacité d'interception d'un bloc par une cépée est, quant à elle, fortement corrélée à la distance moyenne des tiges au barycentre de la cépée au nombre de tiges par cépée et dans une moindre mesure à la surface terrière.

L'analyse des résultats a également mis en évidence que la réduction de l'énergie d'un bloc après l'impact sur une cépée est inférieure à celle d'impacts successifs sur plusieurs franc pieds de diamètres équivalents aux diamètres moyens des tiges de la cépée.

La construction d'un modèle simplifié de propagation d'un bloc dans un peuplement constitué uniquement de cépées et dans un peuplement constitué uniquement de franc pieds a permis de comparer la capacité d'un peuplement de cépées à arrêter des blocs (c'est-à-dire, sa capacité à intercepter et à réduire l'énergie d'un bloc) par rapport à celle d'un peuplement de franc pieds de même surface terrière. Au final, les résultats mettent en évidence que 75% des cépées inventoriées sont moins efficaces que des franc pieds de même surface terrière pour arrêter des blocs de 0,25 $m^3$  et, que 90% des cépées inventoriées sont moins efficaces que des franc pieds de même surface terrière pour arrêter des blocs de 1  $m^3$ . La largeur d'interception plus importante des cépées ne compense pas leur capacité plus faible à réduire l'énergie d'un bloc par rapport à des franc pieds de surface terrière équivalente.

Au regard des résultats de cette étude, nous proposons de gérer les peuplements de taillis à fonction de protection contre les chutes de blocs en taillis fureté. Cette gestion sylvicole permettrait de conserver la capacité des cépées à intercepter les blocs tout en augmentant leur capacité à réduire l'énergie des blocs. Cependant, la mise en place de cette gestion sylvicole requiert une connaissance approfondie de la dynamique de croissance des cépées qui n'a pu être étudiée dans ce travail de thèse.

#### 7.1.3 Caractérisation du rôle de protection des forêts de taillis

Pour évaluer l'efficacité de protection de différents peuplements de taillis contre les chutes de blocs, un logiciel d'analyse trajectographique MED a été développé. Ce modèle permet de simuler la trajectoire d'un bloc le long d'un versant tout en intégrant le rôle protecteur des taillis. La topographie est représentée par un tapis de sphères créé à partir d'un profil de pente. Le bloc est modélisé par une assemblée insécable de sphères rigides. Les tiges des cépées et des franc pieds sont modélisés par des cônes flexibles. Dans le modèle MED, les contacts entre le bloc et le sol, le bloc et les tiges et entre les différentes tiges sont modélisés par des forces appliquées aux points de contact et calculées à partir des interpénétrations et des vitesses relatives entre les objets.

La comparaison entre des simulations de propagation à terrain nu et en forêt met en évidence que les peuplements de taillis testés permettent de réduire significativement les distances de propagation des blocs. La prise en compte de la structure spatiale des peuplements de taillis dans les simulations réduit généralement leur efficacité à arrêter les blocs par rapport à des peuplements composés uniquement de franc pieds. L'analyse des simulations de propagation du modèle MED a permis d'identifier que l'efficacité des différents peuplements de taillis à arrêter les blocs dépend principalement de leur surface terrière. Ce dernier résultat rejoint les différents travaux visant à établir des relations empiriques pour déterminer le rôle de protection des forêts à partir du calcul de la surface terrière [Gauquelin and Courbaud, 2006,Berger and Dorren, 2007].

Pour évaluer la pertinence du modèle MED à simuler la propagation d'un bloc le long d'un versant boisé, une étude comparative a été réalisée entre les simulations de propagation de blocs en forêt à l'aide du modèle MED et du modèle Rockyfor3D. Au final, même si les méthodes numériques utilisées dans ces deux modèles sont différentes, l'efficacité à arrêter les blocs des différents types de peuplements de taillis testés (Nombre de tiges, % de tiges de cépée par rapport aux franc pieds...) est similaire.

#### 7.2 Perspectives

Des développements supplémentaires sur les différents modèles MED (franc pied, cépée, versant) doivent être réalisés afin d'améliorer la prise en compte de la fonction de protection des forêts de taillis lors d'études trajectographiques.

#### 7.2.1 Modélisation des franc pieds et des cépées

Lors de ce travail de thèse, plusieurs hypothèses ont été émises afin de simplifier le nombre de paramètres d'entrée et de réduire les temps de calcul du modèle MED. Il serait intéressant de mener des investigations complémentaires afin d'évaluer l'influence de ces hypothèses sur les conclusions de ces travaux.

Trois d'entre elles pourraient faire l'objet de travaux complémentaires :

- La loi de comportement de la tige.
- La modélisation de l'interaction entre le sol et un franc pied.
- L'intégration de l'influence du houppier de l'arbre.

Cependant, l'implémentation de ces différents points dans le modèle MED rend sa calibration complexe. Elle nécessite donc la réalisation d'expérimentations de laboratoires ainsi que des essais grandeurs réelles. De plus, en raison de l'augmentation significative du nombre d'éléments dans les simulations, les temps de simulation pour un impact seraient beaucoup plus long.

Dans le modèle MED, la loi de contact utilisée ne permet pas de modéliser la rupture progressive des fibres de bois des franc pieds ou des tiges de cépée. Celle-ci pourrait être prise en compte en modélisant la tige par des structures multi-fibres créées à partir de la méthode de modélisation des tiges présentée dans cette thèse et en s'inspirant des travaux réalisés par [Wittel et al., 2005]. Il est aussi important de noter que la loi de contact utilisée dans cette étude pour modéliser le comportement de franc pieds ou de tiges de cépée de hêtre n'est potentiellement pas adaptée pour modéliser le comportement d'autres espèces d'arbre (chêne, érable...). L'utilisation de lois de comportement différentes (rupture fragile, par exemple) serait alors nécessaire, ce qui pourrait faire évoluer les conclusions des analyses de sensibilité présentées au chapitre 4 (faible influence de l'espèce sur la réduction d'énergie du bloc).

L'amélioration de la prise en compte des interactions entre un franc pied et le sol peut être envisagée par la modélisation explicite des interactions entre le sol (sphères) et les racines (cylindres déformables). Plusieurs travaux traitent de la modélisation des interactions du système racinaire avec le sol [Dupuy et al., 2005, Bourrier et al., 2013, Mao et al., 2014, Yang et al., 2014], dont certains utilisent la même méthode de modélisation que celle utilisée dans ce travail de thèse [Bourrier et al., 2013, Mao et al., 2014]. Il serait envisageable d'implémenter directement ces modèles au modèle MED développé.

La prise en compte de l'influence du houppier pourrait être réalisée en modélisant, dans un premier temps, les branches principales du houppier à l'aide de cylindres déformables en s'inspirant des travaux réalisés par [Sellier and Fourcaud, 2009, James, 2010].

Des analyses complémentaires pourraient être réalisées pour déterminer de quelle façon est répartie l'énergie transférée par le bloc à l'arbre (part de l'énergie transférée au tronc, au système racinaire et au houppier). De telles analyses amélioreraient significativement la compréhension des phénomènes physiques en jeu au cours de l'impact entre un bloc et un arbre et permettrait de comparer en détail le modèle MED avec ceux proposés par [Jonsson, 2007, Olmedo, 2015].

#### 7.2.2 Amélioration du modèle d'analyse trajectographique MED

De nombreux développements peuvent être envisagés pour améliorer la modélisation de la propagation d'un bloc le long du versant dans le modèle d'analyse trajectographique MED (rugosité du sol, facturation des blocs...). Cependant, les améliorations portant sur la représentation de la topographie et sur la modélisation de l'impact entre le bloc et le sol sont prioritaires.

La représentation d'un versant en trois dimensions, qui tient compte des variations locales de la rugosité du sol, est essentielle avant toute étape de calibration ou de validation du modèle numérique. De plus, l'influence de la rugosité sur la propagation des blocs devra être étudiée afin de déterminer avec quelle précision ce paramètre devra être inventorié sur le terrain.

