



HAL
open science

Diagnostic mécanique par mesures vibratoires à l'échelle de l'arbre de l'efficacité et de la pérennité de la fonction de protection des forêts

Vivien Cros

► **To cite this version:**

Vivien Cros. Diagnostic mécanique par mesures vibratoires à l'échelle de l'arbre de l'efficacité et de la pérennité de la fonction de protection des forêts. Pétrographie. Université Grenoble Alpes [2020-..], 2022. Français. NNT : 2022GRALU032 . tel-04064628

HAL Id: tel-04064628

<https://theses.hal.science/tel-04064628v1>

Submitted on 11 Apr 2023

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

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

THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ GRENOBLE ALPES

École doctorale : STEP - Sciences de la Terre de l'Environnement
et des Planètes Spécialité : Sciences de la Terre et de l'Univers et
de l'Environnement

Unité de recherche : LESSEM, INRAE Lyon-Grenoble-Auvergne-
Rhône-Alpes, site de Grenoble

**Diagnostic mécanique par mesures vibratoires à l'échelle de l'arbre de
l'efficacité et de la pérennité de la fonction de protection des forêts**

**Mechanical diagnostic with vibration analysis on standing tree of the
efficiency and durability of forests' protection function**

Présentée par :

Vivien CROS

Direction de thèse :

Franck BOURRIER
Chargé de recherche, INRAE

Directeur de thèse

Frédéric BERGER
Ingénieur de recherche, INRAE

Co-directeur de thèse

Jean-Baptiste BARRÉ
Ingénieur de recherche, CNRS

Co-encadrant de thèse

Rapporteurs :

Thierry Fourcaud
Directeur de recherche, CIRAD

Luuk Dorren
Professeur des universités, School of Agricultural, Forest and Food Sciences HAFL

Thèse soutenue publiquement le **09 décembre 2022**, devant le jury composé de :

Franck BOURRIER
Chargé de recherche, INRAE

Directeur de thèse

Thierry Fourcaud
Directeur de recherche, CIRAD

Rapporteur

Luuk Dorren
Professeur des universités, School of Agricultural,
Forest and Food Sciences HAFL

Rapporteur

Sylvain Bigot
Professeur des universités, IGE UGA

Président du Jury

Invités :

Frédéric Berger
INGENIEUR DE RECHERCHE, INRAE

Jean-Baptiste Barré
INGENIEUR DE RECHERCHE, CNRS



Résumé

Dans les territoires de montagne, le risque généré par les aléas rocheux, notamment les chutes de blocs, est d'une importance centrale pour les populations ainsi que pour les enjeux socio-économiques de ces territoires. Dans ce contexte, en prenant en compte les conditions topographiques ainsi que les volumes et vitesses des projectiles rocheux, la forêt peut être une solution de protection efficace contre cet aléa. À ce titre, la pérennisation et l'amélioration de la fonction de protection de cette solution fondée sur la nature (SFN) sont des enjeux importants de la gestion forestière de ces territoires. Pour ce faire, il est nécessaire d'évaluer la capacité des arbres à perturber la trajectoire des projectiles rocheux, ainsi que leur vulnérabilité lors d'impacts avec ceux-ci.

Dans le cadre de cette thèse, un modèle numérique (Méthode des Éléments Discrets — *MED*) d'évaluation de l'énergie perdue par le projectile rocheux lors de l'impact avec un arbre a été élaboré et testé avec succès. Ce modèle permet en outre d'évaluer l'endommagement de l'arbre occasionné par l'impact du projectile. L'originalité de ce modèle réside dans l'utilisation d'un test vibratoire *in situ* non destructif (essai de type Pull – Release : *PR*) pour sa calibration. Les grandeurs permettant de décrire le comportement de l'arbre lors d'un test *in situ* et lors de la simulation d'un impact sont : les raideurs du tronc et de l'enracinement, la fréquence de résonance de l'arbre, ses dimensions, ainsi que la répartition de ses masses.

Ce modèle a été utilisé pour réaliser une campagne de simulation numérique d'impact (380 000 impacts au total) sur des arbres de dimensions et de comportement mécaniques variés et réalistes. Les résultats obtenus ont été utilisés pour proposer une classification (utilisation d'algorithmes d'apprentissage de type Séparateur à Vaste Marge — *SVM*) permettant de prédire la vulnérabilité de l'arbre en fonction de son endommagement à l'issue de l'impact.

L'évaluation de la performance de la modélisation par *MED* a été réalisée à partir des données de tests destructifs issues de la bibliographie ainsi que de tests vibratoires (*PR*) réalisés lors de cette thèse sur 6 épicéas (*Picea abies* (*L. Karst*)). La modélisation proposée prédit des valeurs d'énergie perdue par le projectile lors de l'impact avec un arbre, en conformité avec les données bibliographiques. Deux cas typiques d'impacts sont identifiés : des impacts à faible énergie avec rebond du projectile et qui induisent un faible endommagement de l'arbre, des impacts à forte énergie induisant la destruction de l'arbre.

La classification de la vulnérabilité proposée permet de détecter 92 % des arbres faiblement endommagés lorsque l'ensemble des variables décrivant l'arbre et l'impact sont connues, et 72 % de ceux-ci lorsque seuls le volume du bloc et les données issues des tests de *PR* sont connus. L'endommagement d'un arbre dépend en particulier de son diamètre (\emptyset_{DbH}) et de la raideur de son enracinement, de la vitesse et du volume du projectile, ainsi que de l'excentrement du point d'impact par rapport à l'axe du tronc.

Les travaux issus de cette thèse permettent de confirmer que les caractéristiques dimensionnelles et mécaniques de l'arbre, qui peuvent être mesurés à l'aide de mesures non destructives réalisables *in situ* (en particulier par un essai de PR), sont suffisantes pour permettre la calibration d'une modélisation de l'arbre dont le comportement mécanique lors de l'impact est réaliste. De plus, il est montré que ces caractéristiques, associées aux données caractérisant l'impact et le projectile rocheux, sont nécessaires à la prédiction de l'endommagement de l'arbre à l'issue de l'impact avec ce projectile.

Mots clefs : Forêts de montagne, solution fondée sur la nature, aléa naturel, chutes de blocs, forêts de protection, essais non destructifs, modélisation Pull – Release, simulations numériques, endommagement, vulnérabilité

Abstract

In mountain areas, the risk generated by natural hazards, rockfall in particular, is a significant threat to the population and for the socio-economic assets of these territories. In this context, while taking into account the topographical conditions as well as the volumes and velocities of blocks, forest can be used as an effective solution of protection against this hazard. As such, the maintenance and enhancement of the protective function of this nature-based solution (NBS) is an goal of forest management in these areas. For that purpose, it is mandatory to assess the capacity of trees to alter the trajectory of blocks, as well as their vulnerability to impacts by such projectiles.

In this research work, a numerical model (Discrete Element Method – DEM) dedicated to estimate the energy lost by blocks during the impact against a tree has been developed and successfully tested. This model also allows estimate the damage caused by the impact of a projectile and a tree. The specificity of this model lies in the use of a non-destructive in-situ vibration test (Pull – Release test : PR) for its calibration. The mechanical quantities used to describe the behaviour of the tree during an in situ PR test and during the simulation of an impact are : the stiffness of the trunk, the stiffness of the root system, the first vibration frequency of the tree, its dimensions and its mass distribution.

This model was used to carry out a numerical campaign of impact simulations (380,000 impacts in total) on trees of various dimensions and realistic mechanical behaviours. The results obtained were used to build a classification metamodel using machine learning algorithms, such as the support vector machine – SVM, to predict the vulnerability of the tree to the impact of a block.

The performance criteria of the DEM model were estimated using destructive test data from the literature and vibration tests (PR) carried out during this work on 6 spruce trees (*Picea abies* (L. Karst)). The amount of energy lost by the projectile during impact with a tree predicted by the model is in accordance with the literature. Two typical cases of impacts are identified: low-energy impacts with rebound of the projectile resulting in low tree damages, and high-energy impacts resulting in tree destruction.

This classification metamodel detects 92% of slightly damaged trees when all variables describing the tree and the impact are known, and 72% of them when the only variables known are the volume of the block and the data from the PR tests. The damage of a tree depends in particular on its diameter (\emptyset_{DbH}), the stiffness of its root system, the speed and volume of the projectile, and the eccentricity of the impact point with the trunk axis.

The results of this work confirm that the dimensional and mechanical characteristics of the tree which can be quantified using non-destructive in-situ measurements (in particular by a PR type test), are sufficient to calibrate a tree model with realistic mechanical response to the impact of a block. Furthermore, it is found that these characteristics, together with the information about the impact and block, are necessary to predict the damage done to the tree after an impact.

Key words: Mountain forests, nature-based solution, natural hazard, rockfall, protective forests, non-destructive testing, Pull – Release modelling, numerical simulations, damage, vulnerability

Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier l'ensemble des membres du 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 Sylvain Bigot d'avoir présidé le jury de cette thèse.

Ce mémoire de thèse est l'aboutissement d'un peu plus de trois années de travail thèse menée au centre de Grenoble de l'INRAE. Je souhaite ainsi remercier chaleureusement ici tous ceux qui ont rendu cette aventure possible. Cette aventure a commencé il y a plus de quatre ans, lors de mon admission en stage de fin d'études d'école d'ingénieur, à l'issue duquel il m'a été possible de poursuivre en thèse l'étude de la forêt de protection contre les chutes de blocs rocheux et ainsi d'approfondir mes connaissances autour d'un sujet qui me tient à cœur.

Je tiens particulièrement à remercier Franck Bourrier, Frédéric Berger ainsi que Jean-Baptiste Barré d'avoir dirigé et encadré cette thèse. Merci pour votre aide, votre soutien et pour toutes les choses que j'ai apprises auprès de vous pendant mon séjour au centre de Grenoble. Je tiens également à remercier Vincent Acary, David Bertrand et Thiery Constant pour le suivi de mes travaux de thèse ainsi que pour leurs appuis, tant scientifique et technique qu'organisationnel, lors des comités de pilotages.

Je souhaite remercier mes collègues de bureau et amis qui ont été présents depuis mon stage de fin d'études et pendant cette thèse. Merci à David qui m'a beaucoup appris en Python, Yade ainsi qu'en gestion de machine virtuelle, merci à Robin de m'avoir fait découvrir la dendrologie et de m'avoir sorti du bureau pour aller sur le terrain. Merci à Ignacio, Loïc, Hervé, Pascal, Éric et Alexis pour leur soutien lors de la préparation et du déroulement de mes essais sur le terrain, merci à Patrick et Isabelle pour l'organisation des échanges doctorants, pour tous leurs conseils et leur soutien, merci à Catherine, Nathalie, Gwenola, Éric, Mickaël et Anne-Sophie pour leur aide sur tous les tracas administratifs divers et variés. Merci à Jean-Mathieu, Sylvain, Philomène, Manon, Delphine, Laura, Jonathan, Clément, Mithilda, Gerard, André et Fred pour toutes les discussions et les bons moments passés au centre et ailleurs et merci à Guillaume, Georges, Hugo, Rémi et Firmin pour l'émulation autour de l'escalade.

Merci à tous les colloques et les amis de Grenoble, Antoine, Clément, James, Estelle, Grégoire, Léo, Adrien, Ludovic, Axel, Quentin, Ninon, Jérémie, Jonathan, Caroline et Clarisse pour toutes les missions en montagnes, les sorties après le boulot les repas et les délires durant ces 5 années sur Grenoble. Merci à mes amis, Louis-Alexis, Albin, Hugo, Joseph, Nicolas, Julien, Dimitri, François, Léo, Léa, Manon, Stéphane et Antoine qui bien qu'un peu plus loin ont été toujours présents pour faire de la montagne ou passer un bon moment.

Un grand merci à ma famille pour m'avoir soutenu et accompagné pendant mes études ainsi que durant cette thèse. Je souhaite enfin remercier Laura qui a été présente tout au long de cette thèse, dans les bons comme dans les moins bons moments. Merci pour ton soutien dans la réalisation de ce travail, ainsi que pour tous les bons moments passés et pour tous ceux qui suivront.

A Michel, qui nous a quitté lors de cette aventure.

Table des matières

Résumé.....	i
Abstract	iii
Remerciements	v
Liste des figures.....	xi
Liste des tableaux.....	xiii
Liste des abréviations.....	xv
Abréviations.....	xv
Description.....	xvi
1 Introduction générale	1
1.1 Contexte.....	1
1.1.1 Les chutes de blocs rocheux.....	1
1.1.2 La forêt, un ouvrage de protection contre les chutes de blocs rocheux	4
1.1.3 Gestion des forêts de protection	6
1.1.4 Enjeux de ce travail de thèse.....	8
1.2 Réponse d'un arbre à l'impact d'un bloc.....	9
1.2.1 Efficacité de l'arbre	9
1.2.2 Transfert d'énergie au cours de l'impact	10
1.2.3 Dégâts occasionnés sur les arbres.....	11
1.3 Essais non destructifs	13
1.4 Modèles de la réponse d'un arbre à différentes sollicitations statiques et dynamiques	15
1.4.1 Modélisations analytiques	16
1.4.2 Modélisations par la méthode des éléments finis (MEF)	18
1.4.3 Modélisations par la méthode des éléments discrets (MED)	25
1.5 Présentation du travail de thèse	25
1.5.1 Objectifs et problématique	25
1.5.2 Description de l'approche	26
1.5.3 Organisation du travail de thèse	27
2 Analyse de la réponse dynamique des arbres à l'impact en comparaison avec la réponse sous vibration libre à l'aide d'approches numériques.	30
2.1 Introduction.....	30
2.2 Enjeux du chapitre.....	31
2.3 Matériels et méthodes	32

2.3.1	Description des approches de modélisation numérique utilisées.....	32
2.3.2	Description des modèles de la réponse d'un arbre à un PR et un impact.....	42
2.4	Résultats et discussion.....	49
2.4.1	Réponse vibratoire à des sollicitations transitoires impulsionnelles.....	49
2.4.2	Sollicitations de type PR.....	53
2.4.3	Comparaison entre la réponse vibratoire à l'impact et au PR.....	65
2.5	Conclusions.....	68
3	Protocole de mesure des grandeurs représentatives des comportements statiques, sous vibration libre et sous impact des arbres à l'aide d'essais non destructifs.....	70
3.1	Introduction.....	70
3.1.1	Enjeux du chapitre.....	71
3.2	Description du protocole.....	71
3.2.1	Mesure des dimensions des arbres.....	71
3.2.2	Principe choisi pour l'essai de PR.....	72
3.2.3	Sollicitation.....	73
3.2.4	Instrumentation.....	73
3.2.5	Mesure de la réponse statique.....	77
3.2.6	Mesure de la réponse dynamique.....	77
3.3	Application du protocole.....	79
3.3.1	Description de la placette forestière d'expérimentation.....	79
3.3.2	Géométrie des arbres.....	80
3.3.3	Instrumentation et sollicitation des arbres testés.....	83
3.3.4	Réponse statique des arbres.....	87
3.3.5	Mesure des fréquences de résonance.....	90
3.4	Comparaison à des résultats issus de la littérature.....	92
3.4.1	Description des protocoles des essais issus de la bibliographie.....	92
3.4.2	Présentation des arbres issus de la bibliographie.....	93
3.4.3	Comparaison des dimensions.....	94
3.4.4	Comparaison des réponses statiques.....	96
3.4.5	Comparaison des fréquences de résonance.....	98
3.4.6	Synthèse des comparaisons et homogénéité des arbres testés.....	101
3.5	Conclusions.....	103
4	Analyse détaillée de la réponse d'arbres réalistes à l'aide d'un modèle numérique calibré	

4.1	Introduction	105
4.2	Enjeux du chapitre	106
4.3	Matériel et méthodes	106
4.3.1	Modèle MED de l'arbre	106
4.3.2	Calibration du modèle MED	116
4.3.3	Évaluation de la capacité de la modélisation par la MED à prédire la réponse de l'arbre à l'impact d'un bloc	118
4.4	Résultats et discussions	122
4.4.1	Géométrie des arbres.....	122
4.4.2	Calibration du modèle MED à l'aide des essais de PR	123
4.4.3	Observations générales sur la calibration	134
4.4.4	Comportement de la modélisation par la MED calibrée à l'impact.....	135
4.5	Conclusions	144
5	Prédiction de la vulnérabilité de l'arbre : construction d'un métamodèle.	146
5.1	Introduction	146
5.1.1	Enjeux du chapitre.....	147
5.2	Matériel et méthode	147
5.2.1	Génération d'un ensemble d'arbres réalistes	147
5.2.2	Conditions d'impact	151
5.2.3	Simulations d'impacts	153
5.2.4	Classification de l'endommagement.....	153
5.2.5	Métamodèles de prédiction de la vulnérabilité à l'impact	154
5.2.6	Machine à vecteurs de support (SVM).....	156
5.3	Résultats et discussions	161
5.3.1	Description du jeu de données issu des simulations	161
5.3.2	Présentation des résultats de simulation.....	165
5.3.3	Métamodélisation de la vulnérabilité à deux classes	171
5.4	Conclusion.....	178
6	Conclusions et perspectives.....	181
6.1	Conclusions	181
6.1.1	Grandeurs caractérisant le comportement dynamique de l'arbre.....	181
6.1.2	Protocole d'évaluation du comportement dynamique de l'arbre.....	182
6.1.3	Modèle de la réponse dynamique d'un arbre à l'impact d'un bloc.....	183
6.1.4	Prédiction de la vulnérabilité des arbres à l'impact.....	184

6.2	Perspectives.....	185
6.2.1	Perspectives sur le protocole.....	185
6.2.2	Perspectives sur la modélisation.....	186
6.2.3	Perspectives sur la classification.....	187
7	Annexes.....	188
7.1	Localisation des arbres testés.....	188
7.2	Photographie des arbres testés.....	190
7.2.1	Arbre C1.....	190
7.2.2	Arbre C2.....	191
7.2.3	Arbre C3.....	192
7.2.4	Arbre C4.....	193
7.2.5	Arbre C5.....	194
7.2.6	Arbre C6.....	195
7.3	Tableau des variables de la simulation.....	196
8	Bibliographie.....	201

Liste des figures

Figure 1-1 Événement chute de bloc sur route.....	1
Figure 1-2 Événement chute de bloc sur habitation.....	1
Figure 1-3 Événement chute de bloc à haute altitude.....	2
Figure 1-4 Tirants d’ancrage.....	4
Figure 1-5 Béton projeté	4
Figure 1-6 Filets plaqués.....	4
Figure 1-7 Solutions de protections passives	6
Figure 1-8 Forêt de protection sur versant	8
Figure 1-9 Schémas de la mise en place d’un métamodèle développé dans cette thèse	29
Figure 2-1 Essai de Pull – Release.....	31
Figure 2-2 Résolution MED.....	36
Figure 2-3 Modélisation par la MED du tronc.....	37
Figure 2-4 Sollicitations de type « impulsionnel »	45
Figure 2-5 Modélisations de l’arbre et des sollicitations appliquées	48
Figure 2-6 Spectres fréquentiels des sollicitations impulsionnelles	49
Figure 2-7 Spectres fréquentiels, sollicitations impulsionnelles (configuration 1).....	51
Figure 2-8 Rapport des amplitudes des pics de résonances (configuration 1).....	52
Figure 2-9 Spectre fréquentiel de la sollicitation PR.....	55
Figure 2-10 Spectres temporels de différentes sollicitations de type PR (configuration 1)....	57
Figure 2-11 Spectres fréquentiels de la fonction de transfert de l’arbre (configuration 2)	60
Figure 2-12 Fréquences fondamentales en fonction de la raideur de l’enracinement (configuration 2).....	62
Figure 2-13 Spectres fréquentiels (configuration 2)	63
Figure 2-14 Spectres fréquentiels (configuration 2 et 3).....	65
Figure 2-15 Spectres fréquentiels à l’impact, bloc lourd (configuration 1).....	67
Figure 2-16 Spectres fréquentiels à l’impact, bloc léger (configuration 1).....	67
Figure 3-1 Dispositif de fixation des capteurs sur les arbres	75
Figure 3-2 Positionnement du matériel de mesure sur les arbres	75
Figure 3-3 Schéma du dispositif expérimental.....	76
Figure 3-4 Phases du protocole expérimental	76
Figure 3-5 Géométrie des arbres testés.....	82
Figure 3-6 Effort mesuré lors d’un essai de PR	85
Figure 3-7 Rotation de la base du tronc lors d’un essai de PR.....	86
Figure 3-8 Rotation de la base du tronc en fonction de l’effort de type PR	87
Figure 3-9 Rotation de la base du tronc lors d’un essai de PR.....	90
Figure 3-10 Spectres fréquentiels de la réponse dynamique de l’arbre lors d’un essai de PR	91
Figure 3-11 Comparaison des caractéristiques dimensionnelles des arbres testés	95
Figure 3-12 Comparaison des fréquences de résonances des arbres testés.....	101
Figure 4-1 Modélisation par la MED des arbres.....	109
Figure 4-2 Loi de comportement mécanique décrivant l’enracinement.....	111
Figure 4-3 Modélisation par la MED des arbres lors d’un impact simulé	113

Figure 4-4 Loi de comportement mécanique du le matériau bois	114
Figure 4-5 Caractéristiques des impacts simulés sur les différents arbres modélisés	121
Figure 4-6 Raideur de l'enracinement des arbres modélisés.....	125
Figure 4-7 Raideur du tronc des arbres modélisés	127
Figure 4-8 Masse des arbres modélisés	130
Figure 4-9 Masse de houppiers des arbres modélisés	133
Figure 4-10 Quantité d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact signée par la vitesse du bloc	142
Figure 4-11 Proportion d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact signée par la vitesse du bloc.....	143
Figure 5-1 Variables caractérisant l'impact.....	152
Figure 5-2 Exemples d'hyperplans séparateurs	159
Figure 5-3 Distributions des fréquences de résonances (f_0) des arbres générés.....	163
Figure 5-4 Distributions de la proportion de vitesse finale du bloc par rapport à sa vitesse initiale.....	167
Figure 5-5 Énergie perdue par le bloc au cours de l'impact	168
Figure 5-6 Distributions des énergies perdues par le bloc au cours de l'impact	169
Figure 5-7 Matrice des corrélations entre les paramètres de la modélisation MED.....	171
Figure 5-8 Performances de la classification à 12 variables de la vulnérabilité en fonctions des variables non prises en compte	173
Figure 5-9 Performances de la classification à 8 variables de la vulnérabilité en fonctions des variables non prises en compte	176
Figure 5-10 Performances de la classification à 8 variables de la vulnérabilité en fonctions du taux d'échantillonnage.....	178
Figure 7-1 Localisation des arbres testés	189
Figure 7-2 Arbre C1	190
Figure 7-3 Arbre C2	191
Figure 7-4 Arbre C3	192
Figure 7-5 Arbre C4	193
Figure 7-6 Arbre C5	194
Figure 7-7 Arbre C6	195

Liste des tableaux

Tableau 1-1 Synthèse des modèles de l'arbre par la méthode MEF	24
Tableau 2-1 Propriétés mécaniques arbre de référence	42
Tableau 2-2 Sollicitations de type « impulsionnel »	45
Tableau 2-3 Sollicitations de type « PR »	46
Tableau 2-4 Caractéristiques de l'arbre (configuration 1)	47
Tableau 2-5 Caractéristiques de l'arbre (configuration 2)	47
Tableau 2-6 Sollicitations de type « impact »	48
Tableau 2-7 Comparaison entre les fréquences simulées, sollicitations impulsionnelles (configuration 1)	50
Tableau 2-8 Comparaison entre les fréquences simulées et modales, sollicitations impulsionnelles (configuration 1)	50
Tableau 2-9 Comparaison entre les fréquences simulées et modales, sollicitations de type PR (configuration 1)	56
Tableau 2-10 Déformations statiques (configuration 1)	59
Tableau 2-11 Déformations statiques (configuration 2)	59
Tableau 2-12 Comparaison entre les fréquences, sollicitations PR et impact (configuration 2)	66
Tableau 3-1 Méthode de mesure et traitements des grandeurs décrivant les arbres testés. 79	
Tableau 3-2 Positionnement du matériel de mesure sur les arbres	81
Tableau 3-3 Géométrie des arbres testés	81
Tableau 3-4 Sollicitations appliquées sur les arbres testés	84
Tableau 3-5 Déplacements et efforts appliqués lors des essais de PR	88
Tableau 3-6 Raideurs du tronc et de l'enracinement et énergies appliquées lors des essais de PR	89
Tableau 3-7 Premières fréquences de résonance des arbres testés	92
Tableau 3-8 Caractéristiques dimensionnelles des arbres testés dans la bibliographie	94
Tableau 3-9 Comparaison des caractéristiques dimensionnelles des arbres testés	95
Tableau 3-10 Caractéristiques mécaniques des arbres testés dans la bibliographie	97
Tableau 3-11 Comparaison des fréquences de résonances des arbres testés	98
Tableau 4-1 Diamètres et conicité des arbres modélisés	107
Tableau 4-2 Caractéristiques des arbres modélisés	110
Tableau 4-3 Propriétés mécaniques des arbres modélisés	115
Tableau 4-4 Caractéristiques des impacts modélisés	120
Tableau 4-5 Raideur de l'enracinement des arbres modélisés	126
Tableau 4-6 <i>MOE</i> des arbres modélisés	128
Tableau 4-7 Masses des arbres modélisés	131
Tableau 4-8 Quantité d'énergie perdue par le bloc au cours des impacts	137
Tableau 4-9 Comparaison de la quantité d'énergie perdue par le bloc au cours des impacts	138
Tableau 4-10 Proportion d'énergie perdue par le bloc au cours des impacts	139

Tableau 4-11 Comparaison de la proportion d'énergie perdue par le bloc au cours des impacts	140
Tableau 5-1 Gamme de variation des paramètres définissant les arbres générés	149
Tableau 5-2 Gammes de variation des paramètres décrivant les blocs de la bibliographie .	151
Tableau 5-3 Gamme de variation des paramètres définissant les impacts modélisés.....	152
Tableau 5-4 Définition des différentes classes de vulnérabilité de l'arbre.....	154
Tableau 5-5 Variables prises en compte dans les métamodèles	156
Tableau 5-6 Gammes de variations des grandeurs décrivant les arbres de la bibliographie	162
Tableau 5-7 Réponse de l'arbre lors de la phase de maintien du PR	164
Tableau 5-8 Effectifs des classes de vulnérabilité de l'ensemble des impacts générés	165
Tableau 5-9 Effectifs des jeux d'entraînement des différentes classifications.....	177
Tableau 7-1 Gamme de variation des variables de la modélisation	200

Liste des abréviations

Abréviations

- α_{imp} : Angle de l'impact, angle incident de l'impact [°]
- α_a : Angle de rotation de l'enracinement tel que le moment résistant maximal (M_a) de celui-ci est atteint [°]
- DbH : Diamètre de l'arbre à 1.30 m [m]
- D_{bloc} : Densité du bloc [kg/m³]
- dec_{moy} : Conicité du tronc, décroissance moyenne du diamètre du tronc [cm/m]
- ΔEJ_{imp} : Energie perdue par le bloc au cours de l'impact [kJ]
- $\Delta_n EJ_{imp}$: Proportion d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact [/]
- $\Delta_n Qm_{imp}$: Proportion de quantité de mouvement perdue par le bloc au cours de l'impact selon l'horizontale [/]
- ΔQm_{imp} : Quantité de mouvement perdue par le bloc au cours de l'impact selon l'horizontale [kgm/s]
- ΔW_{cap} : Proportion d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact [/]
- D_{tronc} : Densité du tronc [kg/m³]
- E_b : Module d'Young du bloc [Pa]
- E_{elast} : Module d'Young longitudinal du tronc [Pa]
- ε_{imp} : Excentrement de l'impact [% ϕ_{DbH}]
- EJ_{imp} : Energie d'impact [kJ]
- $ell_{arbre} = l_{arbre} / \phi_{DbH}$: Elancement de l'arbre [/]
- f_0 : Première fréquence de résonance, fréquence fondamentale [Hz]
- f_{est} : Première fréquence de résonance estimée [Hz]
- ϕ_{Base} : Diamètre à la base du tronc [m]
- ϕ_{DbH} : Diamètre de l'arbre à 1.30 m [m]
- ϕ_{min} : Diamètre minimal avant concentration des masses [m]
- ϕ_{Top} : Diamètre au sommet du tronc [m]
- H_{imp} : Hauteur de l'impact sur l'arbre [m]
- Hr_{imp} : Hauteur relative de l'impact sur l'arbre [/]
- K_{root} : Raideur de l'enracinement [Nm/rad]
- K_{root_i} : Raideur de l'enracinement approximée initialement [Nm/rad]
- K_{root_p} : Raideur de l'enracinement prédite [Nm/rad]
- K_{root_d} : Raideur de l'enracinement déduite [Nm/rad]
- l_{arbre} : Hauteur de l'arbre [m]
- l_{houpp} : Longueur du houppier [m]
- LHS : Technique d'échantillonnage par hyper cube latin
- M_a : Moment résistant maximal de l'enracinement [kNm]
- m_{arbre} : Masse de l'arbre [kg]
- m_{aglo} : Masses de l'apex non modélisée dans les modélisations *MED* de l'arbre [kg]
- m_{apex} : Masses en tête dans certaines modélisations *MEF* de l'arbre [kg]

- m_{bloc} : Masse du bloc [kg]
- $m_{r_{bloc}}$: Masse relative du bloc [kg]
- m_{Houp} : Masse du houppier [kg]
- m_{tronc} : Masse du tronc [kg]
- MED : Méthode des éléments discrets
- MEF : Méthode des éléments finis
- MOE : Module d'Young longitudinal du tronc [Pa]
- MOE_r : Module d'Young radial du tronc [Pa]
- MOR : Contrainte maximale en flexion avant rupture du tronc [Pa]
- ω_{bloc} : Vitesse de rotation du bloc [rad/s]
- PR : Essai de Pull – Release
- R_{bloc} : Rayon du bloc [m]
- σ_{elast} : Contrainte maximale en flexion avant endommagement du tronc [Pa]
- σ_{rupt} : Contrainte maximale en flexion avant rupture du tronc [Pa]
- V_{bloc} : Volume du bloc [m³]
- Vel_{bloc} : Vitesse du bloc [m/s]
- $V_{fin_{bloc}}$: Vitesse finale du bloc [m/s]
- $Vn_{fin_{bloc}}$: Proportion de vitesse finale du bloc par rapport à la vitesse initiale du bloc [1]
- W_{cap} : Energie perdue par le bloc au cours de l'impact [kJ]
- Zo : Hauteur relative de l'impact sur l'arbre [1]

Description

- Angle de l'impact, angle incident de l'impact (α_{imp}) [°]
- Angle de rotation de l'enracinement tel que le moment résistant maximal (M_a) de celui-ci est atteint (α_a) [°]
- Conicité du tronc, décroissance moyenne du diamètre du tronc (dec_{moy}) [cm/m]
- Contrainte maximale en flexion avant endommagement du tronc (σ_{elast}) [Pa]
- Contrainte maximale en flexion avant rupture du tronc (σ_{rupt}, MOR) [Pa]
- Densité du bloc (D_{bloc}) [kg/m³]
- Densité du tronc (D_{tronc}) [kg/m³]
- Diamètre à la base du tronc (ϕ_{Base}) [m]
- Diamètre de l'arbre à 1.30 m (DbH, ϕ_{DbH}) [m]
- Diamètre minimal avant concentration des masses (ϕ_{min}) [m]
- Diamètre au sommet du tronc (ϕ_{Top}) [m]
- Elancement de l'arbre ($ell_{arbre} = l_{arbre} / \phi_{DbH}$) [1]
- Energie d'impact (EJ_{imp}) [kJ]
- Energie perdue par le bloc au cours de l'impact ($W_{cap}, \Delta EJ_{imp}$) [kJ]
- Essai de Pull – Release (PR)
- Première fréquence de résonance, fréquence fondamentale (f_0) [Hz]
- Première fréquence de résonance estimée (f_{est}) [Hz]
- Excentrement de l'impact (ε_{imp}) [% ϕ_{DbH}]

- Hauteur de l'arbre (l_{arbre}) [m]
- Hauteur de l'impact sur l'arbre (H_{imp}) [m]
- Hauteur relative de l'impact sur l'arbre (Z_0, Hr_{imp}) [/]
- Longueur du houppier (l_{houpp}) [m]
- Masse de l'arbre (m_{arbre}) [kg]
- Masses de l'apex non modélisée dans les modélisations *MED* de l'arbre (m_{aglo}) [kg]
- Masses en tête dans certaines modélisations *MEF* de l'arbre (m_{apex}) [kg]
- Masse du bloc (m_{bloc}) [kg]
- Masse relative du bloc (mr_{bloc}) [kg]
- Masse du houppier (m_{Houpp}) [kg]
- Masse du tronc (m_{tronc}) [kg]
- Méthode des éléments discrets (*MED*)
- Méthode des éléments finis (*MEF*)
- Module d'Young longitudinal du tronc (E_{elast}, MOE) [Pa]
- Module d'Young du bloc (E_b) [Pa]
- Module d'Young radial du tronc (MOE_r) [Pa]
- Moment résistant maximal de l'enracinement (M_a) [kNm]
- Proportion d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact ($\Delta W_{cap}, \Delta_n E J_{imp}$) [/]
- Proportion de quantité de mouvement perdue par le bloc au cours de l'impact selon l'horizontale ($\Delta_n Q m_{imp}$) [/]
- Proportion de vitesse finale du bloc par rapport à la vitesse initiale du bloc ($V n_{fin_{bloc}}$) [/]
- Quantité de mouvement perdue par le bloc au cours de l'impact selon l'horizontale ($\Delta Q m_{imp}$) [kgm/s]
- Raideur de l'enracinement (K_{root}) [Nm/rad]
- Raideur de l'enracinement approximée initialement (K_{root_i}) [Nm/rad]
- Raideur de l'enracinement prédite (K_{root_p}) [Nm/rad]
- Raideur de l'enracinement déduite (K_{root_d}) [Nm/rad]
- Rayon du bloc (R_{bloc}) [m]
- Technique d'échantillonnage par hyper cube latin (*LHS*)
- Vitesse du bloc (Vel_{bloc}) [m/s]
- Vitesse finale du bloc ($V_{fin_{bloc}}$) [m/s]
- Vitesse de rotation du bloc (ω_{bloc}) [rad/s]
- Volume du bloc (V_{bloc}) [m³]

1 Introduction générale

1.1 Contexte

1.1.1 Les chutes de blocs rocheux

Les territoires de montagne, ainsi que ceux présentant des versants en pente, sont soumis à un ensemble d'aléas naturels, notamment gravitaires (avalanches, glissements de terrain, crues et laves torrentielles, chutes de blocs rocheux...). Les chutes de blocs rocheux sont un aléa naturel avec des intensités associées plus faibles que pour les autres aléas. Cependant, du fait de leur fréquence plus élevée, le risque associé n'est pas négligeable (Volkwein et al., 2011).

Les chutes de blocs rocheux ont lieu dès que l'inclinaison des versants comportant des matériaux mobilisables est suffisamment importante (Dorren et al., 2007). À basse altitude, les zones soumises à l'aléa de chute de blocs peuvent être des zones peuplées et présentant des infrastructures, induisant de forts enjeux de protection. Dans ces zones, de nouveaux enjeux peuvent apparaître au cours du temps (routes, habitations, bâtiments...) créant de nouveaux besoins de protections (Farvacque et al., 2019). Enfin, la distribution des zones de départ de blocs ainsi que l'intensité de l'aléa peuvent évoluer du fait du changement climatique (Mainieri et al., 2022; R. Mainieri et al., 2020), ce qui peut induire une menace pour de nouveaux enjeux.

Du fait de la masse des blocs mis en mouvement et des vitesses qu'ils peuvent atteindre au cours de leur chute, l'aléa de chute de bloc peut provoquer de nombreux dégâts, ainsi qu'engendrer des pertes humaines. À titre d'exemple, un événement de chute de bloc rocheux survenu en Savoie (France) en 2015 a généré 1,34 M€ de réparations et 5,4 M€ de dommages indirects (Badoux et al., 2016; Farvacque et al., 2021b, 2020; Haque et al., 2016)(Figure 1-1 et Figure 1-2).



Figure 1-1 Événement chute de bloc sur route



Figure 1-2 Événement chute de bloc sur habitation

Évènements de chute de blocs survenus en France : (Figure 1-1) route départementale (Savoie, 2014), (Figure 1-2) commune de Lumbin (Isère, 2002). ©J.-P. Clatot – AFP, S.Gominet – IRMa

Les chutes de blocs sont une des manifestations du phénomène d'érosion, les blocs mobilisés étant issus de la fracturation d'éléments rocheux plus importants ainsi que de la remobilisation de blocs déjà existants. Les chutes de blocs débutent généralement dans des zones (sub) verticales (Farvacque et al., 2020; Hantz et al., 2020; Varnes, 1978). La fracturation et la déstabilisation de la roche sont issues de phénomènes naturels tels que l'infiltration et les cycles de gel-dégel de l'eau (Coutard et Francou, 1989; D'Amato et al., 2016; Mateos et al., 2012). La mise en mouvement des blocs déstabilisés est induite par des phénomènes extérieurs, comme la pression interstitielle de l'eau, les racines des végétaux, les séismes, l'érosion glaciaire. Ces phénomènes sont plus ou moins prédominants en fonction de l'altitude de la zone de départ considérée (Dugelas, 2020; Lambert, 2020; R. Mainieri et al., 2020).

À haute altitude, avec le recul des glaciers et la fonte du pergélisol, des zones autrefois peu productrices de blocs, ceux-ci étant maintenus de manière permanente par le gel ou situés sous les glaciers, deviennent plus actives. Ces phénomènes peuvent provoquer des effondrements spectaculaires, comme ceux survenus à la Meije (Figure 1-3) ou à l'arête des Cosmiques en 2018. Ces événements ont lieu dans des zones peu fréquentées, avec peu d'enjeux économiques et bien souvent s'arrêtent au-dessus de la limite de la forêt (Deline, 2009; Robin Mainieri et al., 2020; Ravanel et al., 2010; Ravanel et Deline, 2011; Weber et al., 2019).

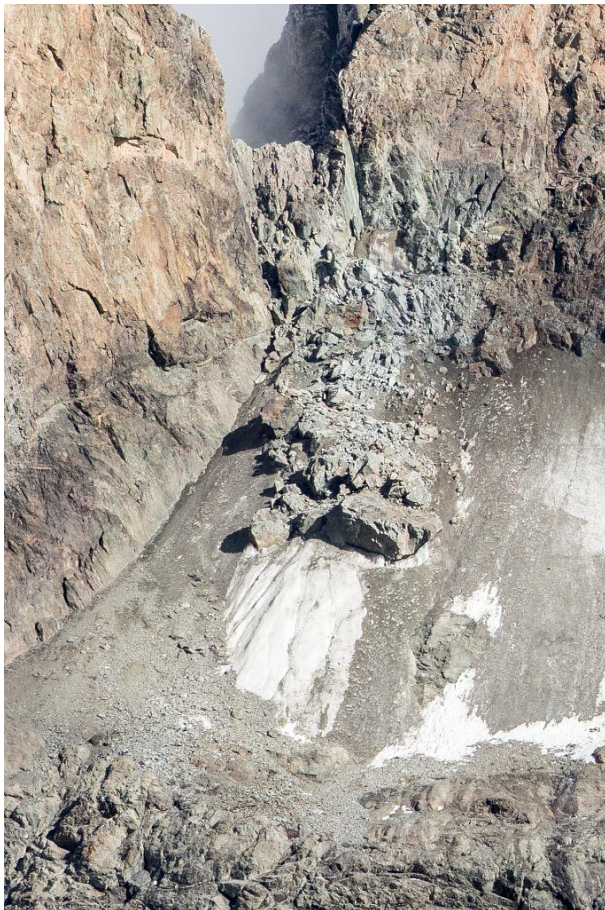


Figure 1-3 Événement chute de bloc à haute altitude

Effondrement du Pic du glacier carré, survenu à la suite d'une forte vague de chaleur (2018).
©P. Saulay – Parc national des Écrins.

À plus basse altitude, la présence de végétation dans les zones de départ participe à la mise en mouvements de blocs, causée par la dégradation des jointures de la roche par les racines ainsi que par les mouvements de la végétation du fait du vent (Hantz et al., 2003; R. Mainieri et al., 2020; Robin Mainieri et al., 2020).

Comme pour tous les aléas gravitaires, on distingue trois zones dans le phénomène de chute de blocs rocheux : une zone de départ des blocs, une zone de propagation et une zone d'arrêt (Berger et al., 2002). Il est possible de réduire le risque induit par les chutes de blocs en réduisant l'aléa de rupture, à l'origine de la mise en mouvement des blocs, ainsi que l'aléa de propagation et enfin l'exposition des enjeux (Dugelas, 2020).

Contrairement à d'autres aléas gravitaires tels que les laves torrentielles ou les avalanches, l'aléa de chute de blocs est un aléa ponctuel avec une forte variabilité dans la trajectoire du bloc. Ainsi, la propagation d'un bloc peut se faire sans rencontrer aucun des ouvrages de protection mis en place, ce qui induit une grande variabilité dans la distance parcourue par le bloc, et donc une grande variabilité d'étendue des zones soumises à cet aléa (Bourrier et al., 2020; Bourrier et Acary, 2021; Varnes, 1978). L'efficacité des mesures de protection mises en place est variable et complexe à évaluer, celle-ci étant en partie dépendante de la trajectoire des blocs.

La propagation des blocs se fait par une alternance de phases de vol libre et de contact avec le sol ou d'autres obstacles. La trajectoire du bloc dépend des dimensions du bloc et de son point de départ, mais aussi des caractéristiques des objets avec lesquels il entre en contact (Bourrier et Acary, 2021; Olmedo et al., 2016; Toe, 2016). Lorsque la propagation des blocs s'effectue en forêt, ceux-ci peuvent entrer en contact avec des arbres, modifiant leur trajectoire. Il est ainsi nécessaire d'analyser le comportement mécanique des arbres lors des impacts, pour évaluer leur influence sur la propagation des blocs. Le comportement des arbres lors d'un impact dépend non seulement de leurs caractéristiques mécaniques et dimensionnelles, mais aussi des caractéristiques dimensionnelles et cinématiques du bloc.

La réduction de l'exposition des enjeux à l'aléa de chute de bloc implique une diminution de leur vulnérabilité ainsi qu'une diminution de leur exposition. La diminution de la vulnérabilité aux chutes de bloc passe par des mesures visant à la diminution de la conséquence des impacts, comme le renforcement des structures. La diminution de l'exposition passe par le déplacement des enjeux, ainsi que par l'interdiction des constructions dans les zones où l'aléa est de trop grande ampleur.

1.1.2 La forêt, un ouvrage de protection contre les chutes de blocs rocheux

La mise en place de dispositifs de protection active a pour objectif la réduction de l'aléa de rupture des liaisons entre le bloc rocheux et son support, en prévenant la mise en mouvement des blocs. Deux types de techniques existent : le retrait des blocs potentiellement instables, par minage ou excavation, ou bien leur stabilisation, à l'aide de tirants d'ancrage (Figure 1-4) ou de filets plaqués (Figure 1-6) sur la zone de départ. Il est par ailleurs possible de limiter la déstabilisation future des blocs en limitant l'érosion, à l'aide d'ouvrages en béton projeté (Figure 1-5). La mise en place de protections actives nécessite une connaissance géotechnique détaillée de la zone de départ, celle-ci devant être de taille raisonnable du fait du coût de mise en œuvre et d'entretien de ce type de protections (Volkwein et al., 2011).



Figure 1-4 Tirants d'ancrage



Figure 1-5 Béton projeté

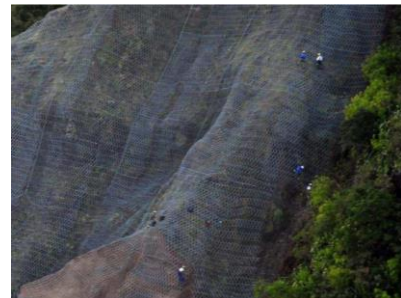


Figure 1-6 Filets plaqués

Différents types de protections actives (Dugelas, 2020) : (Figure 1-4) tirants d'ancrage, (Figure 1-5) ouvrages en béton projeté, (Figure 1-6) filets plaqués. (Sources : NGE Fondations).

La mise en place de protections passives, qui a pour but de contrôler la trajectoire des blocs en mouvement permet une réduction de l'aléa de propagation des blocs. Il est possible de dévier les blocs afin de les diriger dans des zones sans enjeux et aménagées pour recevoir les blocs, à l'aide entre autres de filets déflecteurs ou de galeries de protections pour les voies de circulation. Il est également possible de stopper les blocs, à l'aide de différents types d'obstacles en fonction de l'énergie cinétique incidente des blocs. Les barrières rigides et semi-rigides sont employées pour des énergies cinétiques inférieures à $0.1MJ$ et $0.25MJ$, des écrans souples peuvent être mis en place pour des énergies cinétiques inférieures à $10MJ$, enfin, des merlons de protection peuvent être mis en place pour des énergies cinétiques jusqu'à plus de $100MJ$ (Figure 1-7). Ces ouvrages nécessitent une emprise au sol d'autant plus importante que leur capacité d'arrêt est importante et sont coûteux à mettre en œuvre et à entretenir. Le génie végétal, en particulier les forêts, constitue une protection passive efficace pour limiter l'aléa de propagation, avec une capacité de réduction de l'énergie des blocs pouvant s'élever jusqu'à $0.8MJ$ pour l'épicéa (*Picea abies* (L. Karst)) (Jonsson, 2007), même si son effet de protection est secondaire pour des énergies supérieures à $0.2MJ$ (Monnet et al., 2017). La forêt est souvent largement présente dans les pentes soumises aux chutes de blocs (Figure 1-8). Sa prise en compte et son utilisation en tant qu'ouvrage de protection offrent ainsi une solution déjà existante et peu onéreuse (Berger et al., 2002; Dorren et al., 2007; Dupire et Toe, 2020).