La modélisation de l'impact entre le bloc et le sol est actuellement prise en compte à l'aide d'une loi de contact qui nécessite d'être calibrée et validée sur la base d'expérimentations d'impacts grandeurs réelles. Plusieurs expérimentations ont été réalisées au cours de ces dernières années [Dorren et al., 2006, Bourrier et al., 2009]. Elles permettraient de tester la pertinence de la loi de contact utilisée pour prédire la propagation de blocs. Des expérimentations complémentaires pourraient alors être utilisées pour définir des coefficients de restitution adaptés aux sols généralement rencontrés en zones de montagne.

Dans cette étude, le modèle d'analyse trajectographique MED a été utilisé spécifiquement pour la propagation de blocs dans des forêts de taillis. Cependant, la définition de paramètres mécaniques représentatifs des propriétés matériaux du hêtre rend le modèle utilisable pour la simulation de propagations de blocs dans d'autres peuplements forestiers (taillis sous futaie, futaies...). L'applicabilité du modèle pour ces différents peuplements doit cependant être confirmée.

# Annexes

### Annexe A

# Résultats complémentaires du chapitre 2



Figure A.1 – Comparaison de la structure spatiale des peuplements issus des placettes de tailles variables (trait plein noir) avec la génération de 10 000 peuplements virtuels. Les traits pleins jaunes représentent les limites supérieures et inférieures, à respectivement 5 et 95%, calculées sur la base des 10 000 peuplements simulés. Les traits pleins rouges représentent les limites supérieures et inférieures, à respectivement 1 et 99%, calculées sur la base des 10 000 peuplements simulés. Les traits pleins de son de la 900 peuplements simulés. Les traits pointillés vert représentent l'intervalle de confiance de l'hypothèse nulle à 99% calculé sur la base de 10 000 peuplements. Le trait pointillé bleu représente la réponse théorique de la fonction g(r) pour une structure aléatoire.



Figure A.2 – Comparaison de la structure spatiale des peuplements issus des placettes de tailles variables (trait plein noir) avec la génération de 10 000 peuplements virtuels. Les traits pleins jaunes représentent les limites supérieures et inférieures, à respectivement 5 et 95%, calculées sur la base des 10 000 peuplements simulés. Les traits pleins rouges représentent les limites supérieures et inférieures, à respectivement 1 et 99%, calculées sur la base des 10 000 peuplements simulés. Les traits pleins des 10 000 peuplements simulés. Les traits pointillés vert représentent l'intervalle de confiance de l'hypothèse nulle à 99% calculé sur la base de 10 000 peuplements. Le trait pointillé bleu représente la réponse théorique de la fonction g(r) pour une structure aléatoire.



Figure A.3 – Comparaison de la structure spatiale des peuplements issus des placettes de tailles variables (trait plein noir) avec la génération de 10 000 peuplements virtuels. Les traits pleins jaunes représentent les limites supérieures et inférieures, à respectivement 5 et 95%, calculées sur la base des 10 000 peuplements simulés. Les traits pleins rouges représentent les limites supérieures et inférieures, à respectivement 1 et 99%, calculées sur la base des 10 000 peuplements simulés. Les traits pleins des 10 000 peuplements simulés. Les traits pointillés vert représentent l'intervalle de confiance de l'hypothèse nulle à 99% calculé sur la base de 10 000 peuplements. Le trait pointillé bleu représente la réponse théorique de la fonction g(r) pour une structure aléatoire.



Figure A.4 – Comparaison de la structure spatiale des peuplements issus des placettes de tailles variables (trait plein noir) avec la génération de 10 000 peuplements virtuels. Les traits pleins jaunes représentent les limites supérieures et inférieures, à respectivement 5 et 95%, calculées sur la base des 10 000 peuplements simulés. Les traits pleins rouges représentent les limites supérieures et inférieures, à respectivement 1 et 99%, calculées sur la base des 10 000 peuplements simulés. Les traits pleins rouges représentent les limites supérieures et inférieures, à respectivement 1 et 99%, calculées sur la base des 10 000 peuplements simulés. Les traits pointillés vert représentent l'intervalle de confiance de l'hypothèse nulle à 99% calculé sur la base de 10 000 peuplements générés aléatoirement. Le trait pointillé bleu représente la réponse théorique de la fonction g(r) pour une structure aléatoire.

Annexe B

# Caractéristiques des tiges récoltées

Ы	Longueur	$DiamD1^{\circ}$	Écart type	$DiamD2^{\circ}$	Écart type	$Moy_{Diam}$	Écart type	Densité	Teneur en eau
Iu	(mm)	(mm)		(mm)		(mm)		$kg \ m^3$	(%)
11	1,3141	42,33	$1,\!89$	44,24	3,32	$43,\!29$	$1,\!35$	1381	91,58
21	$1,\!3346$	$58,\!57$	$3,\!53$	60,02	$2,\!27$	$59,\!3$	1,029	1438	$76,\!69$
22	$1,\!3189$	$54,\!81$	$2,\!57$	$57,\!96$	$4,\!04$	$56,\!3$	$^{2,22}$	1386	$80,\!22$
23	$1,\!3294$	$51,\!65$	$^{3,3}$	$52,\!55$	$3,\!56$	$52,\!1$	$0,\!63$	1369	$84,\!91$
31	1,3346	60,26	5,42	62,86	4,01	$61,\!56$	1,84	1293	74,02
32	$1,\!3192$	$53,\!49$	$4,\!35$	$57,\!43$	$4,\!09$	$55,\!46$	2,78	1174	$84,\!67$
33	$1,\!3249$	$46,\!58$	$4,\!33$	$47,\!43$	$3,\!85$	$47,\!00$	0, 6	1260	$88,\!08$
34	$1,\!3089$	$38,\!47$	$3,\!97$	38,9	$4,\!34$	$_{38,7}$	$0,\!32$	1155	$80,\!97$
41	1,3195	54,44	4,25	$54,\!15$	$5,\!00$	$54,\!29$	0,2	1316	74,49
42	$1,\!3152$	$46,\!90$	$2,\!21$	$50,\!02$	$2,\!89$	$48,\!46$	$^{2,21}$	1254	$74,\!26$
43	$1,\!3175$	$43,\! 6$	$^{4,1}$	$42,\!8$	$2,\!95$	$43,\!22$	$0,\!54$	1309	$77,\!14$
44	$1,\!3078$	$37,\!53$	$3,\!31$	$38,\!29$	$4,\!14$	$37,\!91$	$0,\!53$	1302	$76,\!95$
45	$1,\!2984$	$_{30,53}$	$4,\!96$	$31,\!01$	$4,\!82$	$30,\!77$	$0,\!34$	1232	$^{82,28}$
51	1,3121	$51,\!51$	$3,\!38$	$59,\!9$	$3,\!89$	55,71	$5,\!93$	1180	62,68
52	$1,\!3071$	$50,\!94$	$5,\!61$	$53,\!97$	$3,\!91$	$52,\!46$	$2,\!14$	1214	$76,\!30$
53	$1,\!3226$	$43,\!21$	$5,\!29$	$49,\!39$	$^{6,49}$	$46,\!31$	$4,\!37$	1243	77,88
61	1,3181	61,85	4,02	62,84	4,45	$62,\!35$	0,7	1377	86,72
62	$1,\!3218$	$52,\!45$	$2,\!53$	$56,\!04$	$^{5,27}$	$54,\!25$	$2,\!54$	1341	$94,\!11$
63	$1,\!2993$	$48,\!95$	$3,\!25$	$45,\!17$	$3,\!511$	$47,\!06$	$2,\!67$	1306	$94,\!55$
64	$1,\!3183$	$42,\!69$	$^{3,5}$	$41,\!1$	$3,\!86$	$41,\!9$	$1,\!12$	1233	$97,\!85$
65	$1,\!3183$	$34,\!48$	$3,\!92$	33,71	$^{3,46}$	$^{34,1}$	$0,\!54$	1263	$95,\!54$
71	1,3101	63,00	3,81	68,73	$5,\!6$	$65,\!87$	$4,\!05$	1350	79,07
72	$1,\!322$	$58,\!22$	$^{5,17}$	$62,\!94$	$3,\!91$	$60,\!56$	$^{3,33}$	1284	$82,\!47$
73	$1,\!3106$	$52,\!13$	5,71	$56,\!06$	$4,\!82$	$54,\!1$	2,78	1252	78,74
74	$1,\!3158$	47,75	6,76	$47,\!84$	$3,\!95$	$47,\!8$	$0,\!06$	1240	$77,\!94$
75	$1,\!3007$	$32,\!86$	$2,\!86$	$31,\!88$	$4,\!36$	$32,\!37$	$0,\!69$	1274	79,08

Tableau B.1 – Description des caractéristiques des tiges récoltées. Id est l'identifiant de la tige. DiamD1 et DiamD2 sont les diamètres moyens des tiges de bois pour les deux angles de vue testés.  $Moy_{Diam}$  est la moyenne des diamètres moyens des tiges de bois pour les deux angles de vue testés.