Lors d'un impact d'un bloc contre un arbre ou un ouvrage de protection passive, il y a transfert et dissipation d'énergie. À la suite de l'impact, le bloc peut être soit ralenti, en étant dévié ou non, soit stoppé. Dans le cas d'une forêt considérée comme un ouvrage de protection, un bloc peut impacter plusieurs arbres au cours de sa propagation avant d'être stoppé. L'arrêt du bloc peut avoir lieu au sein du versant boisé ou atteindre les enjeux en bas de versant, mais avec une énergie moindre, la forêt diminuant ainsi à la fois la fréquence de l'aléa de chute de bloc et son intensité.

De plus, des blocs stoppés au milieu d'un versant avec une pente suffisamment importante peuvent être remobilisés par un impact avec un autre bloc. Dans le cas où les blocs sont en appui contre des arbres, la destruction de leur arbre support, à la suite d'une tempête, du pourrissement, ou d'un autre impact, peut aussi permettre leur remobilisation. L'efficacité de la forêt à limiter l'aléa de chute de bloc dépend à la fois de ses caractéristiques dendrologiques, de la trajectoire et de l'énergie des blocs, et des antécédents de la forêt vis-à-vis des chutes de blocs.

Plusieurs arbres peuvent être endommagés par la chute d'un même bloc. Cependant, tant que l'évènement de chute de bloc ne crée pas de trouées au sein de la forêt en détruisant un grand nombre d'arbres, la capacité de la forêt à assurer son rôle de protection contre les chutes de bloc reste assurée (Dupire et al., 2016; Stokes, 2006; Toe et al., 2015). Il est possible de considérer que la forêt joue un rôle de protection significatif tant que les blocs ont un volume inférieur à $5m^3$, au-delà, l'énergie à dissiper pour stopper les blocs est trop importante, impliquant la destruction d'un grand nombre d'arbres (Dorren et Berger, 2006; Stokes, 2006).

La probabilité d'être impacté par un bloc n'est pas identique pour tous les arbres au sein d'un versant exposé aux chutes de blocs. Par exemple, les arbres situés en fin de zone de propagation ainsi que ceux immédiatement en aval d'autres arbres ont moins de probabilité d'être impactés, tout comme ceux situés en dehors des couloirs de propagation ou en limite de la zone exposée à l'aléa (Ancelin et al., 2006; Monnet et al., 2017; Stokes, 2006, p. 200).

Il est possible de quantifier la réduction de l'aléa de chute de bloc à l'échelle d'une forêt (Dupire et al., 2016; Olmedo et al., 2016; Toe, 2016), les grandeurs influentes sur la fonction de protection étant dans ce cas : la distribution des diamètres des tiges, la densité de tige et la longueur de la forêt (Dorren et Berger, 2006; Dupire et al., 2016; Toe et al., 2015). Il est par ailleurs possible de quantifier l'énergie maximale dissipée par un arbre au cours d'un impact avec un bloc (Dorren et Berger, 2006; Jonsson, 2007; Lundström et al., 2009). Celle-ci dépend du diamètre de l'arbre, de la hauteur et de l'excentrement de l'impact ainsi que de l'espèce de l'arbre. Cependant, la diminution de la fonction de protection à la suite de la destruction d'arbres par des impacts avec des blocs, liée à la vulnérabilité des arbres vis-à-vis des impacts, reste encore à approfondir (Lundström et al., 2009).

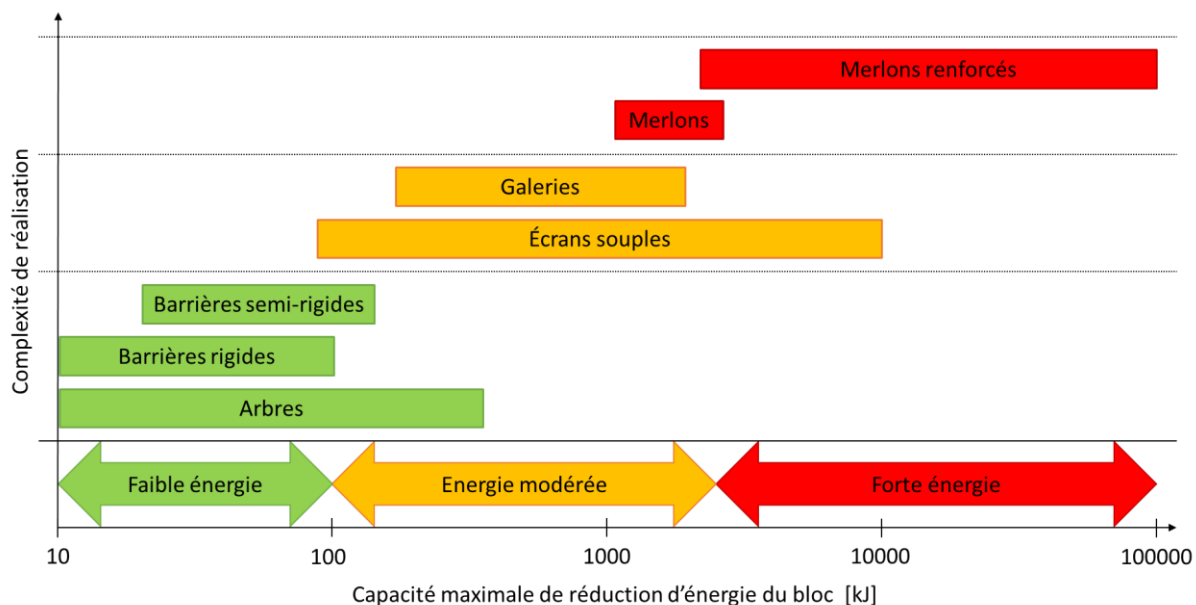


Figure 1-7 Solutions de protections passives

Présentation des solutions de protections passives contre l'aléa de chute de bloc, en fonction de leur capacité maximale de réduction d'énergie du bloc et de leur complexité de mise en œuvre.

1.1.3 Gestion des forêts de protection

La forêt présente dans les versants soumis à un aléa de chute de bloc peut être considérée comme un ouvrage de protection passive déjà en place (Figure 1-8). Lorsque ces forêts ont pour service attendu une fonction de protection, il est nécessaire de mettre en place une gestion sylvicole adaptée afin d'augmenter et de pérenniser dans le temps cette fonction de protection.

Les forêts présentes dans ces versants sont généralement difficiles d'accès, ce qui rend leur gestion sylvicole coûteuse, coût qui n'est pas toujours compensé par l'exploitation du bois mobilisé lors des opérations de gestion, d'autant plus que les impacts de blocs sur les arbres provoquent des blessures sur ceux-ci, réduisant leur valeur économique. Un principe de hiérarchisation du besoin de gestion est ainsi appliqué : tous les aléas ne sont pas aussi intenses et fréquents et tous les enjeux ne sont pas aussi vulnérables et importants. Ainsi, toutes les mesures de réduction de l'aléa, donc de gestion sylvicole dans le cas de forêts de protection, ne sont pas aussi prioritaires. Une évaluation de l'efficacité de la fonction de protection des forêts peut en outre être réalisée, afin de pouvoir prédire l'évolution de cette fonction dans le temps du fait de l'évolution naturelle de la forêt pour pouvoir programmer des interventions sylvicoles lorsque celles-ci deviennent nécessaires (Ancelin et al., 2006).

La gestion sylvicole des forêts avec une fonction de protection a pour objectif d'augmenter la quantité d'énergie perdue par le bloc lors de sa progression en forêt ainsi que de maintenir un couvert forestier continu dans le temps et l'espace (Ancelin et al., 2006). Les guides de gestion sylvicole des forêts de montagne lient ces objectifs avec des grandeurs descriptives du peuplement forestier, notamment la longueur de la forêt dans le sens de la propagation des blocs, la densité de tiges ainsi que la surface terrière de celle-ci (Ancelin et al., 2006). De plus, la stabilité des arbres est évaluée à l'aide de critères tels que leur hauteur, leur espèce et leur élancement, afin de limiter les risques de création de larges trouées du fait de phénomènes biotiques (parasites, épidémie) ou abiotiques (sécheresse, tempête). Les valeurs des grandeurs descriptives préconisées sont un compromis entre l'augmentation de la fonction de protection, la stabilité du peuplement et sa capacité de régénération. Les interventions sylvicoles préconisées sont diffuses, afin de maintenir le couvert forestier. Enfin, l'adaptation de ces forêts au changement climatique passe par une augmentation de la diversité d'essence des peuplements, une évaluation de la résistance des essences présentes et l'installation d'essences plus résistantes si nécessaire (Dupire et al., 2016a ; Stokes, 2006).

Les grandeurs décrivant l'arbre prises en compte pour réaliser le diagnostic forestier et définir les interventions sylvicoles sont des grandeurs facilement mesurables in situ et expliquant une part importante de son efficacité, telle que le diamètre de l'arbre (Dupire et al., 2016; Toe et al., 2015). Cependant, la sélection des arbres lors des interventions sylvicoles peut être sous optimale, du fait de la très grande variabilité des caractéristiques mécaniques des arbres au sein d'une même espèce (Olmedo, 2015; Toe, 2016). La variabilité des caractéristiques mécaniques de l'arbre a néanmoins une influence secondaire sur la quantité d'énergie cinétique perdue par le bloc lors d'un impact (W_{cap}), par rapport aux dimensions de celui-ci (Toe, 2016). Cependant, l'influence de la variabilité des caractéristiques mécaniques de l'arbre sur l'endommagement de celui-ci à l'issue d'un impact n'est pas précisément identifiée (Lundström et al., 2009).

L'évaluation du besoin d'intervention sylvicole nécessite l'évaluation de l'efficacité actuelle de la forêt de protection ainsi que l'évaluation de l'évolution de cette efficacité dans le temps. La fonction de protection dépendant principalement des caractéristiques dendrométriques du peuplement forestier, l'évaluation de l'évolution de la fonction de protection se réduit à l'évaluation de la croissance du peuplement, avec une prise en compte de sa stabilité vis-à-vis d'évènements climatiques extrêmes (Ancelin et al., 2006). Cette approche limite l'évolution de la fonction de protection à l'évolution de l'efficacité du peuplement à réduire l'aléa chute de bloc, sans prendre en compte la vulnérabilité potentielle du peuplement vis-à-vis de l'aléa chute de bloc, qui en retour réduit la fonction de protection future. La vulnérabilité du peuplement forestier vis-à-vis de l'aléa de chute de blocs dépend de l'endommagement des arbres impactés par les blocs, qui dépend des propriétés mécaniques des arbres et de leur enracinement ainsi que de leurs dimensions et de leur espèce (Ancelin et al., 2006; Dorren et Berger, 2006; Stokes, 2006).

La mise en place d'un protocole d'observation permettant d'évaluer la vulnérabilité des arbres à l'aléa de chute de bloc permettrait sa prise en compte dans la gestion sylvicole des forêts de protection, au même titre que la stabilité ou la vulnérabilité du peuplement au changement climatique et aux parasites.

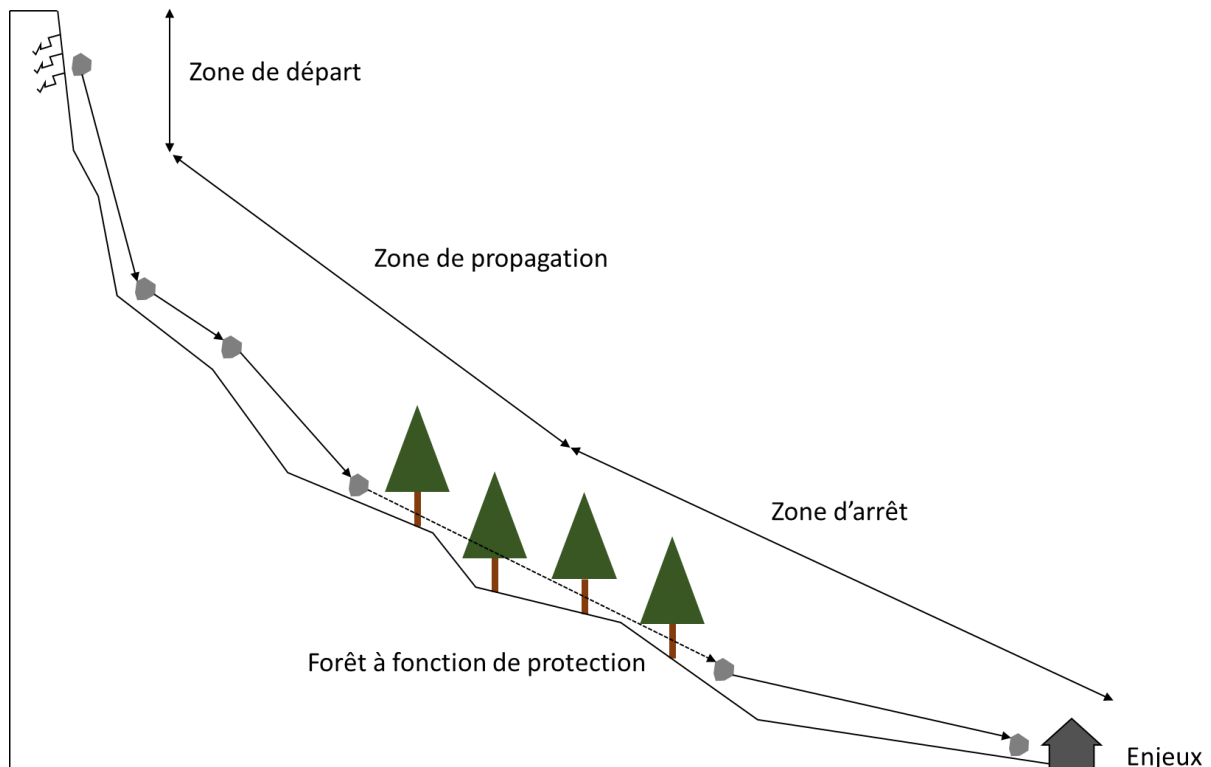


Figure 1-8 Forêt de protection sur versant

Localisation des forêts avec une fonction de protection contre les chutes de blocs rocheux, le long des versants soumis à cet aléa.

1.1.4 Enjeux de ce travail de thèse

Ce travail de thèse a pour objectif la mise en place d'outils de gestion sylvicole ayant pour but d'améliorer et de pérenniser la fonction de protection des forêts vis-à-vis de l'aléa de chute de blocs. Dans le cadre d'actions de gestion sylvicole, il est nécessaire de mettre en place des outils permettant d'évaluer de manière non destructive l'efficacité et la vulnérabilité vis-à-vis des chutes de blocs à l'échelle de l'arbre. Ce travail de thèse se propose de construire un protocole impliquant conjointement des mesures non destructives et des modèles numériques pour évaluer les dégâts occasionnés sur les arbres par l'impact d'un bloc ainsi que la quantité d'énergie cinétique perdue par le bloc au cours de l'impact.

La conception de tels protocoles nécessite préalablement de comprendre de manière approfondie la réponse mécanique de l'arbre à l'impact d'un bloc, d'évaluer la capacité de différents essais non destructifs à mesurer des grandeurs représentatives de cette réponse, ainsi que la capacité de modèles numériques calibrés à l'aide des données issues de ces essais à simuler cette réponse.

Une revue des travaux issus de la littérature sur ces différentes questions est présentée dans les sections suivantes.

1.2 Réponse d'un arbre à l'impact d'un bloc

1.2.1 Efficacité de l'arbre

Le comportement d'un arbre à un impact dépend de son espèce et de ses propriétés mécaniques et dimensions. Il dépend aussi des caractéristiques de l'impact, comme la vitesse et la masse du bloc, la hauteur et l'excentricité de l'impact (Dorren et Berger, 2006; Lundström et al., 2009; Stokes, 2006; Stokes et al., 2005). Les travaux réalisés par Toe (2016), portant sur la mise en place d'un modèle permettant de reproduire le comportement de tiges à des impacts, ont permis de mettre en place des simulations d'impacts de blocs contre des arbres et des cépées. À l'issue de campagnes de simulations, il est observé que, même si les caractéristiques du matériau ont une forte influence sur le comportement d'une tige à un impact, la valeur d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact (W_{cap}) dépend principalement du diamètre de l'arbre ainsi que des conditions d'impact, à savoir la vitesse du bloc et la hauteur et l'excentrement de l'impact.

Lors d'un impact d'un bloc contre un arbre, il y a un transfert d'énergie entre les deux objets, ainsi qu'une dissipation d'énergie, l'arbre pouvant par ailleurs être endommagé à l'issue de l'impact. Les travaux réalisés par Dorren et Berger (2006), Lundström et al. (2009) et Toe (2016), portant sur la mesure de la valeur de W_{cap} pour des impacts ayant induit un endommagement de l'arbre, montrent que celle-ci peut être prédite à l'aide du diamètre de l'arbre et des conditions d'impact, principalement. La valeur de W_{cap} représente ainsi un indicateur d'efficacité et de vulnérabilité. Cette valeur représente à la fois l'apport maximal de l'arbre à la réduction d'énergie du bloc (son efficacité) et la valeur d'énergie à partir de laquelle l'arbre est détruit (sa vulnérabilité).

La valeur de W_{cap} diminue lorsque l'impact n'est pas centré sur le tronc, car du fait de l'excentrement de l'impact la quantité d'énergie transférée à l'arbre par le bloc diminue. L'efficacité de l'arbre est alors réduite, car les conditions d'impacts induisent une sollicitation moindre de celui-ci. D'autre part, la valeur de W_{cap} diminue lorsque la hauteur de l'impact sur l'arbre augmente. Contrairement à l'excentrement de l'impact, cette diminution est due à une moindre résistance de l'arbre, du fait du diamètre réduit de son tronc au niveau du point d'impact. La hauteur d'impact augmente la vulnérabilité de l'arbre du fait du bras de levier plus important au point de sollicitation, ce qui peut par ailleurs amener à un changement du type de rupture de l'arbre, celle-ci pouvant passer d'une rupture du tronc à une rupture de l'enracinement (Lundström et al., 2009).

La valeur de W_{cap} peut être comparée à la quantité d'énergie nécessaire pour faire basculer l'arbre. Les essais de *Pulling* menés par Stokes et al. (2005) ont relevé que l'énergie nécessaire au basculement de l'arbre dépend du diamètre de l'arbre et de son espèce et que l'espèce de l'arbre, de par son influence sur la qualité de l'enracinement de l'arbre, influence le type de rupture entraînant le basculement de celui-ci, par déracinement ou par rupture du tronc. La présence d'arbres non déracinés, principalement de gros diamètres, dans les couloirs de chutes de blocs est en partie explicable par la plus grande énergie nécessaire pour les faire basculer. Les essais de propagation de blocs en forêt, menés par Dorren et Berger (2006) sur des sapins (*Abies alba* (M.)) ont permis d'établir une relation entre la valeur de W_{cap} , le diamètre de l'arbre, la hauteur et l'excentricité de l'impact. Il est par ailleurs observé que la valeur de W_{cap} est proche de celle nécessaire pour faire basculer l'arbre.

Les travaux réalisés par Lundström et al. (2009), portant sur la mise en place d'un modèle permettant de reproduire le comportement de 15 épicéas (*Picea abies* (L. Karst)) à l'impact, ont permis d'observer une plus forte sollicitation du tronc par rapport à l'enracinement. Il est par ailleurs observé une relation exponentielle et positive entre la valeur de W_{cap} et le diamètre de l'arbre ainsi qu'une relation négative avec la hauteur de l'impact. La relation empirique proposée prédit des énergies plus faibles que celle proposée par Dorren et Berger (2006) lorsque celle-ci est extrapolée à l'épicéa (*Picea abies* (L. Karst)).

1.2.2 Transfert d'énergie au cours de l'impact

Lors d'un impact entre un bloc et un arbre, l'énergie perdue par le bloc est partiellement transmise à l'arbre. Cette énergie transmise à l'arbre lors de l'impact est par la suite dissipée au sein de celui-ci, de manière destructive ou non. Cette énergie peut être divisée en plusieurs catégories (Olmedo et al., 2016) :

- Une part de cette énergie met en mouvement l'arbre, sans déformations résiduelles. Ainsi, l'arbre reste dans son domaine élastique, c'est-à-dire en deçà de son seuil de vulnérabilité. L'énergie est ensuite dissipée par les différents types de frottements (au sein du matériau et aérodynamique) au niveau de ses différents compartiments (Jonsson et al., 2007 ; Lundström et al., 2009).
- Une part de cette énergie est dissipée par déformation permanente de l'arbre, par rupture partielle ou totale d'un des compartiments de l'arbre. Dans cette situation, l'arbre est au-delà de son seuil de vulnérabilité.
- Une part de cette énergie est transférée sous forme d'énergie cinétique aux éléments de l'arbre à la suite de leur rupture, induisant leur mise en mouvement (Lundström et al., 2009).

La quantité d'énergie transmise à l'arbre par le bloc lors d'un impact dépend de l'évolution temporelle de la sollicitation lors du contact entre le bloc et l'arbre au cours de l'impact (Olmedo, 2015; Olmedo et al., 2018). Cette évolution temporelle, ainsi que la durée de contact entre le bloc et le tronc dépend de leur masse respective et de la raideur globale de l'arbre (Abrate, 2001 ; Olsson, 2010). Dans le cas où la durée de contact entre le bloc et l'arbre est grande par rapport à celle de la propagation d'ondes de déformation dans l'arbre, le régime dynamique généré par l'impact peut être considéré comme un régime *quasi statique* ce qui permet d'assimiler la réponse de l'arbre à une réponse vibratoire (Abrate, 2001). En outre, la réponse vibratoire de l'arbre dépend de cette évolution temporelle de la sollicitation (Sellier et Fourcaud, 2005).

La réponse dynamique de l'arbre à un impact dépend de sa masse et de celle du bloc : plus la masse du bloc est importante vis-à-vis de celle de l'arbre, plus le spectre fréquentiel de réponse de l'arbre aura des pics de résonance dont les fréquences seront éloignées des fréquences modales de l'arbre (Abrate, 2001; Bertrand et al., 2013; Olsson, 2010). Les fréquences des pics de résonance de l'arbre lors de l'impact sont ainsi des grandeurs caractéristiques décrivant le couple bloc – arbre, tandis que les fréquences des pics de résonance lors de la réponse libre de l'arbre à une sollicitation sont des grandeurs caractéristiques décrivant seulement l'arbre.