Ld	Longueur	$DiamD1^{\circ}$	Écart type	$DiamD2^{\circ}$	Écart type	$Moy_{Diam}$	Écart type	Densité	Teneur en eau
Ia	(mm)	(mm)		(mm)		(mm)		$kg m^3$	(%)
81	$1,\!3112$	$64,\!40$	$3,\!04$	$59,\!36$	$^{3,2}$	$61,\!89$	$3,\!56$	1330	82,08
82	$1,\!3106$	$54,\!80$	$^{3,16}$	$59,\!68$	$2,\!84$	$57,\!25$	$^{3,44}$	1345	$79,\!86$
83	$1,\!3246$	$52,\!04$	$^{2,69}$	56,76	$3,\!95$	$54,\!4$	$^{3,33}$	1264	$87,\!38$
84	$1,\!3109$	46,70	$2,\!99$	$49,\!188$	$^{3,1}$	$47,\!94$	1,75	1210	$86,\!01$
85	$1,\!3109$	40,79	$^{2,44}$	$42,\!05$	$4,\!39$	$41,\!42$	$0,\!89$	1361	$96,\!85$
86	$1,\!3038$	$31,\!90$	$^{2,42}$	$_{34,2}$	$^{3,29}$	$33,\!09$	$1,\!58$	1260	88,75
91	$1,\!3163$	$55,\!88$	$3,\!69$	$60,\!21$	$4,\!38$	$58,\!05$	$3,\!06$	1287	79,07
92	$1,\!3055$	$49,\!64$	$3,\!60$	$52,\!77$	$^{3,81}$	$51,\!21$	$^{2,21}$	1339	$86,\!42$
93	$1,\!3092$	$45,\!84$	$^{2,65}$	$44,\!33$	$2,\!93$	$45,\!09$	$1,\!07$	1216	$87,\!60$
94	$1,\!3055$	$35,\!05$	$2,\!88$	$36,\!86$	$^{3,87}$	$35,\!96$	$1,\!27$	1250	$90,\!52$
101	$1,\!3220$	$69,\!17$	10,42	$69,\!23$	8,77	69,21	$0,\!05$	1286	67,91
102	$1,\!3289$	$53,\!15$	$6,\!53$	$53,\!10$	$4,\!95$	$53,\!13$	$0,\!03$	1190	$63,\!35$
103	$1,\!3064$	$38,\!17$	$1,\!90$	$39,\!62$	$^{2,09}$	$38,\!9$	1,0248	1241	$74,\!57$
104	$1,\!3007$	$33,\!66$	$^{3,37}$	$^{33,1}$	$^{3,70}$	$33,\!39$	$0,\!39$	1234	77,72
111	1,3132	$37,\!57$	$2,\!49$	40,4	$3,\!147$	$38,\!99$	$1,\!99$	1227	86,51
121	1,3124	$32,\!25$	5,87	$30,\!36$	$4,\!00$	31,31	$1,\!33$	1266	87,77

Tableau B.2 – Description des caractéristiques des tiges récoltées. Id est l'identifiant de la tige. DiamD1 et DiamD2 sont les diamètres moyens des tiges de bois pour les deux angles de vue testés.  $Moy_{Diam}$  est la moyenne des diamètres moyens des tiges de bois pour les deux angles de vue testés.

		coof		coc f				
Id	MOE	$E_{plast}^{coej}$	$E_{plast}$	$E_{Unld}^{coef}$	$E_{Unld}$	$\sigma_{Elast}$	$\sigma_{Rupt}$	au
	(Mpa)		(Mpa)		(Mpa)	(Mpa)	(Mpa)	
11	10  000	$^{0,1}$	1  000	$^{0,6}$	$6 \ 000$	40	64	$4 \ 10^{-4}$
21	6 750	0,2	$1 \ 350$	0,6	4 050	40		$8 \ 10^{-4}$
22	6500	$^{0,2}$	1  300	0,7	4 550	35		$8  10^{-4}$
23	10  000	$^{0,25}$	2500	$^{0,8}$	8 000	20		$8  10^{-4}$
31	6500	0,3	1  950	$0,\!5$	3 250	18		$8 \ 10^{-4}$
32	7500	$^{0,2}$	1  500	$^{0,4}$	3  000	20		$8  10^{-4}$
33	10  000	$^{0,1}$	1  000	$0,\!6$	$6 \ 000$	40		$8  10^{-4}$
41	8 750	0,3	2 260	0,6	$5\ 250$	25		$8 \ 10^{-4}$
42	$11 \ 000$	$^{0,3}$	3  300	$^{0,6}$	6  600	30		$8  10^{-4}$
43	14000	0,9	12  600	$1,\!0$	14000	60		$8 \ 10^{-4}$
45	14000	$^{0,5}$	7000	$^{0,4}$	5600	50	145	$8  10^{-4}$
51	6 750	$^{0,1}$	680	$0,\!5$	$3 \ 380$	40		$9  10^{-4}$
52	7500	$^{0,2}$	1  500	$0,\!6$	4 500	30		$4 \ 10^{-4}$
53	5000	$^{0,1}$	5000	$^{0,8}$	4  000	50	66	$5 \ 10^{-4}$
61	6 300	$0,\!3$	1 890	0,7	4 410	30		$2 \ 10^{-4}$
62	$6\ 750$	$^{0,25}$	1 690	$^{0,5}$	3  380	40		$4 \ 10^{-4}$
63	$11 \ 000$	$^{0,15}$	1650	$1,\!0$	$11 \ 000$	40		$4 \ 10^{-4}$
64	9000	$^{0,4}$	3600	$0,\!8$	7  200	40	108	$4 \ 10^{-4}$
65	$11 \ 000$	$^{0,25}$	2750	0,7	7 700	50	106	$4 \ 10^{-4}$
71	$5\ 250$	0,3	1 580	0,6	3 150	30		$4 \ 10^{-4}$
72	$6\ 250$	$0,\!15$	940	$0,\!5$	3  130	40		$4 \ 10^{-4}$
73	8 000	$0,\!15$	$1 \ 200$	$0,\!6$	4 800	40		$4 \ 10^{-4}$
74	$11 \ 000$	$0,\!025$	280	$0,\!6$	6 600	30	44	$1 \ 10^{-4}$
75	$11 \ 000$	$^{0,4}$	4 400	$^{0,6}$	6 600	40	124	$4 \ 10^{-4}$

Tableau B.3 – Résultats de la calibration du modèle

Ы	MOE	$E_{plast}^{coef}$	$E_{plast}$	$E_{Unld}^{coef}$	$E_{Unld}$	$\sigma_{Elast}$	$\sigma_{Rupt}$	au
Iu	(Mpa)	1	(Mpa)		(Mpa)	(Mpa)	(Mpa)	
81	7500	$^{0,2}$	1  500	$0,\!6$	4 500	30		$4 \ 10^{-4}$
82	$7\ 250$	$^{0,2}$	1  450	$^{0,5}$	3 630	30		$2 \ 10^{-4}$
83	7  750	$^{0,2}$	1  550	$^{0,4}$	3  100	20		$4 \ 10^{-4}$
84	8 750	$^{0,1}$	880	$0,\!6$	5  250	40		$4 \ 10^{-4}$
85	11  000	$^{0,2}$	2  200	$0,\!6$	6  600	33	83	$4 \ 10^{-4}$
85	10  000	$^{0,1}$	1  000	$^{0,5}$	5  000	40		$4 \ 10^{-4}$
91	4 750	0,1	480	$^{0,5}$	$2 \ 380$	35		$4 \ 10^{-4}$
92	5  750	$0,\!15$	860	$^{0,5}$	2 880	35		$4 \ 10^{-4}$
93	8  250	$0,\!15$	$1 \ 240$	$0,\!6$	4 950	35		$4 \ 10^{-4}$
94	11  000	$^{0,18}$	1  980	$^{0,6}$	6  600	50	109	$4 \ 10^{-4}$
101	5000	$0,\!18$	900	$0,\!55$	2 750	30		$4 \ 10^{-4}$
102	9 000	$^{0,15}$	1  350	$0,\!35$	3  150	35		$4 \ 10^{-4}$
103	12  500	$0,\!05$	630	0,9	1  130	70		$4 \ 10^{-4}$
104	13  000	$^{0,25}$	3  250	$^{0,45}$	5 850	50		$4 \ 10^{-4}$
111	14  000	0,2	2 800	0,8	$11 \ 200$	$\overline{50}$		$4 \ 10^{-4}$

Tableau B.4 – Résultats de la calibration du modèle

Annexe C

# Résultats complémentaires des analyses du chapitre 5

	$DiamCP_{moy}$	$DistBar_{Moy}$	$N_{Tiges}$	$G_{CP}$	$L^1_{IntCP}$	$L_{IntCP}^{0,25}$	$Ered_{moy}^{1}$	$Ered_{moy}^{0,25}$	$Ered_{max}^{1}$	$Ered_{max}^{0,25}$
$DiamCP_{moy}$	1	$0,\!09$	-0,13	0,78	$0,\!14$	0,14	$0,\!87$	0,90	$0,\!84$	0,88
$DistBar_{Moy}$		1	$0,\!45$	$0,\!26$	0,75	0,71	$0,\!09$	0,05	$0,\!14$	$0,\!14$
$N_{Tiges}$			1	0,29	0,62	0,65	0,06	0,036	$0,\!10$	0,08
$G_{CP}$				1	$0,\!41$	0,43	0,89	0,81	0,90	0,79
$L^1_{IntCP}$					1	0,99	0,16	$0,\!13$	$0,\!23$	0,21
$L_{IntCP}^{0,25}$						1	0,18	0,15	0,24	0,22
$Ered^{1}_{moy}$							1	0,92	$0,\!98$	0,87
$Ered_{moy}^{0,25}$	1 0,88									0,96
$Ered_{max}^1$	1								0,87	
$Ered_{max}^{0,25}$										1

Tableau C.1 – Relations de corrélation entre les paramètres dendrométriques de la cépée (diamètre moyen des tiges dans la cépée :  $DiamCP_{moy}$ , surface terrière :  $G_{CP}$ , nombre de tiges par cépée :  $N_{Tiges}$ , distance moyenne des tiges au barycentre :  $DistBar_{Moy}$ ), les énergies moyennes et maximales perdues par le bloc après impact pour des volumes de 0,25 et 1  $m^3$  ( $Ered_{moy}^{0,25}$ ,  $Ered_{moy}^1$ ,  $Ered_{max}^{0,25}$ ,  $Ered_{max}^1$ ) et les largeurs d'interception des cépées pour des volumes de blocs de 0,25 et 1  $m^3$  ( $L_{IntCP}^{0,25}$ ). Les cellules grisées correspondent aux valeurs de corrélation dont la p-value est inférieure à 0,005.

### Annexe D

# Publications

#### D.1 Articles de Journal

- Lambert, S., Bourrier, F., and Toe, D. (2013) Improving three-dimensional rockfall trajectory simulation codes for assessing the efficiency of protective embankments, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, :26-36.
- Radtke, A., Toe, D., Berger, F., Zerbe, S., and Bourrier, F. (2013) Managing coppice forests for rockfall protection : lessons from modeling, *Annals of Forest Science*, :1-10.
- Olmedo, I., Bourrier, F., Bertrand D., and Toe, D. (2015) Experimental analysis of the response of fresh wood stems subjected to localized impact loading, *Wood Science and Technology*, :1-24.
- Favillier, A., Lopez-Saez, J., Corona, C., Trappmann, D., Toe, D., Stoffel, M., Rovéra G., and Berger, F. (2015) Potential of two submontane broadleaved species (Acer opalus, Quercus pubescens) to reveal spatiotemporal patterns of rockfall activity ,*Geomorphol*ogy, :35-47.

#### D.2 Articles de conférence

- Toe, D., Lambert, S., Bourrier F., and Berger, F. (2014) Improving Rebound Models in 3D Rockfall Simulation Codes Used for the Design of Protection Embankments, Applied Mechanics and Materials, volume 566, pages 185-190.
- Toe, D., and Berger, F. (2015) Regional mapping of forest with a protection function against rockfall, Engineering geology for society and territory, volume 2, pages 1957-1959.
- Toe, D., Bourrier F., and Berger, F. (2015) Improving the integration of coppice forest protection in rockfall model, Engineering geology for society and territory, volume 2, pages 1967-1968.

# Bibliographie

- [Agliardi and Crosta, 2003] Agliardi, F. and Crosta, G. B. (2003). High resolution threedimensional numerical modelling of rockfalls. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 40(4) :455–471.
- [Allen, 1971] Allen, D. M. (1971). The Prediction Sum of Squares as a Criterion for Selecting Predictor Variables. University of Kentucky.
- [Amarasekara and Denne, 2002] Amarasekara, H. and Denne, M. P. (2002). Effects of crown size on wood characteristics of Corsican pine in relation to definitions of juvenile wood, crown formed wood and core wood. *Forestry*, 75(1):51-61.
- [Andrew et al., 2012] Andrew, R., Hume, H., Bartingale, R., Rock, A., and Zhang, R. (2012). User's manual : Colorado Rockfall Simulation Program. Technical Report No. FHWA-CFL/-12-007, Central Federal Lands Highway Division, Federal Highway Administration.
- [Bardet, 1998] Bardet, J. P. (1998). Introduction to Computational Granular Mechanics. In Cambou, B., editor, *Behaviour of Granular Materials*, number 385 in International Centre for Mechanical Sciences, pages 99–169. Springer Vienna.
- [Bartelink, 1997] Bartelink, H. (1997). Allometric relationships for biomass and leaf area of beech (Fagus sylvatica L). Annales des Sciences Forestières, 54(1):39-50.
- [Beisbart and Kerscher, 2000] Beisbart, C. and Kerscher, M. (2000). Luminosity- and Morphology-dependent Clustering of Galaxies. The Astrophysical Journal, 545(1) :6.
- [Berger and Dorren, 2007] Berger, F. and Dorren, L. K. (2007). Principles of the tool Rockfor.net for quantifying the rockfall hazard below a protection forest. Schweizerische Zeitschrift fur Forstwesen, 158(6) :157-165.
- [Bertrand et al., 2013] Bertrand, D., Bourrier, F., Olmedo, I., Brun, M., Berger, F., and Limam, A. (2013). Experimental and numerical dynamic analysis of a live tree stem impacted by a Charpy pendulum. *International Journal of Solids and Structures*, 50(10) :1689–1698.
- [Besag, 1977] Besag, J. (1977). {Contribution to the discussion of Dr Ripley's paper}. ||ifABR J. R. Stat. Soc. B ||else Journal of the Royal Statistical Society B ||fi, 39(2):193-195.
- [Bigot et al., 2009] Bigot, C., Dorren, L. K. A., and Berger, F. (2009). Quantifying the protective function of a forest against rockfall for past, present and future scenarios using two modelling approaches. *Natural Hazards*, 49(1):99–111. WOS :000263798800005.
- [Bourrier et al., 2009] Bourrier, F., Dorren, L., Nicot, F., Berger, F., and Darve, F. (2009). Toward objective rockfall trajectory simulation using a stochastic impact model. *Geomorphology*, 110(3-4):68-79.
- [Bourrier et al., 2010] Bourrier, F., Eckert, N., Nicot, F., and Darve, F. (2010). Bayesian stochastic modeling of a spherical rock bouncing on a coarse soil.
- [Bourrier et al., 2013] Bourrier, F., Kneib, F., Chareyre, B., and Fourcaud, T. (2013). Discrete modeling of granular soils reinforcement by plant roots. *Ecological Engineering*, 61, Part C :646-657.