Dans le cas du vent sollicitant l'arbre, ce sont les premiers modes, dont les déformées modales correspondent à la déformation complète de l'arbre, qui concentrent la majeure partie des déformations, donc de l'énergie, au sein de la réponse vibratoire de l'arbre (Peltola, 1996). La sollicitation de ces modes induit ensuite une sollicitation des autres modes de l'arbre, notamment ceux pour lesquels la déformation des branches est significative (Moore et Maguire, 2008; Théckès et al., 2015), permettant la dissipation de l'énergie au travers d'un plus grand nombre de compartiments de l'arbre. Dans le cas des chutes de blocs, la sollicitation est unique et a lieu principalement à la base du tronc (Dorren et Berger, 2006). Les déformées modales qui présentent une déformation significative au niveau du *point de sollicitation* peuvent ainsi recevoir de l'énergie de celle-ci (Rodriguez et al., 2008), pour ensuite solliciter les autres modes de l'arbre et ainsi transférer de l'énergie à ceux-ci (Moore et Maguire, 2008; Spatz et Theckes, 2013; Théckès et al., 2015).

1.2.3 Dégâts occasionnés sur les arbres

Plusieurs travaux ont abordé de manière indirecte la notion de vulnérabilité de l'arbre, celle-ci étant définie comme un seuil au-delà duquel les propriétés mécaniques de l'arbre sont dégradées. La définition du seuil au-delà duquel l'arbre peut être considéré comme endommagé est variée :

- Rupture d'un des éléments de l'arbre (Lundström et al., 2009; Toe, 2016).
- Dépassement d'une limite de déformation (Buza et Divós, 2016; James et al., 2013).
- Modification du comportement mécanique de l'arbre, par la diminution de ses raideurs observées (O'Sullivan et Ritchie, 1993).

Ces seuils d'endommagement sont ensuite rapportés à la sollicitation nécessaire pour qu'ils soient atteints, afin de définir la vulnérabilité de l'arbre. Ainsi, en fonction du phénomène étudié, plusieurs grandeurs peuvent être évaluées :

- La déformation de l'arbre vis-à-vis du vent ou d'un essai de *Pulling* (James et al., 2013)
- La quantité d'énergie nécessaire au basculement de l'arbre (Stokes et al., 2005)
- La quantité d'énergie maximale perdue par un bloc au cours d'un impact (Dorren et Berger, 2006; Lundström et al., 2009; Toe, 2016)

Le premier mode propre de l'arbre peut aussi servir d'indicateur de la vulnérabilité de l'arbre vis-à-vis du vent. Le principe étant que le transfert d'énergie entre le vent et l'arbre est plus important lorsque la fréquence des bourrasques est proche de celle du premier mode de l'arbre (Buza et Divós, 2016; James et al., 2013; Jonsson et al., 2007; Zhuang et al., 2022) bien que, lors des sollicitations les plus importantes, amenant à l'endommagement de l'arbre, le comportement de l'arbre n'est plus vibratoire (Schindler et Mohr, 2018).

Dans le cadre de la détermination de la vulnérabilité des arbres au vent, il est considéré que l'enracinement est endommagé dès que sa rotation dépasse 0.5° (Buza et Divós, 2016; James et al., 2013), la valeur d'effort nécessaire pour induire une rotation de 0.5° de l'enracinement permettant ensuite d'évaluer la vulnérabilité de l'arbre. Cette valeur maximale de rotation de l'enracinement avant son endommagement est plus faible que celle observée lors des travaux réalisés par Lundström et al. (2007), qui ont établi des relations empiriques entre les dimensions de l'arbre et le moment résistant maximal de l'enracinement ainsi que l'angle maximal pour lequel ce moment est atteint. Ces essais de quantification de la vulnérabilité de l'arbre au vent peuvent être utilisés pour décrire le comportement mécanique de l'enracinement. Le moment résistant de l'enracinement n'est pas proportionnel à la rotation de l'enracinement, avec une raideur d'enracinement plus faible à mesure que la rotation de l'enracinement augmente, ce qui implique que la raideur de l'enracinement évaluée lors d'une rotation de 0.5° de l'enracinement est plus importante que celle évaluée pour des rotations plus importantes (Jonsson et al., 2006).

Enfin, des phénomènes de fatigue apparaissent lors de déformations répétées du tronc et de l'enracinement (O'Sullivan et Ritchie, 1993). Ces phénomènes réduisent les raideurs de ces différents compartiments, ce qui augmente la vulnérabilité de l'arbre : celui-ci pouvant ainsi être déstabilisé par des efforts moindres.

La quantité d'énergie maximale perdue par le bloc lors d'un impact est du même ordre de grandeur que celle nécessaire à faire basculer l'arbre lors d'un essai de *Pulling* (Dorren et Berger, 2006; Stokes et al., 2005). La quantité maximale d'énergie perdue par le bloc lors d'un impact dépend du volume de l'arbre ainsi que des propriétés mécaniques de l'arbre, notamment de son module d'Young (Stokes, 2006). Les travaux réalisés par Lundström et al. (2009) permettent de montrer que la quantité d'énergie maximale qui peut être dissipée par la tige est proportionnelle à DbH^2 ainsi qu'à DbH^3 , tandis que l'énergie maximale qui peut être dissipée par l'enracinement est proportionnelle à DbH^3 et que la manière dont ses deux énergies sont mobilisées par l'impact dépend notamment de la hauteur de sollicitation. Ainsi, dans la gamme des paramètres testés, le tronc est le compartiment le plus sollicité et qui se détruit en premier, tandis que l'enracinement ne devient limitant que lorsque sa résistance mécanique est particulièrement faible et que l'impact est bas. Enfin, la mobilisation de l'enracinement ou du tronc dépend aussi de la vitesse du bloc au point d'impact.

1.3 Essais non destructifs

La gestion des forêts de protections contre les chutes de blocs nécessite la mise en place d'outils non destructifs d'évaluation du comportement des arbres à l'impact.

Plusieurs essais non destructifs ou peu intrusifs utilisés en gestion sylvicole permettent d'évaluer certaines propriétés mécaniques de l'arbre. Ces essais ont été développés dans le but d'évaluer la stabilité des arbres sur pied ainsi que pour prédire les propriétés mécaniques des produits issus de ceux-ci. Deux méthodologies existent : soit une méthodologie partant de la mesure de propriétés mécaniques locales pour ensuite déduire le comportement mécanique global de l'arbre, soit la méthodologie inverse, mesurant le comportement mécanique global de l'arbre pour ensuite en déduire ses propriétés mécaniques locales. Les deux méthodologies nécessitent la mise en place d'une modélisation du comportement de l'arbre ainsi que de la description de la distribution des propriétés mécaniques au sein de l'arbre afin de relier les propriétés mécaniques locales de l'arbre à son comportement mécanique global. Par ailleurs, pour calibrer la modélisation de l'arbre, des relations empiriques sont généralement nécessaires afin de prédire les propriétés mécaniques non accessibles de manière non destructive, comme les masses des différents compartiments de l'arbre ou les valeurs limites de contrainte lors de l'endommagement.

Le module d'Young (*MOE*) des arbres est corrélé dans une certaine mesure à la contrainte maximale en flexion avant rupture du tronc (*MOR*) ainsi qu'à la densité et l'angle de microfibrille du bois (Feio et Machado, 2015). L'évaluation de ces deux grandeurs est généralement réalisée sur une carotte échantillon prélevée sur l'arbre. Ce type de mesure peu intrusif permet de suivre l'évolution des propriétés mécaniques le long d'un rayon du tronc de l'arbre, ce qui permet de réaliser un historique de l'évolution de ces propriétés. Cependant, comme cette mesure est ponctuelle, elle n'est pas nécessairement représentative des propriétés mécaniques en tout point de l'arbre (Wessels et al., 2011).

La densité de la carotte échantillon prélevée peut être évaluée directement en relevant avec précision son poids et son volume, ou indirectement, à l'aide de son observation aux rayons X (densitométrie) ou aux infrarouges (Barré et al., 2018). La densité peut aussi être évaluée indirectement, en mesurant le couple nécessaire pour la pénétration d'un foret au sein du bois, permettant l'obtention de résistographes (Kasal et Anthony, 2004), ou en mesurant la profondeur de pénétration d'une aiguille projetée par un ressort (Pilodyn). Le pouvoir explicatif du Pilodyn ne lui permet cependant pas d'être utilisé pour évaluer la densité d'un arbre en particulier, mais peut être utilisé pour observer des densités moyennes pour un groupe d'arbres (Isik et Li, 2003).

L'angle de microfibrille peut lui aussi être mesuré sur les échantillons prélevés sur les arbres, en les analysant à l'aide de la méthode de diffraction aux rayons X. Des systèmes tels que le Sylviscan permettent de réaliser une mesure de densité et d'angle de microfibrille de manière simultanée (Evans et al., 1999).

Ces essais sont limités à la fois par leur caractère ponctuel (Bertolini et al., 1998) et par la nécessité de prélever un échantillon d'arbre, même si celui-ci est de taille minime. Afin de mesurer les propriétés de l'arbre de manière plus étendue et sans réaliser de prélèvement, des méthodes de mesure, telles que les tomographies acoustique, à impédance ou à rayon X (Buza et Goncz, 2015; Wessels et al., 2011), qui permettent d'évaluer de manière non destructive la variation de densité au sein de la section d'un arbre, peuvent aussi être mises en œuvre pour évaluer de manière qualitative la stabilité des arbres. Ces techniques permettent notamment de diagnostiquer la présence de pourriture (Barré, 2017).

L'évaluation indirecte de la valeur du *MOE* peut être réalisée en mesurant la vitesse de propagation d'une onde sonore ou ultra sonore au sein du tronc (Kasal et Tannert, 2011). La valeur du *MOE* statique étant proche de la valeur du *MOE* dynamique, cette dernière étant corrélée à la vitesse de propagation ainsi qu'à la densité du bois. Cette méthode permet de mesurer la valeur du *MOE* moyen du tronc sur une portion importante de celui-ci, entre les deux capteurs servant à réaliser la mesure, faisant d'elle une méthode de test global (Bertolini et al., 1998). Cependant, cette méthode nécessite une connaissance préalable de la densité du bois et est sensible aux défauts présents dans la portion de tronc testée (Kasal et Tannert, 2011).

Enfin, les propriétés mécaniques globales de l'arbre peuvent être estimées directement en sollicitant mécaniquement l'arbre. L'analyse de la déformation de l'arbre par rapport à l'effort appliqué sur celui-ci permet d'évaluer ses raideurs apparentes, correspondant à celles mise en place au sein d'une modélisation de l'arbre pour que celle-ci soit déformée de la même manière que l'arbre pour la même sollicitation. En fonction des efforts appliqués, ces essais peuvent être destructifs ou non destructifs. Lors d'essais induisant une forte déformation de l'arbre, les raideurs estimées peuvent être significativement diminués du fait de la déstabilisation de l'arbre induite par son poids propre (Jonsson et al., 2006). Ces essais de *Pulling* ou de *Winching* sont souvent longs à mettre en place et ne permettent que d'obtenir directement les raideurs apparentes globales des arbres. Les propriétés mécaniques du matériau bois peuvent être obtenues indirectement à l'aide d'une modélisation du comportement arbres, dont les hypothèses influent sur les valeurs (Jonsson et al., 2006).

L'essai de *Pull – Release (PR)* est utilisé pour évaluer le comportement des arbres au vent ainsi que pour évaluer la stabilité des arbres en ville (Buza et Divós, 2016). Cet essai consiste à appliquer un effort perpendiculaire au tronc de l'arbre afin de le déstabiliser (*Pull*), puis de relâcher cet effort brusquement (*Release*) (Figure 2-1, Figure 3-3, Figure 3-4). L'essai de *PR* permet d'évaluer le comportement statique de l'arbre lors de la phase de *Pull*, ainsi que d'évaluer le comportement dynamique de l'arbre lors de la phase de *Release* et à l'issue de celle-ci.

L'essai de *PR* est dérivé de l'essai de *Pulling*, où l'arbre est déstabilisé jusqu'à la rupture complète du tronc ou de l'enracinement, permettant de caractériser la raideur du tronc et le comportement de l'enracinement (Jonsson et al., 2006; T. Lundström et al., 2007; Peltola et al., 2000). Cet essai permet aussi de calculer une énergie de basculement (Dorren et Berger, 2006; Stokes et al., 2005).

L'essai de *PR* permet de mesurer la réponse vibratoire libre de l'arbre lors de la phase de *Release*. Les fréquences de résonance ainsi que l'amortissement de la réponse vibratoire de l'arbre sont utilisés comme indicateurs de la stabilité de l'arbre et de sa vulnérabilité au vent (Jonsson et al., 2007).

Enfin, à l'aide d'une modélisation simple de l'arbre, il est possible de prédire correctement la première fréquence de résonance de celui-ci (Fournier et al., 1993). L'essai de *PR* permettant de solliciter l'arbre de manière à la fois statique et dynamique, les grandeurs issues de cet essai sont suffisantes pour calibrer ce type de modélisation de l'arbre (Jonsson et al., 2007).

1.4 Modèles de la réponse d'un arbre à différentes sollicitations statiques et dynamiques

Il est possible de réaliser une modélisation analytique de l'arbre permettant de décrire son comportement vibratoire (Rodriguez et al., 2008). Ce type de modélisation nécessite cependant des hypothèses simplificatrices sur la géométrie et la réponse mécanique des éléments constitutifs de l'arbre pour être résoluble. La réalisation d'un modèle numérique de l'arbre permet de s'affranchir de certaines de ses hypothèses, permettant de modéliser de manière plus fine et réaliste la géométrie et le comportement mécanique des éléments constitutifs de celui-ci.

La modélisation de l'arbre est un compromis entre la performance de la prédiction de son comportement mécanique et les données disponibles pour paramétrer et calibrer celle-ci. Le temps de calcul nécessaire à la résolution de la modélisation peut aussi contraindre à sa simplification ou à la mise en place d'une métamodélisation pour rendre possible l'usage opérationnel de celle-ci.

Les modélisations de l'arbre présentées ci-après suivent deux types d'objectifs : la prédiction de la réponse mécanique d'arbres à diverses sollicitations à l'aide de données mesurées in situ, et la compréhension des phénomènes dynamiques à l'œuvre dans la réponse de l'arbre à une sollicitation.

1.4.1 Modélisations analytiques

Afin d'étudier la vulnérabilité des arbres soumis au vent et à la neige, Peltola et al. (1999) ont développé une modélisation analytique statique de l'arbre permettant d'évaluer la vitesse de vent critique nécessaire pour rompre son tronc ou pour le déraciner. Dans ces travaux, le tronc des arbres est modélisé comme un cône encastré et le houppier est modélisé par un cône. La modélisation mise en place prend en compte la déstabilisation supplémentaire induite par la masse de l'arbre (et de la neige) ainsi que la déformation du houppier lorsque l'arbre est sollicité par le vent. Le profil de vitesse du vent est pris en compte, tout comme la taille et la proximité des trouées, ainsi que l'augmentation de la vitesse du vent lors des bourrasques. La contrainte au sein du tronc est considérée comme uniforme, et est ainsi calculée au niveau du \emptyset_{DbH} de l'arbre, la valeur de (*MOR*) est quant à elle issue d'essais destructifs. Le moment résistant maximal de l'enracinement est calculé comme étant proportionnel au poids de la galette racinaire, qui est évalué à l'aide d'une relation empirique issue d'autres essais. Par ailleurs, bien que les caractéristiques du sol aient une forte influence sur la masse de la galette racinaire, celles-ci ne sont pas explicitement prises en compte.

La modélisation peut être paramétrée à l'aide de l'espèce de l'arbre (déterminant ses propriétés mécaniques et les relations empiriques utilisées), de la hauteur et du \emptyset_{DbH} des arbres, de la densité du peuplement, de la distance et de la taille de la lisière ainsi que de la vitesse du vent. La modélisation permet de calculer la vitesse de vent moyenne induisant la rupture du tronc et de l'enracinement pour différents scénarios de chargement de neige. La modélisation est fonction du moment résistant maximal de l'enracinement ainsi que du *MOR*. Les sollicitations prédites pour le déracinement des épicéas (*Picea abies* (L. Karst)) ont un écart moyen de 16 % avec celles observées lors d'essais in situ et de moins de 10 % pour la rupture du tronc. La contrainte induite par la déstabilisation de l'arbre est sous-évaluée du fait de l'absence de la prise en compte de la rotation de l'enracinement lorsque l'arbre est sollicité. Par ailleurs, le pouvoir explicatif limité de la relation empirique reliant les dimensions de l'arbre à la masse de l'enracinement réduit la performance de la modélisation, notamment du fait des grandes disparités de morphologie des enracinements au sein des mêmes sols et au sein de sols différents.

Dans le but de modéliser la distribution spatiale et temporelle des modes de vibration des arbres, et afin de limiter le nombre de paramètres devant être mesurés in situ, Rodriguez et al. (2008) ont proposé une modélisation analytique de l'arbre sous la forme « *d'arbres fractals* », constitués d'un ensemble de segments coniques similaires. Ces segments sont définis par leur conicité, le rapport entre les diamètres des segments avant et après un embranchement, l'angle d'émergence des segments et le rapport entre la longueur et le diamètre des segments. Le matériau des segments est considéré comme isotrope avec des propriétés constantes pour tous les segments. L'arbre peut ainsi être généré à l'aide de ces paramètres et des dimensions du premier segment, correspondant au tronc. Du fait du mode de génération des arbres, les différentes fréquences et masses modales sont fonction du mode fondamental et des paramètres de génération des arbres, permettant de limiter la description de l'arbre à ce mode et à ces paramètres. La modélisation analytique mise en place permet de prédire correctement la distribution spatiale et fréquentielle des modes ainsi que leur rang relatif, par rapport à celles issues de modélisations par la *MEF* à haute résolution de deux arbres (*Juglans regia* (L.) et *Pinus pinaster* (Ait.)). Il est observé que les modes à plus hautes fréquences correspondent à la mise en mouvement de segments les plus éloignés du premier segment. Par ailleurs, la présence uniforme de modes dans le spectre fréquentiel permet une circulation de l'énergie au sein des modes et des segments, par sollicitations successives des uns sur les autres. Enfin, les modes de vibrations des segments supérieurs s'intercalent généralement entre le premier et le second mode de déformation du premier segment.

Afin de modéliser le comportement dynamique des arbres au vent, Murphy et Rudnicki (2012) ont proposé une modélisation des arbres qui représente le tronc et les branches comme un système plan de barres rigides reliées entre elles par des liaisons rigides de raideur en rotation constante. Les raideurs des embranchements ainsi que des différents éléments sont assimilées à celles des liaisons entre les barres rigides. Les masses des différents éléments sont assimilées à des masses ponctuelles au centre de gravité des éléments. La simplification de la modélisation induite par la concentration des masses et l'assimilation des déformations des éléments par des rotations de corps rigides réduit fortement la durée de résolution numérique du modèle et permet une résolution analytique lorsqu'une hypothèse de petits déplacements est formulée. Le modèle proposé permet de prédire des fréquences modales cohérentes avec celles observées in situ.

1.4.2 Modélisations par la méthode des éléments finis (MEF)

Afin de modéliser le comportement dynamique de trois arbres (*Pseudotsuga menziesii* (Mirb.)) soumis à un essai de *PR*, Moore et Maguire (2008) ont proposé une modélisation des arbres par la méthode des éléments finis (MEF). Seuls le tronc et les branches d'ordre 1, dont la géométrie a été mesurée in situ, sont représentés dans le modèle. La modélisation de l'arbre est encadrée et des éléments de poutres coniques suivant la formulation de Euler-Bernoulli sont utilisés. La masse des éléments du tronc et des branches est issue de la description fine de leur géométrie et des densités du bois issues de la bibliographie. La masse totale des branches est issue des mesures in situ. L'amortissement des troncs est modélisé par un frottement de type visqueux dont la valeur est issue d'essais de *PR* réalisés sur les arbres élagués. La valeur du frottement de type visqueux des branches est évaluée comme étant proportionnelle, avec une valeur maximale, à la masse de bois des branches. La valeur du *MOE* des troncs est issue des essais de *Pulling* sur les arbres élagués, tandis que celui des branches est constant avec une valeur différente du *MOE* du tronc, avec plusieurs valeurs testées.

La modélisation proposée permet une prédiction plus fine de la fréquence de résonance de l'arbre par rapport à une modélisation de l'arbre comme un mât avec des masses distribuées, mais il est sensible à la valeur du *MOE* des branches, avec des écarts compris entre 2.3 % et 19 % en fonction du *MOE* des branches, contre 36.5 % pour la modélisation avec masses distribuées. Cette modélisation est d'autant plus efficace que la masse du houppier est importante. Le phénomène d'amortissement du tronc par les branches, défini comme étant un *amortissement par embranchement* par Spatz et Theckes (2013), est d'autant plus important que le *MOE* des branches est faible. La fréquence de résonance modélisée ainsi que l'amortissement de l'arbre sont indépendants du point d'application de la sollicitation. La modélisation fine de la géométrie et des propriétés mécaniques de l'arbre est nécessaire pour améliorer la prédiction du comportement dynamique des arbres pour les plus hautes fréquences et pour les modes de résonances autres que le mode fondamental. Cependant, ce type de modélisation nécessite beaucoup de paramètres à mesurer in situ et est par ailleurs sensible au *MOE* des branches, dont les valeurs et les distributions restent peu étudiées (Tableau 1-1).

Afin d'évaluer la réponse mécanique du tronc ainsi que de l'enracinement à un essai de *Pulling*, Jonsson et al. (2006) ont proposé une modélisation de 23 *Picea abies* (L. Karst) par éléments finis. La modélisation de l'arbre est constituée d'un tronc, modélisé à l'aide de 100 éléments poutres suivant la formulation de Timoshenko répartis uniformément (ANSYS, beam188). La masse du tronc et du houppier est répartie sur les éléments conformément aux mesures réalisées sur le terrain. Le bois est modélisé par un matériau élastique, de densité constante (850 kg/m^3) et de coefficient de Poisson de 0.26. La modélisation prend en compte les non-linéarités géométriques issues de grandes déformations de l'arbre, ainsi que l'effet de la masse. Pour simplifier le modèle, la rotation de l'enracinement est localisée sur le premier nœud à la base du modèle et sa réponse mécanique est assimilée à celle d'un ancrage élastique en flexion et de raideur constante. Les valeurs de raideur d'enracinement et de *MOE* de la modélisation sont ajustées afin que les déformations du tronc et de l'enracinement soient identiques à celles observées in situ lors d'essais de *Pulling*. La non-prise en compte de la déstabilisation induite par le poids de l'arbre sur le comportement statique de l'arbre induit une sous-évaluation du *MOE* et de la raideur d'enracinement observée, jusqu'à 14 % pour cette dernière. L'hypothèse selon laquelle la raideur de l'enracinement est constante pour des valeurs de rotation inférieures à 0.25° n'est pas vérifiée, bien que celle-ci soit utilisée de manière concluante dans les modélisations (Tableau 1-1).