- [Brauner et al., 2005] Brauner, M., Weinmeister, W., Agner, P., Vospernik, S., and Hoesle, B. (2005). Forest management decision support for evaluating forest protection effects against rockfall. Forest Ecology and Management, 207(1-2):75-85.
- [Brüchert et al., 2000] Brüchert, F., Becker, G., and Speck, T. (2000). The mechanics of Norway spruce [Picea abies (L.) Karst] : mechanical properties of standing trees from different thinning regimes. Forest Ecology and Management, 135(1-3):45-62.
- [Calenda and Napolitano, 1999] Calenda, G. and Napolitano, F. (1999). Parameter estimation of Neyman-Scott processes for temporal point rainfall simulation. *Journal of Hydrology*, 225(1-2):45-66.
- [Cambou et al., 2001] Cambou, B., Collectif, and Jean, M. (2001). Micromécanique des matériaux granulaires. Hermes Science Publications, Paris.
- [Caniou, 2012] Caniou, Y. (2012). Global sensitivity analysis for nested and multiscale modelling. phdthesis, Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II.
- [Cattiau et al., 1995] Cattiau, V., Mari, E., and Renaud, J. P. (1995). Forêt et protection contre les chutes de rochers. *Ingénieries - E A T*, (3) :p. 45 – p. 54.
- [Christen et al., 2012] Christen, M., Bühler, Y., Bartelt, P., Leine, R., Glover, J., Schweizer, A., Graf, C., McArdell, B. W., Gerber, W., Deubelbeiss, Y., Feistl, T., and Volkwein, A. (2012). Integral hazard management using a unified software environment. pages 77–86, Grenoble.
- [Ciabocco et al., 2009] Ciabocco, G., Boccia, L., and Ripa, M. N. (2009). Energy dissipation of rockfalls by coppice structures. Natural Hazards and Earth System Sciences, 9 :993-1001.
- [CIRAD, 2012] CIRAD (2012). Tropix : Hêtre.
- [Clark and Evans, 1954] Clark, P. J. and Evans, F. C. (1954). Distance to Nearest Neighbor as a Measure of Spatial Relationships in Populations. *Ecology*, 35(4):445-453.
- [Clemson et al., 1995] Clemson, B., Tang, Y., Pyne, J., and Unal, R. (1995). Efficient methods for sensitivity analysis. System Dynamics Review, 11(1):31-49.
- [Comas and Mateu, 2007] Comas, C. and Mateu, J. (2007). Modelling forest dynamics : a perspective from point process methods. *Biometrical Journal. Biometrische Zeitschrift*, 49(2):176–196.
- [Coutard and Francou, 1989] Coutard, J.-P. and Francou, B. (1989). Rock Temperature Measurements in Two Alpine Environments : Implications for Frost Shattering. Arctic and Alpine Research, 21(4) :399-416.
- [Cox, 1955] Cox, D. R. (1955). Some Statistical Methods Connected with Series of Events. Journal of the Royal Statistical Society. Series B (Methodological), 17(2):129-164.
- [Cressie, 1993] Cressie, N. A. C. (1993). Statistics for spatial data. J. Wiley.
- [Cukier et al., 1978] Cukier, R. I., Levine, H. B., and Shuler, K. E. (1978). Nonlinear sensitivity analysis of multiparameter model systems. *Journal of Computational Physics*, 26(1):1–42.
- [Cundall and Strack, 1979] Cundall, P. A. and Strack, O. D. L. (1979). A discrete numerical model for granular assemblies. Géotechnique, 29(1):47-65.
- [Damgaard and Weiner, 2000] Damgaard, C. and Weiner, J. (2000). Describing inequality in plant size or fecundity. *Ecology*, 81(4):1139-1142.
- [Dasgupta and Raftery, 1998] Dasgupta, A. and Raftery, A. E. (1998). Detecting Features in Spatial Point Processes with Clutter via Model-Based Clustering. Journal of the American Statistical Association, 93(441):294-302.
- [Diggle and Milne, 1983] Diggle, P. J. and Milne, R. K. (1983). Bivariate Cox Processes : Some Models for Bivariate Spatial Point Patterns. Journal of the Royal Statistical Society. Series B (Methodological), 45(1):11-21.

- [Dorren et al., 2007] Dorren, L., Berger, F., Jonsson, M., Krautblatter, M., Mölk, M., Stoffel, M., and Wehrli, A. (2007). State of the art in rockfall – forest interactions. Schweizerische Zeitschrift fur Forstwesen, 158(6) :128-141.
- [Dorren, 2003] Dorren, L. K. A. (2003). A review of rockfall mechanics and modelling approaches. Progress in Physical Geography, 27(1):69–87.
- [Dorren, 2012] Dorren, L. K. A. (2012). Rockyfor3d (v4.1) revealed\_transparent description of the complete 3d rockfall model. Technical report, ecorisQ.
- [Dorren and Berger, 2006] Dorren, L. K. A. and Berger, F. (2006). Stem breakage of trees and energy dissipation during rockfall impacts. *Tree physiology*, 26(1):63-71.
- [Dorren et al., 2005] Dorren, L. K. A., Berger, F., le Hir, C., Mermin, E., and Tardif, P. (2005). Mechanisms, effects and management implications of rockfall in forests. Forest Ecology and Management, 215(1-3) :183-195.
- [Dorren et al., 2006] Dorren, L. K. A., Berger, F., and Putters, U. S. (2006). Real-size experiments and 3-D simulation of rockfall on forested and non-forested slopes. Natural Hazards and Earth System Science, 6(1):145-153.
- [Duffaut and Homand, 2000] Duffaut, P. and Homand, F. (2000). Manuel de mécanique des roches, tome.1. Presses de l'Ecole des Mines, Paris.
- [Duncan, 2014] Duncan, C. W. (2014). Rock Fall Engineering. CRC Press.
- [Dupuy et al., 2005] Dupuy, L., Fourcaud, T., and Stokes, A. (2005). A Numerical Investigation into the Influence of Soil Type and Root Architecture on Tree Anchorage. *Plant and Soil*, 278(1-2):119–134.
- [Eisenhower et al., 2012] Eisenhower, B., O'Neill, Z., Narayanan, S., Fonoberov, V. A., and Mezić, I. (2012). A methodology for meta-model based optimization in building energy models. *Energy and Buildings*, 47 :292–301.
- [Evans and Hungr, 1993] Evans, S. and Hungr, O. (1993). The assessment of rockfall hazard at the base of talus slopes. *Canadian Geotechnical Journal*, 30(4):620–636.
- [Fang et al., 2005] Fang, K.-T., Li, R., and Sudjianto, A. (2005). Design and Modeling for Computer Experiments. Chapman and Hall/CRC, Boca Raton, FL.
- [Favre, 2001] Favre, A.-C. (2001). Single and multi-site modelling of rainfall based on the Neyman-Scott process. PhD thesis, EPFL, Lausanne.
- [Fourcaud and Lac, 2003] Fourcaud, T. and Lac, P. (2003). Numerical modelling of shape regulation and growth stresses in trees. *Trees*, 17(1):23–30.
- [Garcia-Cabrejo and Valocchi, 2014] Garcia-Cabrejo, O. and Valocchi, A. (2014). Global Sensitivity Analysis for multivariate output using Polynomial Chaos Expansion. *Reliability Engineering & System Safety*, 126:25–36.
- [Gauquelin and Courbaud, 2006] Gauquelin, X. and Courbaud, B. (2006). Guide des sylvicultures de montagne - Alpes du Nord françaises. Coédition cemagref - onf edition.
- [Gavrikov and Stoyan, 1995] Gavrikov, V. and Stoyan, D. (1995). The use of marked point processes in ecological and environmental forest studies. *Environmental and Ecological Statistics*, 2(4):331-344.
- [Gerber, 1998] Gerber, W. (1998). Waldwirkung und Steinschlag. Technical report, Arbeitstagung Schweizerischen Gebirgswaldpflege- gruppe & FAN.
- [Gerhards, 1982] Gerhards, C. (1982). Effect of moisture content and temperature on the mechanical properties of wood : an analysis of immediate effects. *Wood and Fiber*, 14 :4–36.