Afin d'étudier l'influence de l'architecture des parties aériennes de trois *Pinus pinaster* (Ait.) de 4 ans sur leur réponse vibratoire libre à des essais de *PR*, Sellier et al. (2006) ont mis en place une modélisation *MEF* de ces arbres. L'arbre est modélisé jusqu'à l'ordre 3 à l'aide d'éléments poutre cylindrique selon la formulation de Timoshenko, les liaisons entre les branches sont des encastremets, l'enracinement est modélisé par une liaison élastique en flexion, de raideur constante. La géométrie de l'arbre est issue de mesures réalisées in situ, les aiguilles n'étant pas modélisées, leur effet sur le comportement dynamique de l'arbre étant pris en compte dans la masse et les propriétés d'amortissement de leur élément de support. Les masses des différents éléments des arbres sont issues de mesures réalisées in situ. La valeur du *MOE* est supposée uniforme au sein des arbres, celle-ci, ainsi que celle de la raideur de l'enracinement sont ajustées afin de reproduire les déformations observées lors d'essais de *Pulling* réalisés in situ. L'amortissement au niveau des parties aériennes est modélisé à l'aide des hypothèses de Rayleigh, l'amortissement de l'enracinement est modélisé par un amortissement de type visqueux. Les valeurs des paramètres définissant les amortissements sont calibrées afin que l'amortissement du mode fondamental corresponde à celui observé in situ. L'écart entre la fréquence du mode fondamental modélisé et observé est inférieur à 10 % du fait des approximations des valeurs de *MOE* et de la raideur de l'enracinement. La simplification de la géométrie de la modélisation induisant une sur estimation de la fréquence fondamentale de 10 % à 20 %. Les aiguilles sont responsables de 80 % de l'amortissement des arbres étudiés et l'amortissement du tronc est réduit de moitié lorsque le mouvement des branches n'est pas pris en compte (Tableau 1-1).

Afin d'étudier l'influence de l'architecture des parties aériennes des arbres sur leur réponse vibratoire au vent, Jackson et al. (2019a) ont mesuré la réponse vibratoire au vent de 766 conifères, feuillus tempérés, tropicaux et de parc ainsi que mis en place une modélisation *MEF* de 1083 feuillus tempérés, tropicaux et de parc. L'architecture des arbres modélisés est issue de mesures par *lidar*, les branches de moins de 2 cm de diamètre n'étant pas prises en compte, tout comme les branches filles dont le diamètre est inférieur à 30 % des branches mères. Les arbres sont modélisés à l'aide d'un ensemble de cylindres. Le bois est modélisé par un matériau élastique, de *MOE* constant (9,5 Gpa) et de densité constante (800 kg/m³) pour tous les arbres modélisés. La fréquence fondamentale (f_0) des conifères peut être prédite ($R^2 = 0.77$) via une modélisation de celui-ci par un mat encasté, ce n'est pas le cas pour les feuillus, pour lesquels une part importante de la variation résiduelle de f_0 peut être expliquée par la proportion de volume de bois du houppier, son asymétrie et le rapport entre sa hauteur et sa largeur maximale. La réponse vibratoire des arbres les plus élancés tendant à être dominée par une seule fréquence, à la manière d'un pendule (Tableau 1-1).

Afin d'étudier la réponse mécanique du tronc et de l'enracinement à un essai de *Pulling* ainsi que pour modéliser la réponse de l'arbre (*Picea abies* (L. Karst)) à un impact, Lundström et al. (2008, 2009) ont utilisé un modèle analogue à celui proposé par Jonsson et al. (2006). Les masses de l'arbre et du houppier sont distribuées sur les nœuds du modèle à l'aide d'une fonction polynomiale de la hauteur. Dans les travaux de Lundström et al. (2009), le matériau bois est modélisé comme étant élastoplastique avec une raideur résiduelle, le seuil de plastification étant défini comme une fraction du *MOR*, la rupture ayant lieu à un multiple de la déformation au seuil de plastification. Le comportement de l'enracinement est issu de courbes normalisées de réponse de l'enracinement à un essai de *Pulling*, permettant de prendre en compte dans la modélisation le caractère non constant de la raideur de l'enracinement. Le moment résistant maximal de l'enracinement est issu d'une relation empirique issue des travaux T. Lundström et al. (2008). La loi de contact entre l'impacteur et la tige est issue d'essais d'impact en laboratoire. Le modèle permet de prédire la quantité d'énergie maximale perdue par le bloc lors d'un impact (W_{cap}), en fonction de la hauteur de l'impact, ainsi que des dimensions de l'arbre. Le modèle permet par ailleurs d'évaluer la part de cette énergie absorbée par les différents compartiments de l'arbre (Tableau 1-1).

Afin de modéliser la réponse de tiges de hêtre vert (*Fagus sylvatica* (L.)) de petits diamètres à des impacts issus d'essais de mouton de Charpy, Bertrand et al. (2013) ont mis en place une modélisation des tiges par éléments finis, utilisant la théorie des poutres selon la formulation de Timoshenko. Les tiges sont modélisées par des éléments multifibres et le caractère imparfait de l'encastrement est pris en compte pour la reproduction numérique des essais de mouton de Charpy. Le comportement mécanique du matériau bois est modélisé par une loi élastoplastique, avec une rigidité résiduelle dans la phase plastique en compression et par une loi élastique fragile en traction. Le *MOE* et l'amortissement des tiges sont évalués à l'aide d'un essai de *PR*.

Les simulations du modèle calibré génèrent des résultats en adéquation avec les essais. Le comportement dynamique des tiges est fortement influencé par les caractéristiques de l'impact, telles que son effort maximal, sa durée, et son évolution pendant la phase de contact. La modélisation de l'impact par une force imposée permet de reproduire les déplacements observés lors des essais de mouton de Charpy. Le régime dynamique de la tige à l'impact peut être évalué à l'aide de la comparaison entre la durée de contact et la durée des périodes d'oscillation libre. Enfin, la réponse dynamique de l'arbre à l'impact est fortement influencée par les caractéristiques de l'ancrage (Tableau 1-1).

Afin d'étudier la sensibilité de *Pinus Radiata* (D. Don) au flambement du fait de son poids ou du chargement induit par la neige, Dargahi et al. (2019) ont proposé une modélisation par la *MEF* de l'arbre, afin de mettre en œuvre une analyse linéaire du flambement pour différents cas de chargements statiques. Les arbres sont modélisés par une section de cône cylindrique ancré de manière élastique de raideur en flexion constante. La masse propre du modèle est prise en compte et les propriétés mécaniques du tronc peuvent varier linéairement. La modélisation de l'arbre est soumise à différents scénarios de chargement, ainsi que des variations de propriétés mécaniques et de géométrie. La conicité du tronc, la raideur de l'enracinement et le ratio entre le *MOE* et la densité ont un effet sur le chargement limite avant flambement. Les arbres les moins sensibles au flambement sont les arbres les plus coniques, avec les enracinements les plus rigides, les masses du houppier les plus faibles, les hauteurs du centre de masse du houppier les plus basses et une rigidité croissante en direction du sommet de l'arbre (Tableau 1-1).

Afin d'étudier le comportement dynamique au vent de *Pinus pinaster* (Ait.) ainsi que l'effet des bourrasques répétées sur celui-ci, Yang et al. (2020) ont proposé une modélisation par la *MEF* de l'arbre et de son enracinement. La modélisation de l'arbre est constituée d'une tige avec des branches d'ordre 1 et des racines d'ordre 1 et 2. La modélisation est réalisée à l'aide d'éléments poutres linéaires 3D suivant la formulation de Timoshenko. Le matériau bois est modélisé par une loi élastique quasi-fragile et le sol par une loi élastoplastique prenant en compte l'effet de l'endommagement. Les scénarios de vitesse de vent auxquels sont soumises les modélisations des arbres sont issus d'une synthèse de séries temporelles observées par une station météo proche des arbres modélisés. La fréquence de résonance des arbres modélisés sont proches de celles observées in situ, tout comme la corrélation entre les déplacements de l'arbre et la vitesse du vent. Les caractéristiques de l'enracinement modélisé ont une très faible influence sur les oscillations du sommet de l'arbre, seules les rotations de la base du modèle sont sensibles aux conditions d'ancrage. Les moments maximaux nécessaires au basculement de l'arbre issus des modélisations sont proches de ceux observés in situ. Bien que ce modèle comporte de nombreux paramètres, qu'il simplifie la mécanique du sol et néglige l'effet de l'entourage de l'arbre sur leur comportement mécanique, il met en évidence un affaiblissement de l'enracinement à la suite de séries répétées de bourrasques (Tableau 1-1).

Moore et Maguire (2008) : modélisation de la réponse à des essais de <i>PR 3 Pseudotsuga menziesii (Mirb.)</i>		
Modélisation de l'arbre	Paramètres employés	Résultats
Géométrie jusqu'à l'ordre 2 par poutre conique, formulation de Euler-Bernoulli. Masses uniformes. Enracinement par encastrement.	Masses par géométrie et densité (non mesurée, bibliographie). <i>MOE</i> tronc calibré (essais de <i>Pulling</i>). <i>MOE</i> branches constants, plusieurs valeurs testées.	f_0 plus réaliste et sensible aux <i>MOE</i> branches. Amortissement par embranchements important si <i>MOE</i> branches faible.
Jonsson et al. (2006) : modélisation de la réponse à des essais de <i>Pulling</i> sur 23 <i>Picea abies (L. Karst)</i>		
Modélisation de l'arbre	Paramètres employés	Résultats
Géométrie jusqu'à l'ordre 1 (tronc) par 100 éléments de poutre, formulation de Timoshenko. <i>MOE</i> uniforme Enracinement par ancrage élastique de raideur constante.	Masses tronc et houppier par masse répartie (masse totale mesurée par tronçons, masse tronc par géométrie et densité). <i>MOE</i> et raideur d'enracinement calibrés (essais de <i>Pulling</i>).	Prise en compte de la déstabilisation par le poids nécessaire. Raideur de l'enracinement non constante mais hypothèse fonctionnelle.
Sellier et al. (2006) : modélisation de la réponse à des essais de <i>PR</i> sur 3 <i>Pinus pinaster (Ait.)</i>		
Modélisation de l'arbre	Paramètres employés	Résultats
Géométrie jusqu'à l'ordre 3, poutres cylindriques, formulation de Timoshenko. Branches encastées, amortissement de Rayleigh. Enracinement par ancrage élastique de raideur constante, amortissement visqueux. <i>MOE</i> uniforme. Aiguilles prises en compte par masse et amortissement.	<i>MOE</i> et raideur d'enracinement calibrés (essais de <i>Pulling</i>). Amortissement calibré sur le premier mode (essais de <i>PR</i>).	f_0 surestimé pour les géométries simplifiées. Amortissement principalement aérodynamique au niveau des aiguilles.
Jackson et al. (2019a) : comportement mécanique de 766 conifères, feuillus tempérés, tropicaux et de parc et modélisation <i>MEF</i> de 1083 feuillus tempérés, tropicaux et de parc		
Modélisation de l'arbre	Paramètres employés	Résultats
Branches de moins de 2 cm de diamètre non modélisées, branches filles de diamètre inférieur à 30 % des branches mères non modélisé. Poutres cylindriques. <i>MOE</i> constant (9,5 Gpa) et de densité constante (800 kg/m ³).	Modélisation de la géométrie par lidar. <i>MOE</i> non mesuré. Masses par géométrie et densité (non mesurée).	Seule f_0 des conifères prédictible ($R^2 = 0.77$) par modèle de mat encasté. La proportion de volume de bois du houppier, son asymétrie et le rapport entre sa hauteur et sa largeur maximale prédicté de f_0 . La réponse vibratoire des arbres les plus élancés est dominée par une seule fréquence (f_0).

Lundström et al. (2008, 2009) : réponse à l'impact de <i>Picea abies</i> (L. Karst)		
Modélisation de l'arbre	Paramètres employés	Résultats
<p>Modèle de Jonsson et al. (2006).</p> <p>Masses de l'arbre et du houppier distribuées (fonction polynomiale).</p> <p>Matériau bois par loi élastoplastique avec raideur résiduelle.</p> <p>Comportement de l'enracinement par courbes normalisées.</p>	<p>Comportement de l'enracinement calibré (essai de <i>Pulling</i>).</p> <p>Moment résistant par relation empirique.</p> <p>Loi de contact issue d'essais en laboratoire.</p>	<p>W_{cap} prédit par la hauteur de l'impact, et les dimensions de l'arbre.</p> <p>Modèle permettant l'évaluation de la part de W_{cap} absorbée par les différents compartiments de l'arbre.</p>
Bertrand et al. (2013) : comportement mécanique de réponse à l'impact de tiges de hêtre vert (<i>Fagus sylvatica</i> (L.)) de petits diamètres		
Modélisation de l'arbre	Paramètres employés	Résultats
<p>Géométrie jusqu'à l'ordre 1, éléments multifibres, formulation de Timoshenko.</p> <p>Matériau bois par loi élastoplastique, avec une raideur résiduelle en compression et par une loi élastique fragile en traction.</p> <p>Caractère imparfait de l'encastrement pris en compte.</p>	<p>Reproduction numérique des essais de mouton de Charpy.</p> <p><i>MOE</i> et l'amortissement des tiges calibrés (essai de <i>PR</i>).</p>	<p>Comportement dynamique fortement influencé par les caractéristiques de l'impact (effort maximal, durée, son évolution pendant la phase de contact) et des caractéristiques de l'ancrage.</p> <p>Régime dynamique de la tige à l'impact évaluable par comparaison entre la durée de contact et la durée des périodes d'oscillation libre.</p>
Dargahi et al. (2019) : sensibilité de <i>Pinus Radiata</i> (D. Don) au flambement du fait de son poids et de la neige		
Modélisation de l'arbre	Paramètres employés	Résultats
<p>Géométrie jusqu'à l'ordre 1, section de cône cylindrique</p> <p>Enracinement par ancrage élastique de raideur constante.</p> <p>Masse propre prise en compte.</p> <p>Propriétés mécaniques du tronc variant linéairement.</p>	<p>Différents scénarios de chargement.</p> <p>Variations de propriétés mécaniques et de géométrie (non mesurés).</p>	<p>Sensibilité réduite au flambement pour les arbres les plus coniques, avec les enracinements les plus rigides, les masses du houppier les plus faibles, les hauteurs du centre de masse du houppier les plus basses et la rigidité de section croissante en direction du sommet de l'arbre.</p>

Yang et al. (2020) : dynamique au vent de <i>Pinus pinaster</i> (Ait.)		
Modélisation de l'arbre	Paramètres employés	Résultats
Géométrie de l'arbre et des racines jusqu'à l'ordre 2. Éléments poutres cylindrique, formulation de Timoshenko. Matériau bois par loi élastique quasi-fragile. Sol par loi élastoplastique.	Scénarios de vitesse de vent (synthèse de séries temporelles observées par une station météo proche des arbres)	f_0 et corrélation entre les déplacements de l'arbre et la vitesse du vent proches des observations. Influence secondaire des caractéristiques de l'enracinement les oscillations de l'apex. Rotations de la base du modèle sont sensibles aux conditions d'ancrage. Moments maximaux nécessaires au basculement de l'arbre proches des observations.

Tableau 1-1 Synthèse des modèles de l'arbre par la méthode MEF

Synthèse bibliographique des différentes modélisations par MEF de l'arbre, mise en place afin d'étudier le comportement mécanique et les adaptations morphologiques et mécanique d'arbres à soumis différents types de sollicitations mécaniques.

1.4.3 Modélisations par la méthode des éléments discrets (MED)

La modélisation par la Méthode des Éléments Discrets (MED) permet de créer des modèles d'objets physiques en les représentant à l'aide d'un ensemble de sphères appelées *nœuds*, indéformables dans le cas d'une approche par dynamique du contact ou déformables dans le cas d'une approche par dynamique moléculaire. L'approche par *dynamique moléculaire* permet une interpénétration des sphères constituant le modèle, ce qui permet de calculer de manière simple des efforts de contacts. Les *nœuds* peuvent interagir entre eux à distance, à l'aide de *connexions*. La modélisation par la MED a été initialement développée pour modéliser les milieux granulaires, mais peut être mise en place pour modéliser des structures homogènes, où la déformation du milieu est représentée à l'aide de forces appliquées à chacun des nœuds, en fonction de la position et de la vitesse des nœuds adjacents au travers des *connexions*. La modélisation par la MED permet en outre de prendre en compte les grands déplacements du modèle (Olmedo, 2015; Toe, 2016).

Afin d'étudier la réponse d'une tige d'arbre à un impact, Olmedo (2015) et Toe (2016) ont proposé une modélisation par la MED (logiciel YADE DEM) de l'arbre. La tige impactée est modélisée par un cône, le matériau bois est modélisé comme étant un matériau élastoplastique avec une raideur résiduelle différenciée lors de sa plastification et de sa décharge.

L'enracinement est modélisé au niveau du premier nœud, comme dans les modèles de Jonsson et al. (2006). L'enracinement a un comportement élastoplastique parfait, avec une raideur constante en flexion et un moment résistant maximal calculé à l'aide d'une relation empirique. Le houppier est modélisé par une masse additionnelle uniformément répartie sur les nœuds de la tige correspondant à la partie de l'arbre avec un houppier. La masse et la longueur du houppier sont issues de relations empiriques. Dans la modélisation mise en place, le diamètre de l'arbre, la vitesse du bloc lors de l'impact et l'excentricité de l'impact sont les grandeurs ayant le plus d'influence sur la valeur de W_{cap} . Les propriétés mécaniques des arbres étant quant à elles secondaires dans la prédiction la valeur de W_{cap} , bien que celles-ci aient une influence sur le comportement dynamique de l'arbre.

1.5 Présentation du travail de thèse

1.5.1 Objectifs et problématique

Ce travail de thèse a pour objectif applicatif d'améliorer la caractérisation du comportement mécanique des arbres vis-à-vis d'impacts de blocs, dans le but d'améliorer la gestion sylvicole dans un contexte de protection contre les chutes de blocs. Plus spécifiquement, ce travail vise à construire un protocole impliquant conjointement des mesures non destructives sur des épicéas (*Picea abies* (L. Karst)) et des modèles numériques pour évaluer les dégâts occasionnés sur les arbres par l'impact.

Les grandeurs nécessaires à la description du comportement mécanique de l'arbre lors d'un impact doivent permettre de caractériser les deux fonctions attendues dans la réduction de l'aléa de chute de blocs :

- D'une part, réduire l'énergie cinétique du bloc à l'issue de l'impact. Cette fonction sera nommée « efficacité de l'arbre » dans ce travail.
- D'autre part, résister à l'impact du bloc afin de maintenir la fonction de protection dans le temps. Cette fonction sera nommée « vulnérabilité de l'arbre » dans ce travail.

Les études précédentes se sont concentrées sur la caractérisation de l'efficacité de l'arbre à réduire l'énergie d'un bloc lors d'un impact (Dorren et Berger, 2006; Lundström et al., 2009; Toe, 2016). Au contraire, l'évaluation de la vulnérabilité des arbres n'a jamais été étudiée de manière directe. De plus, les modélisations mises en place ont nécessité des essais destructifs et complexes à mettre en œuvre afin d'être calibrées, ce qui n'est pas compatible avec la mise en place d'outils d'expertise et de gestion forestière.

L'objectif de ce travail de thèse est de lever ces limitations en répondant aux questions scientifiques suivantes :

- Quelles sont les grandeurs physiques permettant de décrire la vulnérabilité à l'impact ?
- Ces grandeurs sont-elles mesurables à partir de la réponse à des sollicitations statiques et vibratoires non destructives ?
- Comment mesurer ces grandeurs de manière non destructive in situ ?
- Comment modéliser l'arbre afin de reproduire sa réponse mécanique à des essais non destructifs ainsi qu'à l'impact ?
- Quels sont les paramètres permettant de prédire la vulnérabilité de l'arbre à l'impact ?

1.5.2 Description de l'approche

Pour évaluer la vulnérabilité d'un arbre à l'impact, il est envisagé de construire un protocole expérimental de caractérisation du comportement mécanique de l'arbre utilisant des mesures non destructives applicables sur le terrain. Les données issues des essais réalisés à l'aide du protocole proposé ont vocation à être utilisées pour calibrer un modèle numérique reproduisant le comportement de l'arbre lors d'impacts de blocs rocheux. Ce modèle calibré est enfin utilisé pour quantifier la vulnérabilité des arbres aux chutes de bloc.

La réponse mécanique de l'arbre à l'impact dépend de ses propriétés mécaniques et dimensionnelles ainsi que des caractéristiques de l'impact. Cette réponse est variée, du fait de la grande diversité des impacts auxquels peut être soumis l'arbre. Par ailleurs, à la suite d'un impact, l'arbre peut être endommagé à divers niveaux ainsi qu'à divers degrés, allant de la blessure superficielle au déracinement ou à la rupture du tronc. Dans le but de relier la réponse mécanique de l'arbre à un essai mécanique non destructif avec son endommagement à la suite d'un impact, c'est-à-dire avec sa vulnérabilité, il est nécessaire d'identifier, parmi les grandeurs décrivant la réponse mécanique de l'arbre, celles qui décrivent aussi la vulnérabilité de l'arbre. Une campagne de simulations d'impacts variées à l'aide d'une modélisation par la *MED* d'arbres réalistes est mise en place, afin de pouvoir identifier ces grandeurs communes.

Une fois que les grandeurs décrivant le comportement de l'arbre à l'impact, mesurable de manière non destructive par des sollicitations statiques et vibratoires, sont identifiées, un protocole permettant leur mesure in situ est mis en place. L'essai développé dans ce protocole est dérivé d'un essai de *Pulling* et de *PR* (Jonsson et al., 2007, 2006). En effet, cet essai permet de mesurer la réponse statique de l'arbre ainsi que sa réponse vibratoire libre.

Dans le but d'analyser le comportement de l'arbre à l'impact, une campagne de simulation d'impact est mise en place. Cette campagne est basée sur une modélisation par la *MED* de l'arbre capable de reproduire la réponse mécanique de l'arbre à l'impact ainsi que sa réponse mécanique aux essais non destructifs réalisés sur le terrain. La modélisation par la *MED* mise en place est dérivée de celle proposée par Toe (2016). Les modélisations sont calibrées à l'aide des grandeurs issues des essais non destructifs réalisés in situ. Cette modélisation est également validée au travers de la comparaison entre la réponse à l'impact d'arbres réellement impactés issus de la littérature avec la réponse à l'impact de leur modélisation par la *MED*.

La modélisation par la *MED* calibrée est enfin utilisée pour réaliser une campagne de simulation d'impacts, couvrant une large gamme de caractéristiques d'arbres et d'impacts. Les résultats issus de cette campagne de simulation sont utilisés afin de mettre en place une métamodélisation qui a pour but de prédire la vulnérabilité des arbres en fonction des grandeurs décrivant l'arbre et l'impact.

1.5.3 Organisation du travail de thèse

Pour mener à bien les objectifs définis ci-dessus, les travaux de recherche suivants ont été menés :

- Analyse de la réponse dynamique des arbres à l'impact en comparaison avec les réponses statiques et sous vibration libre, à l'aide d'approches numériques.
- Développement d'un protocole d'essais non destructifs de mesure des grandeurs représentatives des comportements statiques, en vibration libre et à l'impact des arbres.
- Analyse détaillée de la réponse à l'impact d'arbres réalistes à l'aide d'un modèle numérique calibré.
- Construction d'un métamodèle permettant la prédiction de la vulnérabilité de l'arbre.

Le chapitre précédent, introduisant le manuscrit de thèse, est suivi de quatre chapitres décrivant les travaux listés ci-dessus.

Le chapitre 2 est dédié à la comparaison entre la réponse mécanique des arbres à l'impact et leur réponse sous vibration libre. Des sollicitations de types « impulsionnel », « Pull – Release » et « impact » sont mises en œuvre à l'aide de différentes modélisations numériques de l'arbre ainsi qu'à l'aide de différentes approches de modélisation (analytique, *MEF*, *MED*). L'analyse se concentre sur l'évolution des fréquences de résonance du spectre de réponse de l'arbre, des amplitudes associées et des déformées statiques en fonction du type de sollicitation, des propriétés mécaniques et de la géométrie de l'arbre. L'analyse est menée de manière à pouvoir tirer des conclusions concernant la mise en place de mesures non destructives de terrain capables de fournir des mesures utiles à la calibration de modèles d'impact de blocs rocheux sur des arbres.

Le chapitre 3 présente la mise en place d'un protocole permettant de mesurer de manière non destructive les grandeurs représentatives des réponses statiques, dynamiques et sous impact de l'arbre, identifiées dans le chapitre 2. Ce protocole est issu de ceux mis en place dans les travaux de (Jonsson et al., 2007, 2006) et se base sur un essai de type Pull – Release. Le protocole a ensuite été déployé pour tester six arbres sur le terrain.

Dans le chapitre 4, une modélisation par la *MED* de l'arbre est mise en place et calibrée à l'aide des données issues des essais in situ réalisés au chapitre 3. La masse de l'arbre et du houppier ainsi que les raideurs des arbres modélisés sont calibrées de telle sorte que les déformées statiques ainsi que la fréquence de résonance de l'arbre sont identiques à celles observées in situ. Par la suite, les arbres réalistes modélisés sont sollicités par des impacts dont les paramètres sont issus des travaux de Dorren et Berger (2006) et Lundström et al. (2009) et leurs réponses dynamiques sont comparées à celles issues de ces travaux.

Le chapitre 5 porte sur la prédiction de la vulnérabilité de l'arbre à l'impact. Celle-ci est prédite à l'aide d'un métamodèle construit à partir des résultats d'une campagne de simulation extensive. La campagne de simulation se déroule en deux temps : d'abord, un ensemble d'arbres est généré de manière aléatoire, les arbres dont les dimensions et le comportement mécanique sont jugés réalistes étant sélectionnés pour proposer un ensemble d'arbres réaliste ; des simulations d'impact aux caractéristiques variées sont ensuite réalisées sur cet ensemble d'arbres. Le métamodèle proposé relie les paramètres d'entrée de la modélisation à l'endommagement de l'arbre à l'issue de l'impact, avec pour objectif de prédire la vulnérabilité de l'arbre à l'aide de grandeurs mesurables in situ (Figure 1-9).

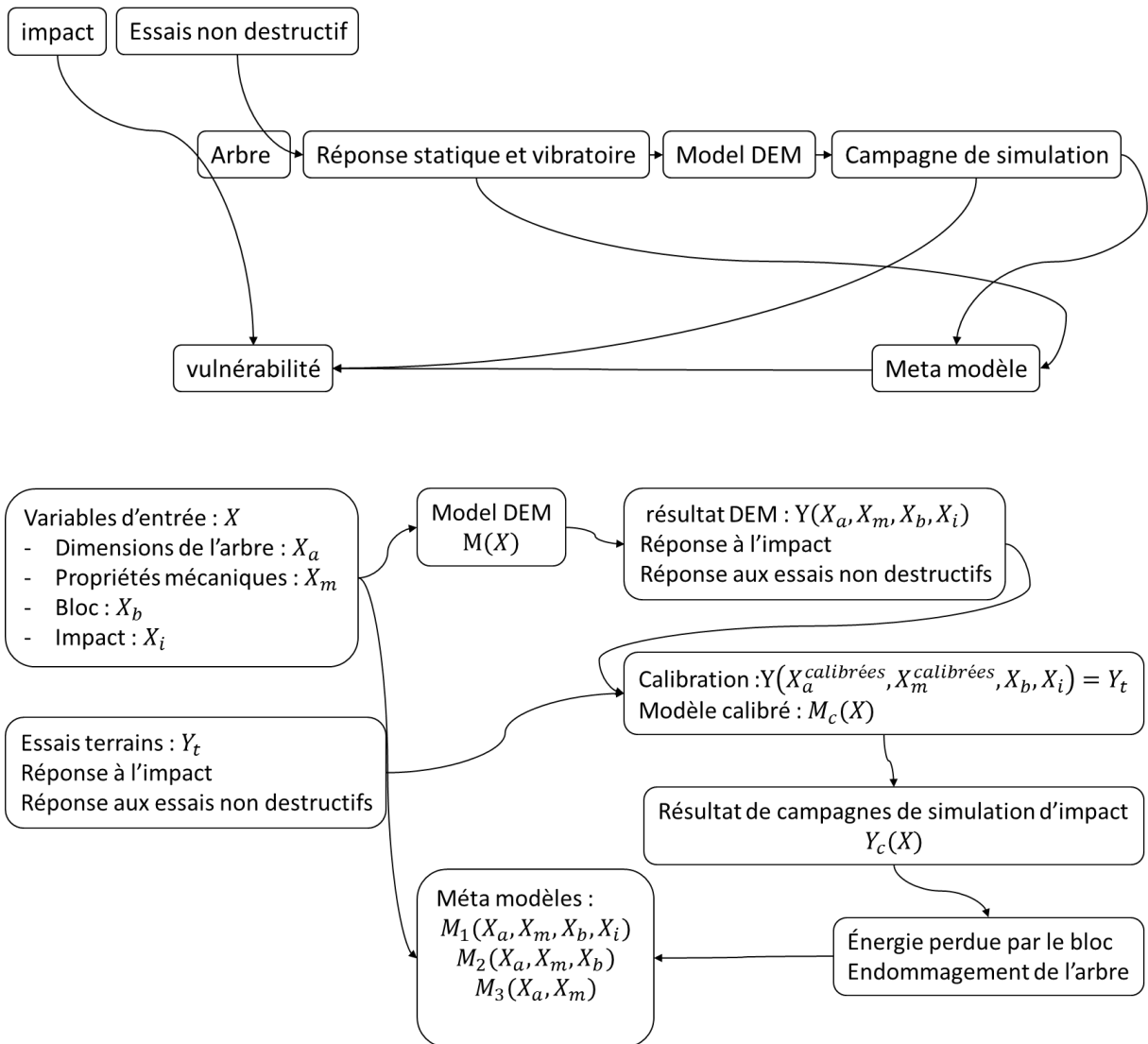


Figure 1-9 Schémas de la mise en place d'un métamodèle développé dans cette thèse

Schémas synthétiques des étapes nécessaires à la mise en place d'un métamodèle capable de prédire la vulnérabilité de l'arbre à l'impact.

2 Analyse de la réponse dynamique des arbres à l'impact en comparaison avec la réponse sous vibration libre à l'aide d'approches numériques.

2.1 Introduction

Le travail présenté dans ce chapitre est dédié à la comparaison entre la réponse mécanique des arbres à l'impact et leur réponse sous vibration libre, à l'aide de différentes modélisations numériques. Pour étudier la réponse sous vibration libre des arbres, le choix a été fait de privilégier les essais de Pull – Release (*PR*), aussi bien dans le cadre de simulations que lors d'essais non destructifs réalisés sur le terrain.

Les grandeurs caractéristiques de la réponse dynamique de l'arbre dans son domaine vibratoire sont les fréquences et les amplitudes associées aux pics du spectre fréquentiel de celle-ci. Par ailleurs, les caractéristiques de la réponse statique de l'arbre sont ses déformations.

L'étude menée dans ce chapitre a plusieurs objectifs :

- Comparer les fréquences et amplitudes entre les pics de résonance de la réponse dynamique des arbres à des sollicitations de type *PR*, à des sollicitations d'impact et à des sollicitations de type impulsionnelles, qui sont proches de sollicitations de type « impact ».
- Identifier les caractéristiques des arbres qui peuvent être déduites à partir des valeurs des fréquences et amplitudes des pics du spectre de réponse à ces différentes sollicitations.

L'essai de *PR* est un essai mécanique classiquement utilisé pour évaluer la stabilité de l'arbre au vent (Buza et Divós, 2016; Giambastiani et al., 2017; Sani et al., 2012), ainsi que pour mesurer ses caractéristiques mécaniques et ses fréquences de résonance (Buza et Divós, 2016; James et al., 2013; Jonsson et al., 2007, 2006; Stokes, 2000). Cet essai consiste dans un premier temps à appliquer une force avec une forte composante normale sur le tronc de manière quasi statique, afin de le faire fléchir, ce qui correspond à la phase de mise sous contrainte (*Pulling*). Après une phase de maintien, d'une durée du même ordre de grandeur que la phase de *Pulling*, l'effort appliqué sur le tronc est relâché brusquement. L'arbre oscille alors pour retrouver sa position initiale, ce qui correspond à la phase de libération (*Release*). L'effort appliqué lors de la phase de *Pulling* est généralement dimensionné de manière à ne pas endommager l'arbre (Figure 2-1). L'essai de *PR* est un essai réalisable in situ qui permet de solliciter tous les compartiments de l'arbre de manière significative, mais non destructive (Jonsson et al., 2007). L'étude de la réponse mécanique de l'arbre lors des différentes phases d'un essai *PR* permet en outre de caractériser l'arbre de manière quasi statique et dynamique.

Dans ce chapitre, des résultats issus de modélisations analytiques ainsi que par la *MEF* et la *MED* sont analysés. Les réponses de ces différentes modélisations à des sollicitations de types « impulsif », « Pull – Release » et « impact » sont explorées à l'aide des différentes approches. L'analyse se focalise sur l'évolution des fréquences de résonance et des amplitudes associées du spectre de réponse de l'arbre. L'influence du type de sollicitation, des propriétés mécaniques et de la géométrie de l'arbre sur ces grandeurs est détaillée. L'analyse est menée de manière à pouvoir tirer des conclusions concernant la mise en place de mesures non destructives réalisables in situ capables de fournir des grandeurs utiles à la calibration de modèles d'impact de blocs rocheux sur des arbres.

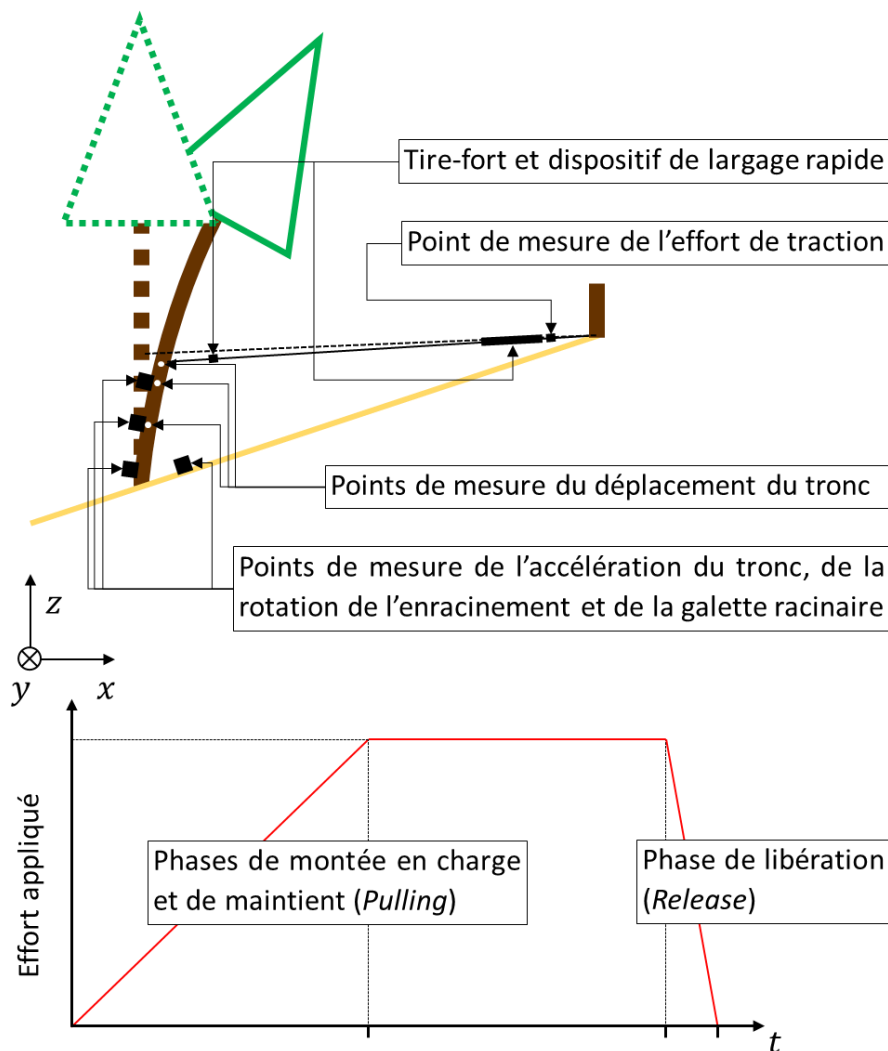


Figure 2-1 Essai de Pull – Release

Caractéristiques générales de l'essai de Pull – Release (PR)

2.2 Enjeux du chapitre

- Identifier, dans la réponse mécanique de l'arbre à un essai de *PR* ainsi que dans sa réponse mécanique à un impact, les grandeurs décrivant le comportement mécanique de l'arbre indépendamment de la sollicitation.
- Identifier les caractéristiques des arbres qui peuvent être déduites à partir des valeurs des fréquences et amplitudes des pics du spectre de réponse à ces différentes sollicitations.

Analyse de la réponse dynamique des arbres à l'impact en comparaison avec la réponse sous vibration libre à l'aide d'approches numériques.

2.3 Matériels et méthodes

Les différentes modélisations numériques présentées sont réalisées à l'aide de deux approches différentes : la méthode des éléments finis (*MEF*) et la méthode des éléments discrets (*MED*). Par ailleurs, certains résultats de simulations utilisant ces modélisations sont comparés à des résultats analytiques.

2.3.1 Description des approches de modélisation numérique utilisées

2.3.1.1 Modélisation par la méthode des éléments finis (*MEF*)

2.3.1.1.1 Principe général

Les modélisations par la *MEF* de l'arbre sont réalisées à l'aide du logiciel ABAQUS. Plusieurs auteurs ont utilisé la *MEF* pour simuler la réponse d'arbres aux impacts (Bertrand et al., 2013; Lundström et al., 2009). Cette méthode permet de modéliser finement la géométrie de l'arbre (Fournier et al., 1993; Moore and Maguire, 2008; Rodriguez et al., 2008; Sellier et al., 2006), mais peut devenir complexe à mettre en œuvre et coûteuse en temps de calcul lors de simulations d'impacts, du fait de la modélisation explicite du contact entre le bloc et l'arbre (Toe, 2016).

ABAQUS (SIMULIA) est un logiciel commercial développé par ABAQUS inc. ([Dassault Systèmes](#)).

ABAQUS permet la simulation de la réponse dynamique d'un système mécanique à l'aide de différentes approches de résolution :

- Résolution modale : les fréquences modales ainsi que les déformées modales du système sont identifiées jusqu'à une fréquence limite. La réponse du système à un chargement est ensuite exprimée dans cette base modale. Cette méthode de résolution est notamment basée sur une hypothèse de petits déplacements du système. Par ailleurs, le spectre fréquentiel de la sollicitation doit être compris dans la gamme de fréquences pour laquelle les modes du modèle sont identifiés.
- Résolution explicite : les équations régissant la dynamique du système sont résolues directement à l'aide des déplacements à un pas de temps pour déterminer l'état du système au pas de temps suivant. Cette méthode de résolution permet de modéliser les réponses non linéaires du modèle ainsi que les grands déplacements. Elle ne fournit cependant des résultats pertinents que pour des pas de temps suffisamment faibles par rapport aux phénomènes dynamiques modélisés.

2.3.1.1.2 Modélisation de l'arbre

Dans le cadre de ce travail, les différentes modélisations par la *MEF* (résolution modale et explicite) de l'arbre sont réalisées à l'aide d'éléments de poutre avec une interpolation quadratique de la déformée (B32). Pour les différentes modélisations, 20 éléments B32 sont utilisés, correspondant à la suite d'une étude de sensibilité à un optimum entre l'élanement de ceux-ci et le nombre de modes pouvant être simulés. La modélisation mise en place permet de représenter 94 % de la masse du modèle à l'aide des masses modales issues des modes simulés, les fréquences modales simulées ayant un écart inférieur à 0.4 % par rapport aux fréquences modales calculées de manière analytique.

L'arbre est modélisé par un mât cylindrique, de diamètre constant, défini par un matériau élastique uniforme, de *MOE* constant (Tableau 2-1). Ce mât est ancré au sol soit de manière infiniment rigide, soit de manière élastique avec une raideur en flexion constante, allant de 662.5 Nm/rad à 6625386 Nm/rad en fonction des modélisations. L'ancrage du mât est réalisé sur le premier nœud de l'élément à la base du mât. Pour certains modèles de l'arbre, une masse additionnelle ponctuelle de 20 kg est ajoutée au niveau du dernier nœud du mât pour représenter l'effet de la prise en compte de la masse du houppier (Tableau 2-5).

2.3.1.2 Modélisation par la méthode des éléments discrets

2.3.1.2.1 Principe général

La Méthode des Éléments Discrets (*MED*) a été développée à l'origine pour la modélisation d'ensembles de particules en interaction par contact et soumis à des champs de forces, comme la gravité ou le magnétisme. La *MED* permet de mettre en place deux types de méthodes de résolution. Des approches de type *dynamique des contacts* peuvent être mises en place, où les particules sont modélisées par des sphères infiniment rigides, sans interpénétrations possibles entre elles. La gestion des contacts se fait alors par la définition de lois non régulières, afin de prendre en compte les discontinuités de force et de vitesse lors des contacts (Radjai and Richefeu, 2009). Des approches de type *dynamique moléculaire* peuvent par ailleurs être mises en place, où les particules sont modélisées par des sphères localement déformables et qui peuvent s'interpénétrer. Les forces de contact sont calculées à partir des déformations des particules au point de contact et de leurs vitesses relatives. Les forces de contact, les déformations et les vitesses relatives des particules permettent de modéliser les déformations élastiques, plastiques, visqueuses ainsi que l'endommagement des particules au niveau des points de contact.

Les approches de type *dynamique moléculaire* permettent de modéliser plus simplement des lois de contact complexes, ces approches sont donc généralement utilisées pour la modélisation de milieux granulaires. Il est par ailleurs possible d'utiliser une approche de type *dynamique moléculaire* pour modéliser des matériaux continus par la mise en place d'interactions à distance entre les particules, afin de modéliser les lois de comportement d'un matériau continu. Les travaux réalisés par Olmedo (2015) et Toe (2016) ont proposé des modélisations d'arbres et de cépées à l'aide de cette approche.

La *MED* permet de déterminer, pour chaque pas de temps de la simulation, la position de chacune des particules ainsi que toutes les forces appliquées sur celles-ci. La situation des particules au pas de temps suivant ($t + \Delta t$) est déterminée à partir du pas de temps t en exécutant quatre étapes (Figure 2-2) :

- I. Détermination des contacts entre les différentes particules, des interpénétrations et des vitesses relatives entre les particules, à l'aide des vitesses et des positions des particules au pas de temps t
- II. Calcul des forces de contact au pas de temps suivant $t + \Delta t$, à l'aide des lois de contact, à partir des interpénétrations, vitesses relatives et forces de contact des particules au temps t .
- III. Calcul du déplacement entre le pas de temps t et le pas de temps $t + \Delta t$, par la résolution des équations du principe fondamental de la dynamique. Les forces à distance sont évaluées à cette étape.
- IV. Mise à jour au pas de temps suivant $t + \Delta t$ de la position des particules, de leur vitesse relative et des forces de contact.

Les forces de contact sont calculées à chaque pas de temps à l'aide des lois de contact, qui s'exercent sur chacune des particules pour lesquelles un contact a été détecté. Ces lois de contacts permettent de modéliser des comportements linéaires ou non et peuvent être plus ou moins complexes en fonction des besoins de la modélisation. La formulation de ces lois permet de calculer la variation de force normale F_n et tangentielle F_t en fonction de la variation d'interpénétration dU_n et de déplacement tangential dU_t entre les deux particules (Figure 2-3, Équation 2-1 et Équation 2-2).

$$F_n(t + \Delta t) = F_n(t) + f_n(dU_n(t), F_n(t), P_n)$$

Équation 2-1

$$F_t(t + \Delta t) = F_t(t) + f_t(dU_t(t), F_t(t), P_t)$$

Équation 2-2

Avec $F_n(t + \Delta t)$ et $F_t(t + \Delta t)$ les forces normales et tangentielles dans les directions normales et tangentielles au contact au pas de temps $t + \Delta t$. f_n et f_t sont les fonctions décrivant les forces normales et tangentielles de contact et P_n et P_t les paramètres mécaniques des particules pris en compte par ces lois, tels que le module d'Young ou le coefficient de Poisson. Les moments induits par les vitesses de rotation relatives des particules sont calculés selon la même méthodologie (Toe, 2016).