- [Gignoux et al., 1999] Gignoux, J., Duby, C., and Barot, S. (1999). Comparing the performances of Diggle's tests of spatial randomness for small samples with and without edge-effect correction : application to ecological data. *Biometrics*, 55(1):156-164.
- [Glass and Zelinka, 2010] Glass, S. V. and Zelinka, S. L. (2010). Moisture relations and physical properties of wood.
- [Glover and Schweizer, 2012] Glover, J. and Schweizer, A. (2012). Numerical investigation of the influence of rock shape on rockfall trajectory. pages 11022–.
- [Gonzalez and Woods, 2009] Gonzalez, R. and Woods, R. (2009). Digital image processing using MATLAB (2nd Ed.) :: S.I.
- [Goreaud, 2000] Goreaud, F. (2000). Apports de l'analyse de la structure spatiale en forêt tempérée à l'étude et la modélisation des peuplements complexes. PhD thesis, ENGREF (AgroParisTech), Nancy.
- [Goreaud and Pélissier, 2003] Goreaud, F. and Pélissier, R. (2003). Avoiding misinterpretation of biotic interactions with the intertype K12-function : population independence vs. random labelling hypotheses. *Journal of Vegetation Science*, 14(5):681-692.
- [Guitard, 2000] Guitard, D. (2000). Mécanique du matériau bois et composites. Editions Cépaduès, Toulouse.
- [Guzzetti et al., 2002] Guzzetti, F., Crosta, G., Detti, R., and Agliardi, F. (2002). STONE : a computer program for the three-dimensional simulation of rock-falls. *Computers & Geosciences*, 28(9) :1079–1093.
- [Hastie et al., 2009] Hastie, T., Tibshirani, R., and Friedman, J. (2009). The Elements of Statistical Learning. Springer Series in Statistics. Springer New York, New York, NY.
- [Heim, 1932] Heim, A. (1932). Bergsturz und Menschenleben. Fretz & Wasmuth.
- [Homma and Saltelli, 1996] Homma, T. and Saltelli, A. (1996). Importance measures in global sensitivity analysis of nonlinear models. *Reliability Engineering & System Safety*, 52(1):1–17.
- [Hui and Pommerening, 2014] Hui, G. and Pommerening, A. (2014). Analysing tree species and size diversity patterns in multi-species uneven-aged forests of Northern China. Forest Ecology and Management, 316:125–138.
- [Hungr and Evans, 1988] Hungr, O. and Evans, S. (1988). Engineering evaluation of fragmental rockfall hazards. volume 1, pages 685–690, Lausane.
- [Illian et al., 2008] Illian, D. J., Penttinen, P. A., Stoyan, D. H., and Stoyan, D. (2008). Statistical Analysis and Modelling of Spatial Point Patterns. John Wiley & Sons.
- [Iooss and Lemaître, 2015] Iooss, B. and Lemaître, P. (2015). A review on global sensitivity analysis methods. In Meloni, C. and Dellino, G., editors, Uncertainty management in Simulation-Optimization of Complex Systems : Algorithms and Applications. Springer.
- [Jaboyedoff and Labiouse, 2003] Jaboyedoff, M. and Labiouse, V. (2003). Preliminary assessment of rockfall hazard based on GIS data. pages 575–578, Sandton, SOUTH AFRICA. echnology roadmap for rock mechanics.
- [Jacques, 2005] Jacques, J. (2005). Contributions à l'analyse de sensibilité et à l'analyse discriminante généralisée. phdthesis, Université Joseph-Fourier - Grenoble I.
- [James, 2010] James, K. R. (2010). A dynamic structural analysis of trees subject to wind loading.
- [Jancke, 2012] Jancke, O. (2012). Quantifying the mechanical resistance of coppice trees against rockfall. PhD thesis, Hamburg.

- [Jancke et al., 2009] Jancke, O., Dorren, L. K. A., Berger, F., Fuhr, M., and Köhl, M. (2009). Implications of coppice stand characteristics on the rockfall protection function. *Forest Ecology* and Management, 259(1):124-131.
- [Jean et al., 2012] Jean, L., Rey, F., and Dreyfus, P. (2012). Guide des sylvicultures de montagne pour les Alpes du Sud françaises. ONF, Irstea.
- [Jean, 1999] Jean, M. (1999). The non-smooth contact dynamics method. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 177(3-4):235-257.
- [Jebahi et al., 2015] Jebahi, M., Andre, D., Terreros, I., and Iordanoff, I. (2015). Discrete Element Method to Model 3D Continuous Materials. ISTE Ltd., Hoboken, NJ.
- [John Cown et al., 1999] John Cown, D., Hebert, J., and Ball, R. (1999). Modelling Pinus radiata lumber characteristics. Part 1 : Mechanical properties of small clears. New Zealand Journal of Forestry Science, 29 :203-213.
- [Jonsson, 2007] Jonsson, M. J. (2007). Energy absorption of trees in a rockfall protection forest. PhD thesis, MSc in Civil engineering, Royal Institute of Technology Stockholm.
- [Jonsson et al., 2006] Jonsson, M. J., Foetzki, A., Kalberer, M., Lundstroem, T., Ammann, W., and Stoeckli, V. (2006). Root-soil rotation stiffness of Norway spruce (Picea abies (L.) Karst) growing on subalpine forested slopes. *Plant and Soil*, 285(1-2) :267-277. WOS :000240532200023.
- [Jonsson et al., 2007] Jonsson, M. J., Volkwein, A., and Ammann, W. J. (2007). Quantification of energy absorption capacity of trees against rockfall using finite element analysis. Taylor & Francis Ltd, London. WOS :000252215300044.
- [Kalpakjian et al., 2006] Kalpakjian, S., Schmid, S., and DESIGN, D. (2006). Manufacturing, Engineering and Technology SI 6th Edition - Serope Kalpakjian and Stephen Schmid : Manufacturing, Engineering and Technology. Digital Designs.
- [Kerzenmacher and Gardiner, 1998] Kerzenmacher, T. and Gardiner, B. (1998). A mathematical model to describe the dynamic response of a spruce tree to the wind. *Trees*, 12(6):385–394.
- [Kobayashi et al., 1990] Kobayashi, Y., Harp, E. L., and Kagawa, T. (1990). Simulation of rockfalls triggered by earthquakes. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 23(1):1–20.
- [Lambert and Bourrier, 2013] Lambert, S. and Bourrier, F. (2013). Design of rockfall protection embankments : A review. *Engineering Geology*, 154 :77–88.
- [Lambert et al., 2013] Lambert, S., Bourrier, F., and Toe, D. (2013). Improving threedimensional rockfall trajectory simulation codes for assessing the efficiency of protective embankments. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 60 :26–36. WOS :000317802000004.
- [Lambert et al., 2009] Lambert, S., Gotteland, P., and Nicot, F. (2009). Experimental study of the impact response of geocells as components of rockfall protection embankments. *Nat. Hazards Earth Syst. Sci.*, 9(2):459–467.
- [Lanier, 1986] Lanier, L. (1986). Pécis de sylviculture. ENGREF, Nancy.
- [Lavers, 1969] Lavers, G. M. (1969). The strength of timber. Forest Products Research Bulleti. Her Majesty's Stationery Office, London, ministry of technology edition.
- [Lied, 1977] Lied, K. (1977). Rockfall problems in Norway. ISMES, 90:51-53.
- [Lotwick, 1982] Lotwick, H. (1982). Simulation of Some Spatial Hard-Core Models, and the Complete Packing Problem. Journal of Statistical Computation and Simulation, 15(4):295– 314. WOS :A1982PS07300004.