Le déplacement de chaque particule entre les pas de temps t et $t + \Delta t$ est calculé à l'aide des équations du principe fondamental de la dynamique appliqué au pas de temps t (Équation 2-3).

$$\ddot{x}_\Omega(t) = F_\Omega(t)/m, \dot{\omega}_\Omega(t) = M_\Omega(t)/I_\Omega$$

Équation 2-3

Avec $\Omega = x, y, z$, les trois dimensions de l'espace, \ddot{x} et $\dot{\omega}$ les accélérations en translation et rotation, F et M les forces et moments appliqués sur les particules et m et I_{Ω} les masses et moments quadratiques des particules. Les vitesses de translation et de rotation des particules sont exprimées selon un schéma numérique de type « différences finies centrées » au pas de temps $t + \frac{\Delta t}{2}$ (Équation 2-4 et Équation 2-5) :

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

Équation 2-4

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

Équation 2-5

La position ainsi que l'orientation des particules sont ainsi calculées au pas de temps $t + \Delta t$ (Équation 2-6 et Équation 2-7)

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

Équation 2-6

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

Équation 2-7

Une fois le calcul des positions et orientations réalisé, un nouveau cycle de calcul peut commencer. La stabilité numérique de la simulation nécessite l'utilisation d'un pas de temps Δt suffisamment petit, c'est-à-dire petit par rapport aux temps caractéristiques des phénomènes physiques qui ont une importance significative dans la caractérisation de la réponse dynamique des particules.

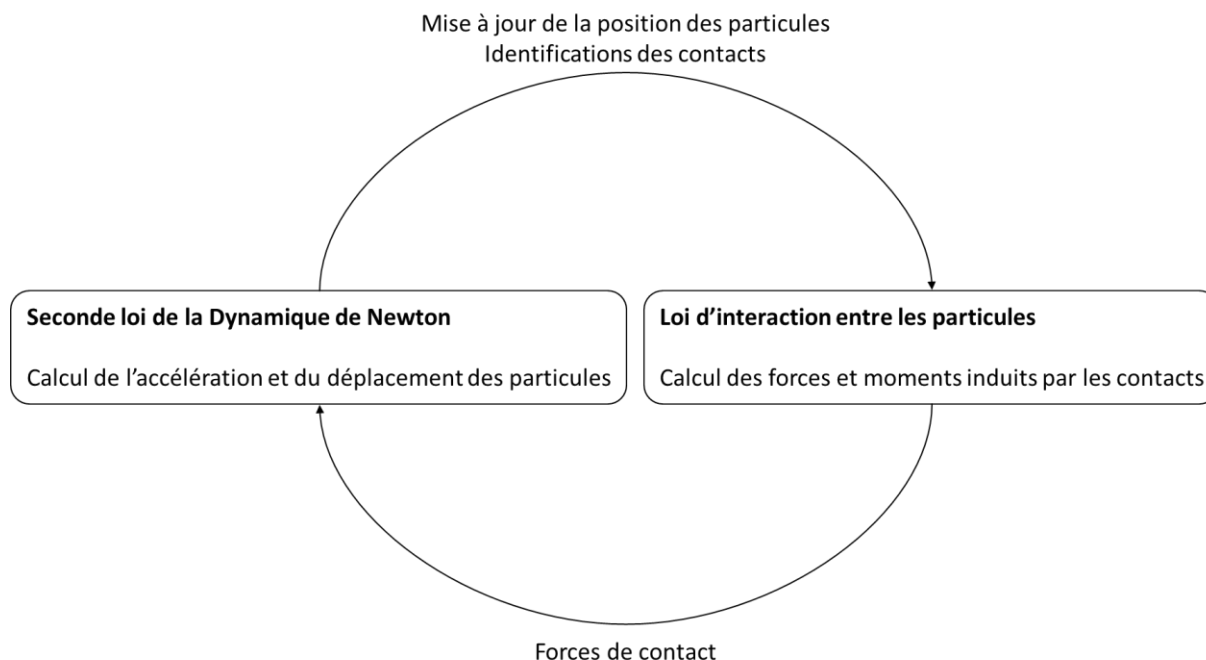


Figure 2-2 Résolution MED

Schéma de résolution *MED* mis en œuvre dans le logiciel YADE DEM

(<https://yade-dem.org/doc/introduction.html#architecture-overview>)

2.3.1.2.2 Modélisation d'arbres sous sollicitations dynamique à l'aide de la DEM

YADE DEM est un logiciel open source basé sur la méthode des éléments discrets (*MED*) avec schéma de résolution explicite, permettant de simuler de grands déplacements (Smilauer et al., 2015). YADE DEM est utilisé pour réaliser les différents modèles d'arbres. L'approche mise en place pour modéliser les arbres est issue des travaux de Bertrand et al. (2013) et Toe (2016). L'arbre est modélisé par une succession de *nœuds*, reliés par des *connexions* cylindriques (Figure 2-3). La modélisation de l'impact d'un bloc sur un arbre est issue des travaux de Toe (2016). Cette modélisation permet de prédire correctement la perte d'énergie du bloc lors d'un impact avec un arbre.

La géométrie de l'arbre est modélisée à l'aide d'un ensemble de particules sphériques (les *nœuds*), qui interagissent entre elles au moyen de forces et de moments à distance. La loi de comportement du matériau permet de calculer ces interactions à distance appliquées sur les particules, en fonction de leurs positions, orientations, vitesses et vitesses de rotation relatives, ainsi que des caractéristiques du matériau prises en compte (Toe et al., 2018).

Dans ce chapitre, le tronc est considéré comme cylindrique avec une densité constante, la masse du tronc est ainsi répartie entre les *nœuds* de manière uniforme. Le tronc est ancré de manière élastique au sol (Figure 2-3).

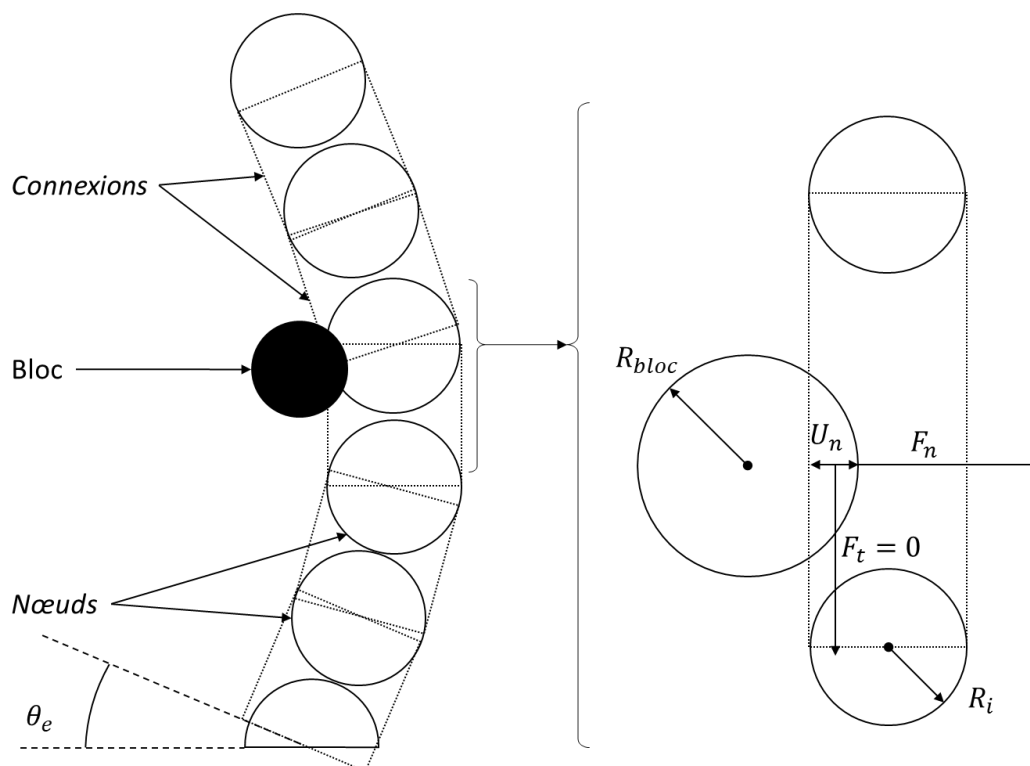


Figure 2-3 Modélisation par la MED du tronc

Schéma de la modélisation par la *MED* du tronc lors d'un impact avec un bloc, avec U_n l'interpénétration entre les éléments, θ_e la rotation de l'enracinement dans le cas d'un encastrement non infiniment rigide, F_n et F_t les forces normale et tangentielle à la surface de contact entre le bloc et le tronc et R_{bloc} et R_i les rayons du bloc et du nœud constituant le tronc associé à la connexion au niveau du contact avec le bloc.

Des forces et des moments d'interactions sont appliqués entre les *nœuds* adjacents en fonction de la déformation du tronc. Les forces selon l'axe du tronc (axe Z) sont associées aux efforts normaux tandis que celles selon les deux axes radiaux (X et Y) sont associées aux efforts de cisaillement. Les moments autour de l'axe Z sont associés aux sollicitations en torsion du tronc, et ceux autour des axes X et Y aux sollicitations en flexion. Les forces et moments d'interaction entre les *nœuds* sont calculés à l'aide de la théorie des poutres, dans un formalisme lagrangien réactualisé (Bertrand et al., 2013; Toe, 2016).

Les efforts tangentiels appliqués au niveau du point de contact entre le bloc et l'arbre induisent des efforts normaux, ainsi que des efforts de torsion et de cisaillement du fait du roulement et du glissement du bloc au niveau du point de contact, ces derniers étant négligés dans cette étude. Ainsi, dans la suite de l'étude, le coefficient de frottement (selon le critère de coulomb) entre l'arbre et le bloc est considéré comme nul.

Dans les travaux d'Olmedo (2015) et Toe (2016), la réponse en flexion du tronc est modélisée par une relation multilinéaire qui permet de calculer les moments selon les axes radiaux (X et Y) appliqués à chacun des *nœuds* adjacents en fonction de l'orientation relative entre leurs *connexions* selon ces directions. Les coefficients de raideur caractérisant ces relations dépendent de la géométrie du tronc et des propriétés mécaniques du matériau constituant le tronc (Bertrand et al., 2013; Olmedo, 2015; Toe, 2016). Dans ce chapitre, les sollicitations appliquées à l'arbre sont telles que les non-linéarités ne sont pas prises en compte. Le comportement du tronc aux chargements normaux, de torsion et de cisaillement est ainsi modélisé par une loi de comportement élastique linéaire. Ainsi, les forces et les moments appliqués aux *nœuds* adjacents sont reliés aux déplacements et aux orientations relatives, selon les axes (X , Y et Z), des *connexions* entre ces *nœuds* par des relations linéaires (Équation 2-8).

La modélisation multilinéaire est présentée ci-après, car celle-ci est employée dans la suite des travaux (Chapitre 4).

Pour de faibles valeurs d'orientations relatives, l'incrément du moment de flexion (dM) peut être relié de manière linéaire à l'incrément d'orientation relative ($d\theta$) entre deux *connexions* adjacentes (Équation 2-8) :

$$dM = K_{elast} * d\theta$$

Équation 2-8

Avec K_{elast} un coefficient de raideur.

Dans le cas de la prise en compte du phénomène d'endommagement du tronc pour de fortes sollicitations, l'Équation 2-8 est appliquée jusqu'au seuil M_{Elast} . Une fois ce seuil franchi, une autre relation linéaire, reliant dM et $d\theta$ est appliquée. Cette relation linéaire est caractérisée par le coefficient de raideur (K_{n-lin}). Cette succession de deux phases linéaires lors de la sollicitation de la tige permet de représenter l'effet induit par les non-linéarités matérielles qui se développent lors de l'endommagement du tronc (plastification, rupture de fibres, délaminage). La rupture du tronc se produit lorsque le moment de flexion maximal de celui-ci est atteint (M_{rupt}). Tant que M_{rupt} n'est pas atteint, il est possible de définir une phase de déchargement de la tige, lorsque la sollicitation de l'arbre se réduit. Cette phase de déchargement est définie par une troisième relation linéaire reliant dM et $d\theta$, caractérisée par le coefficient de raideur ($K_{décharge}$). La rupture du tronc est définie par une perte totale de résistance du tronc selon les axes (X , Y et Z).

Les différents coefficients de raideur caractérisant les relations linéaires lors des différentes phases de la sollicitation sont définis en fonction des caractéristiques géométriques du nœud sur lequel elles s'appliquent ainsi qu'en fonction des propriétés mécaniques du tronc (Équation 2-9, Équation 2-10 et Équation 2-11) :

$$K_{elast_i} = \frac{E_{elast} * I_i}{l}$$

Équation 2-9

$$K_{n-lin_i} = \frac{E_{n-lin} * I_i}{l}$$

Équation 2-10

$$K_{décharge_i} = \frac{E_{décharge} * I_i}{l}$$

Équation 2-11

Avec i l'indice du *nœud* considéré, $E_{elast} = MOE$, E_{n-lin} et $E_{décharge}$ les modules équivalents associés à K_{elast} , K_{n-lin} et $K_{décharge}$. Avec I_i correspondant au moment d'inertie de flexion selon les axes radiaux (X et Y) : $I_i = \frac{\pi * D_i^4}{64}$, avec D_i le diamètre du *nœud* d'indice i considéré, le diamètre du *nœud* pouvant varié dans le cas de la modélisation du tronc par une section de cône. Avec l la distance entre deux *nœuds* adjacents.

Les moments M_{Elast} et M_{rupt} délimitant respectivement la limite entre les deux relations linéaires caractérisant le comportement élastique et avec endommagement du tronc, ainsi que le moment maximal avant rupture du tronc (Équation 2-12 et Équation 2-13):

$$M_{elast_i} = \frac{\sigma_{elast} * I_i * 2}{D_i}$$

Équation 2-12

$$M_{rupt_i} = \frac{\sigma_{rupt} * I_i * 2}{D_i}$$

Équation 2-13

Avec σ_{elast} la contrainte maximale en flexion avant endommagement du tronc et $\sigma_{rupt} = MOR$ la contrainte maximale en flexion avant rupture du tronc.

Le premier *nœud* du tronc est ancré au sol de manière rigide ; ainsi, lors d'une sollicitation en flexion du tronc, le premier *nœud* subit une rotation θ_e . Cette rotation est la contribution de l'enracinement dans la modélisation par la *MED* au comportement mécanique l'arbre et est modélisée au travers de l'application d'un moment additionnel au niveau du premier *nœud* du tronc. Dans le cas d'un enracinement élastique de raideur constante, ce moment additionnel (M_{root}) est relié linéairement à θ_e selon les axes (X et Y) (Équation 2-14) :

$$M_{root} = K_{root} * \theta_e$$

Équation 2-14

Avec K_{root} la raideur de l'enracinement. Le moment résistant de l'enracinement est limité à une valeur M_a , celle-ci n'étant cependant jamais atteinte dans les simulations menées dans ce chapitre.

Dans le cas d'un enracinement infiniment rigide, la rotation de la base du tronc est nulle ($\theta_e = 0^\circ$), le moment résistant de l'enracinement M_{root} étant simplement calculé à l'aide d'un bilan des efforts sur le *nœud*.

L'interaction entre le bloc et le tronc lors de l'impact est modélisée à l'aide de forces appliquées au point de contact entre le bloc et les *connexions*. Ces forces sont calculées via les interpénétrations et les vitesses relatives entre le bloc et les *connexions*. La force de contact (F) est répartie entre sa composante normale à la surface de contact (F_n) et sa composante tangentielle (F_t). Du fait de l'absence de frottement, celle-ci peut être considérée comme nulle (Olmedo, 2015; Toe, 2016) (Figure 2-3).

Dans cette étude, l'énergie dissipée lors du contact est supposée négligeable par rapport à l'énergie transférée du bloc au tronc par la déformation de celui-ci (Olmedo, 2015; Toe, 2016). Ainsi, la valeur de F_n est directement reliée à l'interpénétration normale entre le bloc et les *connexions* constituant le tronc (U_n) au moyen d'une loi de contact élastique linéaire (Équation 2-15):

$$F_n = K_n * U_n$$

Équation 2-15

Avec U_n l'interpénétration normale au niveau du contact et avec K_n le coefficient de raideur normal du système complet (Olmedo, 2015), ce dernier dépendant du *MOE* radial du matériau bois (celui-ci n'étant pas isotrope) constituant le tronc (*MOEr*) et du *MOE* du matériau constituant le bloc (E_{bloc}) (Équation 2-16) :

$$K_{ni} = \frac{2 * MOEr * R_i * E_{bloc} * R_{bloc}}{(MOEr * R_i) + (E_{bloc} * R_{bloc})}$$

Équation 2-16

Avec $R_i = \frac{D_i}{2}$ le rayon du *nœud* d'indice i considéré et R_{bloc} le rayon du bloc.

2.3.1.3 Modélisation analytique

Pour les modélisations les plus simples de l'arbre, où celui-ci est représenté par un mât cylindrique de propriétés mécaniques constantes et ancré de manière élastique, il est possible de proposer une formulation analytique de son comportement mécanique, afin de calculer ses fréquences modales et d'analyser l'influence des propriétés mécaniques de l'arbre sur son comportement mécanique.

Soit l'équation de la poutre d'Euler-Bernoulli sans sollicitation extérieure : $EI \frac{\delta^4 v}{\delta x^4} + \rho S \frac{\delta^2 v}{\delta t^2} = 0$. Dans le cas d'une poutre de propriétés mécaniques et de section constante et après avoir défini la déformée de la poutre comme le produit d'une fonction spatiale et d'une fonction temporelle, $v(x, t) = \phi(x)f(t)$, on obtient l'équation découplée suivante (Équation 2-17):

$$\frac{EI}{\rho S} \frac{1}{\phi(x)} \frac{\partial^4 \phi(x)}{\partial x^4} = \frac{-1}{f(t)} \frac{\partial^2 f(t)}{\partial t^2} = \omega^2$$

Équation 2-17

Avec v la déformée de la poutre, avec E le *MOE* du mât, I son moment quadratique en flexion, ρS la densité linéaire du mât.

Afin de déterminer les fréquences modales de la poutre, il n'est pas nécessaire de résoudre la partie temporelle de l'Équation 2-17, mais seulement de résoudre la partie spatiale. Dans le cas d'un mât encastré de manière infiniment rigide, on obtient l'Équation 2-18.

$$1 + \cos\beta l \cosh\beta l = 0$$

Équation 2-18

Avec $\beta = \sqrt[4]{\frac{\rho S \omega^2}{EI}}$

Dans le cas où le mât est ancré par l'intermédiaire d'une liaison élastique, on obtient l'Équation 2-19 :

$$1 + \cosh\beta l * \cos\beta l + \frac{EI\beta}{K_{root}} * (\sinh\beta l * \cos\beta l - \cosh\beta l * \sin\beta l) = 0$$

Équation 2-19

Avec K_{root} la raideur constante de l'ancrage.

On peut par ailleurs définir une fréquence de corps rigide pour le mât ancré au sol à l'aide d'une liaison élastique. En faisant l'hypothèse que le mât est infiniment rigide et que l'effet de son poids est négligeable, la fréquence de résonance correspond à celle du pendule simple (Équation 2-20) :

$$\omega_r = \sqrt{\frac{K_{root}}{MI}}$$

Équation 2-20

Avec MI le moment d'inertie en flexion du mât calculé au niveau de l'ancrage du mât.

On peut enfin définir ω_{1inf} , la fréquence fondamentale du mât encastré de manière infiniment rigide, correspondant à la solution positive la plus faible l'Équation 2-18.

Ces deux fréquences de résonance correspondent aux cas limites du modèle : lorsque la déformation du tronc est négligeable par rapport à celle de l'enracinement (ω_r) et inversement, lorsque la déformation de l'enracinement est négligeable par rapport à celle du tronc (ω_{1inf}).

2.3.2 Description des modèles de la réponse d'un arbre à un PR et un impact

2.3.2.1 Modélisations de l'arbre

Trois modélisations de l'arbre sont mises en place afin de pouvoir évaluer l'effet des raideurs du tronc et de l'enracinement ainsi que de la masse de la modélisation sur sa réponse dynamique.

L'arbre peut être modélisé soit comme un mât cylindrique encastré (configuration 1), soit comme un mât cylindrique ancré de manière élastique (configuration 2), soit comme un mât cylindrique avec une masse ponctuelle en tête et ancré de manière élastique (configuration 3). Les configurations 1 et 2 sont modélisées par la *MEF*, la *MED* et de manière analytique tandis que la configuration 3 est modélisée uniquement par la *MEF* et la *MED* (Figure 2-5).

Le matériau des modélisations est un matériau homogène, isotrope, élastique de raideur constante (*MOE*) et dont l'endommagement est négligé. L'enracinement est modélisé soit par un encastrement (configuration 1), soit par une liaison élastique de raideur constante (configurations 2 et 3 - Équation 2-14) dont l'endommagement est négligé. En effet, l'hypothèse est faite que les limites d'endommagement (σ_{elast} et M_a) ne sont atteintes dans ces simulations. Les différentes modélisations ont été réalisées à la fois avec et sans prise en compte de l'effet du poids de l'arbre afin d'évaluer l'effet de la déstabilisation de l'arbre sur son comportement mécanique.

Les modèles de l'arbre se basent sur les dimensions d'un arbre mesuré in situ (Tableau 2-1), sur le même site que les essais réalisés par la suite (chapitre 3) et sur des valeurs issues de la bibliographie.

Propriétés arbre 1 (<i>Picea abies</i> (L. Karst))							
Densité (D_{tronc})	Module d'Young (<i>MOE</i>)	Raideur d'enracinement (K_{root})	Diamètre (\varnothing_{DBH})	Hauteur (l_{arbre})	Masse arbre (m_{arbre})	Masse houppier et <i>apex</i> (m_{houpp})	Fréquence fondamentale (f_0)
[kg/m ³]	[GPa]	[Nm/rad]	[mm]	[m]	[kg]	[kg]	[Hz]
936	6	41799	130	7.4	79.3	23.4	1.18

Tableau 2-1 Propriétés mécaniques arbre de référence

Propriétés mécaniques mesurées in situ sur un arbre servant d'ordre de grandeur de référence pour les modèles d'arbres.

2.3.2.1.1 Mât encastré

L'arbre est modélisé par un mât cylindrique encastré dans la configuration 1. C'est la modélisation la plus simple, qui est utilisée pour évaluer l'effet des différentes sollicitations sur la réponse dynamique. La fréquence fondamentale de cette configuration est de $\omega_{1inf} = 0.84$ Hz (Figure 2-5).

2.3.2.1.2 Mât ancré de manière élastique avec raideur en flexion constante

L'arbre est modélisé par un mât cylindrique ancré de manière élastique de raideur constante dans la configuration 2. Cette modélisation est utilisée pour évaluer l'influence de la raideur de l'enracinement (K_{root}) sur le comportement dynamique de l'arbre. Afin d'évaluer l'effet de la valeur de K_{root} , différentes simulations sont réalisées pour des valeurs allant de $K_{root} = 662.5 \text{ Nm/rad}$ à $K_{root} = 6625386 \text{ Nm/rad}$, ce qui correspond à des valeurs de ω_r allant de $\omega_r = 0.5 \text{ Hz}$ à $\omega_r = 10 \text{ Hz}$ (Équation 2-20).