- [Lotwick and Silverman, 1982] Lotwick, H. W. and Silverman, B. W. (1982). Methods for Analysing Spatial Processes of Several Types of Points. Journal of the Royal Statistical Society. Series B (Methodological), 44(3):406-413.
- [Lundstrom et al., 2007] Lundstrom, T., Jonsson, M. J., and Kalberer, M. (2007). The root-soil system of Norway spruce subjected to turning moment : resistance as a function of rotation. *Plant and Soil*, 300(1-2) :35-49. WOS :000250582500004.
- [Lundström, 2009] Lundström, T. (2009). Mechanical stability and growth performance of trees. PhD thesis, Université de Fribourg.
- [Macron, 2010] Macron, E. (2010). Statistiques spatiales avec avec application à l'écologie et à l'économie. PhD thesis, AgroParisTech.
- [Mao et al., 2014] Mao, Z., Yang, M., Bourrier, F., and Fourcaud, T. (2014). Evaluation of root reinforcement models using numerical modelling approaches. *Plant and Soil*, 381(1-2) :249– 270.
- [Marrel et al., 2011] Marrel, A., Iooss, B., Veiga, S. D., and Ribatet, M. (2011). Global sensitivity analysis of stochastic computer models with joint metamodels. *Statistics and Computing*, 22(3):833–847.
- [Matsuoka and Sakai, 1999] Matsuoka, N. and Sakai, H. (1999). Rockfall activity from an alpine cliff during thawing periods. *Geomorphology*, 28(3-4):309-328.
- [McKay et al., 1979] McKay, M. D., Beckman, R. J., and Conover, W. J. (1979). A Comparison of Three Methods for Selecting Values of Input Variables in the Analysis of Output from a Computer Code. *Technometrics*, 21(2):239.
- [Mignelli et al., 2013] Mignelli, C., Pomarico, S., and Peila, D. (2013). Use of Multi-Criteria Model to Compare Devices for the Protection of Roads against Rockfall. *Environmental & Engineering Geoscience*, 19(3):289–302.
- [Montes et al., 2008] Montes, F., Barbeito, I., Rubio, A., and Cañellas, I. (2008). Evaluating height structure in Scots pine forests using marked point processes. *Canadian Journal of Forest Research*, 38(7) :1924–1934.
- [Moore and Maguire, 2008] Moore, J. R. and Maguire, D. A. (2008). Simulating the dynamic behavior of Douglas-fir trees under applied loads by the finite element method. *Tree Physiology*, 28(1):75-83.
- [Morris, 1991] Morris, M. D. (1991). Factorial Sampling Plans for Preliminary Computational Experiments. *Technometrics*, 33(2):161.
- [Motta and Haudemand, 2000] Motta, R. and Haudemand, J.-C. (2000). Protective Forests and Silvicultural Stability : An Example of Planning in the Aosta Valley. *Mountain Research and Development*, 20(2) :180–187.
- [Neild and Wood, 1999] Neild, S. A. and Wood, C. J. (1999). Estimating stem and rootanchorage flexibility in trees. Tree physiology, 19(3):141-151.
- [Ngo Bieng, 2007] Ngo Bieng, M. A. (2007). Construction de modèles de structure spatiale permettant de simuler des peuplements virtuels réalistes. Application aux peuplements mélanges chene sessile-pin sylvestre de la région centre. PhD thesis, ENGREF, Cemagref.
- [Niklas, 1992] Niklas, K. J. (1992). Plant biomechanics : an engineering approach to plant form and function. University of Chicago Press.
- [Niklas and Spatz, 2010] Niklas, K. J. and Spatz, H.-C. (2010). Worldwide correlations of mechanical properties and green wood density. *American Journal of Botany*, 97(10):1587–1594.
- [Ogata, 1988] Ogata, Y. (1988). Statistical Models for Earthquake Occurrences and Residual Analysis for Point Processes. Journal of the American Statistical Association, 83(401):9–27.

- [Olmedo, 2015] Olmedo, I. (2015). Étude expérimentale et numérique de l'efficacité d'ouvrage ligneux de génie biologique parre-pierres. PhD thesis, Institut National Des Sciences Appliquées, IRSTEA Grenoble.
- [ONF, 2006] ONF (2006). Directive régionale d'aménagement de Rhône-Alpes. Technical report, ONF, Rhône-Alpes.
- [Pauw and Vanrolleghem, 2006] Pauw, D. J. W. D. and Vanrolleghem, P. A. (2006). Practical aspects of sensitivity function approximation for dynamic models. *Mathematical and Computer Modelling of Dynamical Systems*, 12(5):395–414.
- [Pearson, 1901] Pearson, K. (1901). LIII. On lines and planes of closest fit to systems of points in space. *Philosophical Magazine Series* 6, 2(11):559-572.
- [Pfeiffer and Higgins, 1990] Pfeiffer, T. J. and Higgins, J. D. (1990). Rockfall hazard analysis using the colorado rockfall simulation program. *Transportation Research Record*, (1288).
- [Phoon and Ching, 2014] Phoon, K.-K. and Ching, J. (2014). Risk and Reliability in Geotechnical Engineering. CRC Press.
- [Pielou, 1977] Pielou, E. C. (1977). Mathematical Ecology. John Wiley & Sons.
- [Pommerening, 2002] Pommerening, A. (2002). Approaches to quantifying forest structures. Forestry, 75(3):305-324.
- [Pélissier and Goreaud, 2001] Pélissier, R. and Goreaud, F. (2001). A practical approach to the study of spatial structure in simple cases of heterogeneous vegetation. Journal of Vegetation Science, 12(1):99-108.
- [Quetel, 2005] Quetel, C. (2005). Approche multi-échelle du comportement mécanique d'un arbre soumis à l'impact d'un bloc rocheux. PhD thesis, Ecole Centrale de Lyon.
- [Rabitz et al., 1983] Rabitz, H., Kramer, M., and Dacol, D. (1983). Sensitivity Analysis in Chemical Kinetics. Annual Review of Physical Chemistry, 34(1):419-461.
- [Radjai and Richefeu, 2009] Radjai, F. and Richefeu, V. (2009). Contact dynamics as a nonsmooth discrete element method. *Mechanics of Materials*, 41(6):715–728.
- [Radtke et al., 2013] Radtke, A., Toe, D., Berger, F., Zerbe, S., and Bourrier, F. (2013). Managing coppice forests for rockfall protection : lessons from modeling. *Annals of Forest Science*, pages 1–10.
- [Ripley, 1977] Ripley, B. D. (1977). Modelling Spatial Patterns. Journal of the Royal Statistical Society, 39(2):172-212.
- [Ripley, 1991] Ripley, B. D. (1991). Statistical Inference for Spatial Processes. Cambridge University Press.
- [Sacks et al., 1989] Sacks, J., Welch, W. J., Mitchell, T. J., and Wynn, H. P. (1989). Design and Analysis of Computer Experiments. *Statistical Science*, 4(4):409–423.
- [Saltelli and Chan, 2008] Saltelli, A. and Chan, K. (2008). Sensitivity Analysis. Wiley-Blackwell, Chichester.
- [Saltelli et al., 2007] Saltelli, A., Ratto, M., Andres, T., Campolongo, F., Cariboni, J., Gatelli, D., Saisana, M., and Tarantola, S. (2007). *Global Sensitivity Analysis. The Primer.* John Wiley & Sons, Ltd, Chichester, UK.
- [Saltelli et al., 2006] Saltelli, A., Ratto, M., Tarantola, S., and Campolongo, F. (2006). Sensitivity analysis practices : Strategies for model-based inference. *Reliability Engineering & System* Safety, 91(10–11) :1109–1125.
- [Saltelli et al., 1999] Saltelli, A., Tarantola, S., and Chan, K. P.-S. (1999). A Quantitative Model-Independent Method for Global Sensitivity Analysis of Model Output. *Technomet*rics, 41(1):39-56.

- [Schlather et al., 2004] Schlather, M., Ribeiro, P. J., and Diggle, P. J. (2004). Detecting dependence between marks and locations of marked point processes. *Journal of the Royal Statistical Society : Series B (Statistical Methodology)*, 66(1):79–93.
- [Sellier and Fourcaud, 2009] Sellier, D. and Fourcaud, T. (2009). Crown structure and wood properties : Influence on tree sway and response to high winds. American Journal of Botany, 96(5) :885-896.
- [Simpson et al., 2014] Simpson, T. W., Poplinski, J. D., Koch, P. N., and Allen, J. K. (2014). Metamodels for Computer-based Engineering Design : Survey and recommendations. *Engineering with Computers*, 17(2) :129–150.
- [Smilauer et al., 2014] Smilauer, V., Catalano, E., Chareyre, B., Dorofeenko, S., Duriez, J., Gladky, A., Kozicki, J., Modenese, C., Scholtès, L., Sibille, L., Stránský, J., and Thoeni, K. (2014). The Yade project.
- [Smith, 1993] Smith, J. A. (1993). Marked Point Process Models of Raindrop-Size Distributions. Journal of Applied Meteorology, 32(2):284-296.
- [Sobol, 1993] Sobol, I. M. (1993). Sensitivity estimates for nonlinear mathematical models. Math. Model. Comput. Exp. 1, pages 407–414.
- [Sobol, 2001] Sobol, I. M. (2001). Global sensitivity indices for nonlinear mathematical models and their Monte Carlo estimates. *Mathematics and Computers in Simulation*, 55(1-3):271– 280.
- [Staudhammer and LeMay, 2001] Staudhammer, C. L. and LeMay, V. M. (2001). Introduction and evaluation of possible indices of stand structural diversity. *Canadian Journal of Forest Research*, 31(7) :1105–1115.
- [Stefano Marelli and Bruno Sudret, 2014] Stefano Marelli and Bruno Sudret (2014). UQLab : A Framework for Uncertainty Quantification in Matlab. In Vulnerability, Uncertainty, and Risk, pages 2554–2563. American Society of Civil Engineers.
- [Stoffel et al., 2006] Stoffel, M., Wehrli, A., Kühne, R., Dorren, L. K. A., Perret, S., and Kienholz, H. (2006). Assessing the protective effect of mountain forests against rockfall using a 3d simulation model. *Forest Ecology and Management*, 225(1-3):113-122.
- [Stoica et al., 2014] Stoica, R., Tempel, E., Liivamägi, L., Castellan, G., and Saar, E. (2014). Spatial Patterns Analysis in Cosmology based on Marked Point Processes. *European Astro*nomical Society Publications Series, 66 :197-226.
- [Stokes et al., 2007] Stokes, A., Salin, F., Kokutse, A. D., Berthier, S., Jeannin, H., Mochan, S., Dorren, L., Kokutse, N., Ghani, M. A., and Fourcaud, T. (2007). *Mechanical resistance* of different tree species to rockfall in the French Alps, volume 103. Springer, Dordrecht. WOS :000249857200015.
- [Stoyan, 1987] Stoyan, D. (1987). Statistical-Analysis of Spatial Point-Processes a Soft-Core Model and Cross-Correlations of Marks. *Biometrical Journal*, 29(8) :971–980. WOS :A1987L643500008.
- [Stoyan et al., 1996] Stoyan, D., Kendall, W. S., and Mecke, J. (1996). Stochastic Geometry and Its Applications, 2nd Edition. Wiley, Chichester; New York, 2 edition edition.
- [Stoyan and Penttinen, 2000] Stoyan, D. and Penttinen, A. (2000). Recent applications of point process methods in forestry statistics. *Statistical Science*, 15(1):61–78.
- [Sudret, 2008] Sudret, B. (2008). Global sensitivity analysis using polynomial chaos expansions. Reliability Engineering & System Safety, 93(7):964-979.
- [Sudret, 2012] Sudret, B. (2012). Meta-models for structural reliability and uncertainty quantification. arXiv :1203.2062 [stat]. arXiv : 1203.2062.

- [Tarantola et al., 2006] Tarantola, S., Gatelli, D., and Mara, T. A. (2006). Random balance designs for the estimation of first order global sensitivity indices. *Reliability Engineering &* System Safety, 91(6):717-727.
- [Thoeni et al., 2014] Thoeni, K., Giacomini, A., Lambert, C., Sloan, S. W., and Carter, J. P. (2014). A 3d discrete element modelling approach for rockfall analysis with drapery systems. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 68:107-119.
- [Vidrih et al., 2001] Vidrih, R., Ribičič, M., and Suhadolc, P. (2001). Seismogeological effects on rocks during the 12 April 1998 upper Soča Territory earthquake (NW Slovenia). *Tectono-physics*, 330(3-4) :153-175.
- [Volkwein et al., 2011] Volkwein, A., Schellenberg, K., Labiouse, V., Agliardi, F., Berger, F., Bourrier, F., Dorren, L., Gerber, W., and Jaboyedoff, M. (2011). Rockfall characterisation and structural protection - a review. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, 11 :p. 2617 - p. 2651.
- [Wehrli et al., 2006] Wehrli, A., Luuk K.A. Dorren, Frédéric Berger, Andreas Zingg, Walter Schönenberger, and Peter Brang (2006). Modelling long-term effects of forest dynamics on the protective effect against rockfall. For. Snow Landsc., (80) :57-76.
- [Wiegand and A. Moloney, 2004] Wiegand, T. and A. Moloney, K. (2004). Rings, circles, and null-models for point pattern analysis in ecology. Oikos, 104(2) :209-229.
- [Wiegand and Moloney, 2013] Wiegand, T. and Moloney, K. A. (2013). Handbook of Spatial Point-Pattern Analysis in Ecology. CRC Press.
- [Wiener, 1938] Wiener, N. (1938). The Homogeneous Chaos. American Journal of Mathematics, 60(4):897–936.
- [Wittel et al., 2005] Wittel, F. K., Dill-Langer, G., and Kröplin, B.-H. (2005). Modeling of damage evolution in soft-wood perpendicular to grain by means of a discrete element approach. *Computational Materials Science*, 32(3-4):594-603.
- [Woltjer et al., 2008] Woltjer, M., Rammer, W., Brauner, M., Seidl, R., Mohren, G. M. J., and Lexer, M. J. (2008). Coupling a 3d patch model and a rockfall module to assess rockfall protection in mountain forests. *Journal of Environmental Management*, 87(3):373–388.
- [Yang et al., 2014] Yang, M., Défossez, P., Danjon, F., and Fourcaud, T. (2014). Tree stability under wind : simulating uprooting with root breakage using a finite element method. *Annals* of Botany, page mcu122.
## Résumé

L'objectif principal de ce travail de thèse est d'améliorer la prise en compte des peuplements de taillis dans les logiciels d'analyse trajectographique.

Dans un premier temps, un modèle numérique permettant de créer des peuplements virtuels de taillis à l'échelle du versant a été développé et validé sur la base d'inventaires forestiers réalisés dans des taillis.

Deux modèles numériques permettant de simuler des impacts de blocs sur des franc pieds et des cépées ont été également développés en utilisant la Méthode des Éléments Discrets (MED). Ces modèles ont été calibrés par des essais d'impact sur des tiges de hêtre. Ils permettent d'intégrer l'influence du houppier et du système racinaire, de modéliser explicitement le contact entre le bloc et les tiges impactées, et d'intégrer les non-linéarités matérielles (rupture des tiges, délaminage) se développant dans le tronc au cours de l'impact.

Ces travaux ont conduit à la construction d'un modèle trajectographique MED permettant de simuler la propagation d'un bloc dans une forêt de taillis à l'échelle du versant. Finalement, le rôle protecteur de différents peuplements de taillis contre l'aléa de chute de bloc a été caractérisé à l'aide de ce modèle.

**Mots-clés** : Impacts, Taillis, Chute de blocs, Trajectographie, Méthode des Éléments Discrets.

## Abstract

This research work is dedicated to improve the integration of coppice stands in rockfall analyses. The objectives were to improve the understanding of physical processes involved in the impact of blocks on stems and to model the protective effect of coppice stands at the slope scale.

First, in order to take into account the spatial structure of coppice stand in rockfall simulations a numerical model was built to create virtual coppice stands. This model was validated using field inventories in coppice stands.

Two numerical models were developed to simulate impacts of blocks on single trees and coppice stools using the Discrete Elements Method (MED). These models were calibrated using laboratory impact tests on beech stems. They account for the influence of the root system and of the crown on the tree dynamic response, the explicit modelling of the contact between the block and the impacted stem and the non-linearity evolution into the trunk during impact.

Finally, a DEM rockfall software was developed to model rockfall propagation in coppice stands. The protective role against rockfall hazard of different coppice stands was characterized with this model.

Keywords : Impacts, Coppice, Rockfall, Trajectory analysis, Discrete Element Method