La fréquence de résonance associée au mouvement du tronc assimilé à un corps rigide autour de l'ancrage (ω_r) est à comparer avec la fréquence fondamentale du mât encastré ($\omega_{1inf} = 0.84 \text{ Hz}$). Cette fréquence n'a pas de réalité physique, mais elle permet d'évaluer l'effet de K_{root} sur la dynamique du modèle, par rapport à celui du *MOE* (Figure 2-5).

2.3.2.1.3 Mât ancré de manière élastique élastique de raideur constante avec masse en tête

L'arbre est modélisé par un mât cylindrique ancré de manière élastique avec une raideur constante et avec une masse en tête ponctuelle dans configuration 3. Cette modélisation permet d'évaluer l'influence de cette masse sur le comportement dynamique de l'arbre. Différentes simulations sont réalisées pour des masses en tête (m_{apex}) de 0 kg et 20 kg. Ces simulations ont été réalisées pour différentes valeurs de K_{root} allant de $K_{root} = 662.5 \text{ Nm/rad}$ à $K_{root} = 6625386 \text{ Nm/rad}$ (Figure 2-5).

Les modélisations de l'arbre avec des raideurs d'enracinement les plus faibles ($K_{root} < 16562.5 \text{ Nm/rad}$ ou $\omega_r < 0.5 \text{ Hz}$) ne sont pas représentées car, pour ces simulations, la déstabilisation de l'arbre induite par la sollicitation fait basculer l'arbre.

2.3.2.2 Grandeurs utilisées pour la comparaison

La réponse dynamique du modèle d'arbre est décrite par le déplacement de l'arbre au niveau de son *apex* et au niveau du *point de sollicitation* ainsi que par la rotation de la base du tronc pour les configurations 2 et 3. Les spectres fréquentiels des relevés temporels de ces déplacements et rotations sont obtenus à l'aide d'une transformée de Fourier. Les pics de résonance identifiés dans ces spectres fréquentiels sont décrits par leur fréquence et leur amplitude.

Plusieurs grandeurs sont calculées afin de pouvoir comparer les différentes réponses dynamiques :

- Les fréquences modales du modèle,
- Le spectre fréquentiel normalisé de la réponse du modèle, calculé sur la phase de vibration libre de celui-ci (après la fin de la sollicitation, soit après la phase de *Release* (Figure 2-1)).
- Le spectre fréquentiel normalisé de la fonction de transfert. La fonction de transfert correspond au rapport entre le signal temporel du déplacement d'un point du modèle et le signal temporel de la sollicitation.
- Plusieurs grandeurs sont utilisées afin de pouvoir comparer les différentes réponses statiques:
 - Les déplacements du tronc au niveau du *point de sollicitation*
 - Les déplacements du tronc au niveau de son sommet (*apex*)
 - La rotation à la base du tronc pour les configurations 2 et 3

2.3.2.3 Sollicitations appliquées

2.3.2.3.1 Sollicitation dynamique transitoire

Afin d'identifier les gammes de durée de sollicitation et les types de sollicitation transitoire pour lesquelles la réponse de l'arbre reste similaire, des simulations utilisant une modélisation par *MEF* de l'arbre, sollicitée par des sollicitations transitoires de type « impulsionnel » sont mises en place.

L'arbre est modélisé selon la configuration 1 pour ces simulations (Figure 2-5). La modélisation est sollicitée à une hauteur de $2m$ par rapport à son encastrement.

Pour les sollicitations transitoires de type « impulsionnel », plusieurs durées de sollicitation allant de $1ms$ à $100ms$, et plusieurs formes de sollicitation (demi-sinus, échelon, triangulaire, *Release* linéaire) sont mises en œuvre (Tableau 2-2, Figure 2-4).

Sollicitations de type « impulsif »				
nom	Durée de la sollicitation [ms]	Effort maximal [N]	Type de sollicitation	Pas de temps de la modélisations [ms]
Sin100ms	100	500	Demi-sinus	1
Sin50ms	50			1
Sin10ms	10			0.5
Rect100ms	100		Créneau	1
Rect50ms	50			1
Rect10ms	10			0.5
Tri100ms	100		Triangle	1
Tri50ms	50			1
Tri10ms	10			0.5
RelLin 1 ms	1		Linéaire décroissant (type <i>PR</i>)	0.1
RelLin5 ms	5			
RelLin10ms	10			

Tableau 2-2 Sollicitations de type « impulsif »

Caractéristiques temporelles et d'effort des sollicitations de type « impulsif »

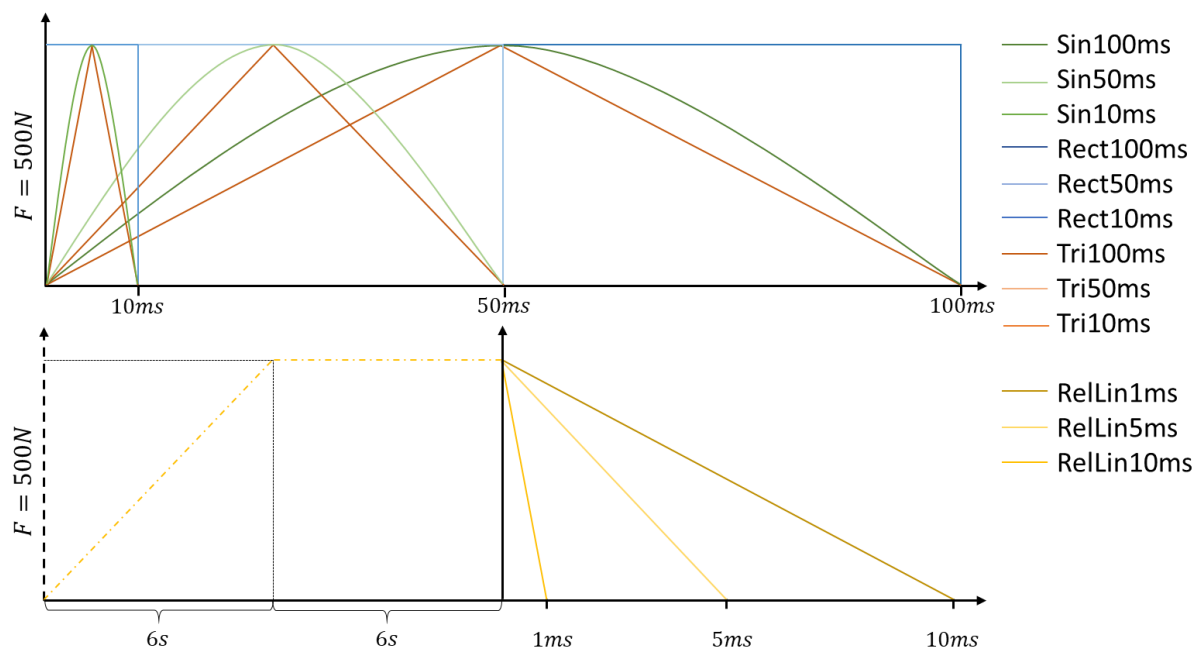


Figure 2-4 Sollicitations de type « impulsif »

Évolution temporelle des sollicitations de type « impulsif » modélisées. Pour les sollicitations RelLinXXms, seule la phase de « Release » est considérée vis-à-vis de son influence sur la réponse dynamique du modèle.

2.3.2.3.2 Sollicitation de type *PR*

La sollicitation de type *PR* comprend une phase d'augmentation linéaire de la force de la sollicitation au niveau du *point de sollicitation* (phase de *Pulling*) suivie par une phase de maintien de cette force et d'une décroissance linéaire rapide de cette force jusqu'à une valeur nulle (phase de *Release*) (Figure 2-1 et Figure 2-4).

Les durées des phases de montée en charge et de maintien de l'essai de *PR* sont choisies de telle manière ce que les phénomènes dynamiques induits lors de celles-ci soient négligeables, c'est-à-dire que la réponse du modèle lors de la phase de maintien corresponde à sa réponse statique (Olmedo, 2015). Ces durées ont été fixées à 5 fois la période du premier mode propre de l'arbre. La durée de la phase de *Release* est choisie de telle manière qu'elle soit représentative des durées de *Release* observables in situ, soit des durées allant de $1ms$ à $10ms$ (Tableau 2-1 et Tableau 2-4).

essais	Effort maxi [N]	Montée en charge et Maintien (phase de <i>Pulling</i>) [s]	Libération (phase de <i>Release</i>) [ms]	loi de variation de l'effort
Pr10-100	100	6 et 6	10	Linéaire
Pr5-100			5	
Pr1-100			1	
Pr10-500	500		10	
Pr5-500			5	
Pr1-500			1	
Pr10-2500	2500		10	
Pr5-2500			5	
Pr1-2500			1	

Tableau 2-3 Sollicitations de type « *PR* »

Caractéristiques des simulations de l'essais de *PR*

Afin d'évaluer l'influence de la durée de la phase de *Release* sur la réponse dynamique du modèle, des simulations de la modélisation *MEF* de l'arbre soumis à des sollicitations de type *PR* avec différentes durées de phases de *Release* sont mises en place. L'arbre est modélisé selon la configuration 1 (Figure 2-5, Tableau 2-4). Trois durées de la phase de *Release* sont testées : une de $1ms$ (Pr1-500) une de $5ms$ (Pr5-500) et une de $10ms$ (Pr10-500) (Tableau 2-3).

Le pas de temps utilisé lors des simulations est choisi de sorte que la phase la plus courte des sollicitations de *PR* (la phase de *Release*) se déroule à minima pendant une durée égale à 10 fois le pas de temps. Le pas de temps choisi est ainsi de $0.1ms$. Par ailleurs, la durée minimale de la réponse libre du modèle dans les simulations est de $20s$, permettant une résolution fréquentielle minimale de $0.05Hz$ des spectres fréquentiels issus des transformées de Fourier.

Les sollicitations de type *PR* mises en place ont différentes amplitudes d'efforts maximaux (Tableau 2-3), mais des durées de phases de mise sous contrainte et de maintien identiques (phase de *Pulling*). Du fait des dimensions du modèle d'arbre et de la hauteur des points de sollicitation ($2m$), les déformées induites par les sollicitations sont soit très faibles (0.2% de la hauteur de l'arbre), soit significatives (5%). Ainsi, les simulations de la modélisation par la *MEF* sont réalisées en utilisant un schéma de résolution explicite afin de permettre la prise en compte des non-linéarités géométriques induites par les grandes déformations générées par les sollicitations avec les plus grandes amplitudes.

Densité (D_{tronc}) [kg/m ³]	Module d'Young (MOE) [GPa]	Coefficient de poisson	Diamètre (\varnothing_{DbH}) [mm]	Hauteur (l_{arbre}) [m]	Sollicitation
936	6	0.3	130	7.4	Pr5-500

Tableau 2-4 Caractéristiques de l'arbre (configuration 1)

Caractéristiques de l'arbre modélisé par un mât encasté (configuration 1).

Afin d'évaluer l'influence de la prise en compte du poids sur la réponse statique et dynamique du modèle d'arbre, des simulations de la modélisation par la *MED* qui prennent en compte ou non le poids du modèle sont mises en place. La sollicitation mise en place pour ces simulations est de type *PR* (Pr1-500, Tableau 2-3). L'arbre est modélisé selon les configurations 1 et 2 (Figure 2-5, Tableau 2-4, Tableau 2-5), afin de générer différentes déformations de celui-ci au cours de la sollicitation. En effet, l'influence du poids de l'arbre sur la réponse mécanique du modèle est dépendante de la déformation de celui-ci en plus de sa masse et de la répartition de celle-ci.

Afin d'évaluer l'effet de la valeur de K_{root} sur la réponse dynamique de la modélisation, des simulations de modélisations par la *MED* avec différentes valeurs de K_{root} sont mises en place. La sollicitation mise en place pour ces simulations est de type *PR* (Pr1-500, Tableau 2-3). Les arbres sont modélisés selon la configuration 2 (Figure 2-5, Tableau 2-5). Les réponses dynamiques de ces modélisations sont comparées entre elles ainsi qu'à la réponse de la modélisation selon la configuration 1 (Figure 2-5, Tableau 2-4), sollicitée par un Pr5-500 avec une durée de simulation de 35s (Tableau 2-3).

Par ailleurs, afin d'évaluer l'effet d'une masse en tête sur la réponse dynamique de l'arbre, une masse en tête de 20kg est rajoutée à la modélisation selon la configuration 2, ce qui correspond à la configuration 3 (Figure 2-5).

Propriétés arbre 1 avec rotule de fréquence de corps rigide : 0.1 Hz~100 Hz						
Densité (D_{tronc})	Module d'Young (MOE)	Coefficient de poisson	Qualité rotule	Raideur de l'enracinement (K_{root})	Diamètre (\varnothing_{DbH})	Hauteur (l_{arbre})
[kg/m ³]	[GPa]	[/]	[/]	[Nm/rad]	[mm]	[m]
936	6	0.3	0.01	662,5~6625386	130	7.4

Tableau 2-5 Caractéristiques de l'arbre (configuration 2)

Caractéristiques de l'arbre modélisé par un mât ancré de manière élastique (configuration 2), la qualité de la rotule correspond à son coefficient d'amortissement.

Afin d'évaluer l'influence de la méthode de modélisation sur la prédiction des réponses statique et dynamique de la modélisation, des simulations de modélisations par la *MEF* et par la *MED* d'une même modélisation de l'arbre sont mises en place. L'arbre est modélisé selon la configuration 2 (Figure 2-5, Tableau 2-4, Tableau 2-5), avec son poids pris en compte. La valeur de K_{root} est choisie de telle manière que $\omega_r \approx \omega_{1inf}$ afin que les déformations du tronc et de l'enracinement soient non négligeables l'une par rapport à l'autre. Les réponses statiques des modélisations par la *MED* et par la *MEF* soumises à une phase de *Pulling* (effort normal de 500N à 1.316m de distance de l'encastrement) sont comparées entre elles, ainsi qu'avec la réponse prédite par une modélisation analytique.

2.3.2.3.3 Sollicitation de type impact

Des simulations de modélisation par la *MED* sont mises en place, afin d'évaluer l'écart entre la réponse dynamique des modélisations lorsqu'elles sont sollicitées par des impacts et leur réponse dynamique à une sollicitation issue d'un essai de *PR*. Ces modélisations prennent en compte l'effet du poids sur la réponse dynamique de l'arbre. Par ailleurs, la résolution fréquentielle du spectre fréquentiel de la réponse dynamique est de 0.03Hz .

L'arbre est modélisé selon la configuration 2 (Figure 2-5 et Tableau 2-5). La modélisation est sollicitée à une hauteur de 1.316m par rapport à son ancrage. Deux sollicitations d'impact avec une sphère sont simulées. Elles ont toutes deux la même énergie incidente (2500J , Tableau 2-6) avec un impact à haute vitesse et faible masse (Imp002-2500), et l'autre à faible vitesse et forte masse (Imp04-2500), la masse du bloc étant significativement importante par rapport à celle du modèle d'arbre.

Sollicitation de type impact					
Nom impact	Masse du bloc (m_{bloc}) [kg]	Volume du bloc (V_{bloc}) [m^3]	Vitesse d'impact (Vel_{bloc}) [m/s]	Hauteur d'impact (H_{imp}) [m]	Énergie d'impact ($E_{j_{imp}}$) [J]
Imp002-2500	50	0.02	10	1,316 m	2500
Imp04-2500	1000	0.4	2.236	1,316 m	2500

Tableau 2-6 Sollicitations de type « impact »

Caractéristiques des sollicitations de type impact modélisées par la *MED*.

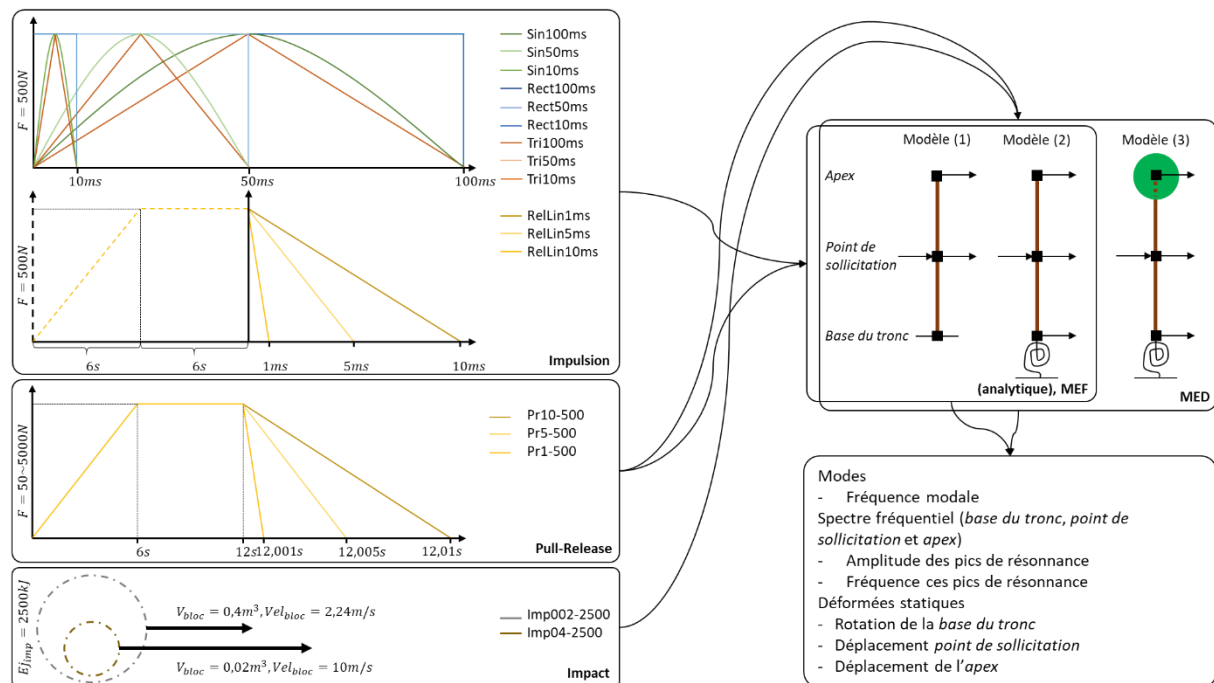


Figure 2-5 Modélisations de l'arbre et des sollicitations appliquées

Récapitulatif des modélisations de l'arbre, des sollicitations appliquées et des grandeurs observées. Modélisations de l'arbre selon les différentes configurations : mât cylindrique encastré (configuration 1), mât cylindrique ancré au sol de manière élastique (configuration 2), mât cylindrique avec une masse ponctuelle en tête et ancré au sol de manière élastique (configuration 3).

Analyse de la réponse dynamique des arbres à l'impact en comparaison avec la réponse sous vibration libre à l'aide d'approches numériques.

2.4 Résultats et discussion

2.4.1 Réponse vibratoire à des sollicitations transitoires impulsionnelles

Les spectres fréquentiels des sollicitations appliquées sont significativement différents et ne sollicitent pas l'arbre de manière identique sur la plage fréquentielle étudiée. Du fait de l'annulation de l'amplitude pour certaines fréquences des spectres fréquentiels des sollicitations, l'arbre n'est pas sollicité pour ces fréquences. Par ailleurs, quel que soit le type de sollicitation, les fréquences inférieures à 10Hz sont significativement plus sollicitées (Figure 2-6).

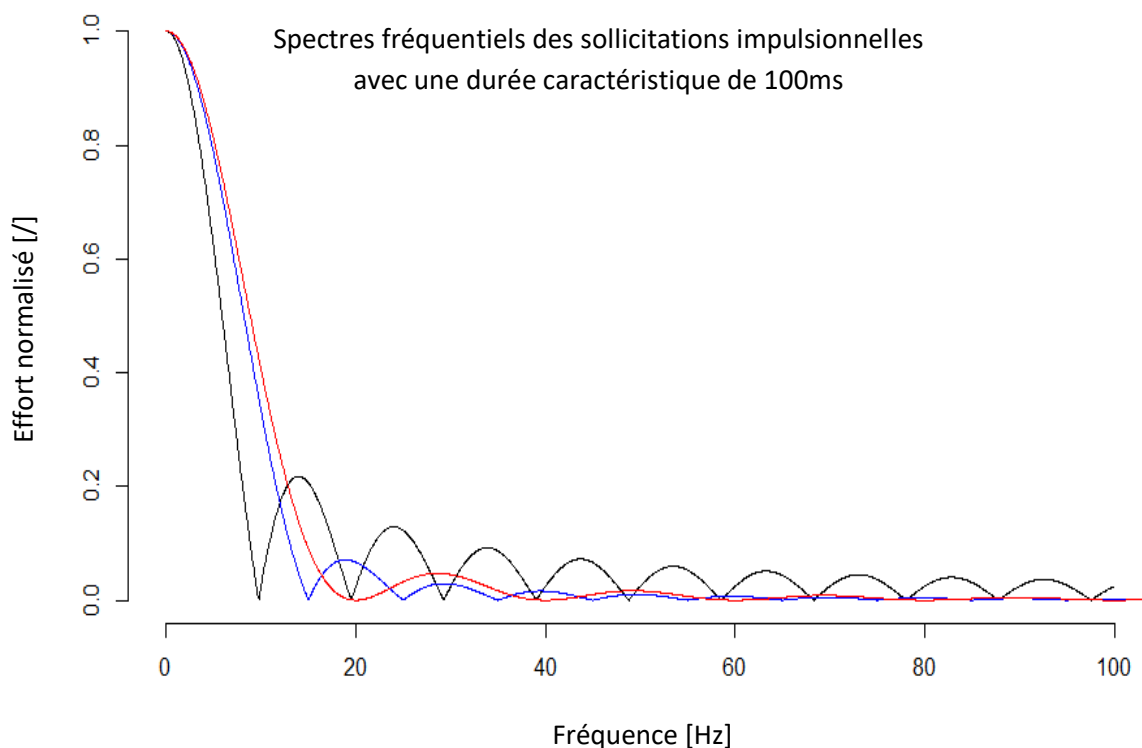


Figure 2-6 Spectres fréquentiels des sollicitations impulsionnelles

Spectres fréquentiels des sollicitations de type impulsionnel avec une durée caractéristique de 100ms. En noir l'impulsion rectangulaire (Rect100ms), en bleu l'impulsion triangulaire (Tri100ms) et en rouge l'impulsion demi-sinus (Sin100ms) (Tableau 2-2). Simulations d'une modélisation par la *MEF* avec un schéma de résolution explicite (Figure 2-5).

L'écart entre les fréquences de résonance obtenues lors des différentes simulations et la fréquence modale la plus proche, calculée de manière analytique, est globalement faible compris entre 0.16 % et 0.58 %, soit un écart inférieur ou égal à l'ordre de grandeur de la résolution des spectres fréquentiels issus des transformées de Fourier (Tableau 2-8). Par ailleurs, les fréquences mesurées sont quasiment identiques (entre 0.01 % et 0.1 % de différence) quel que soit le point de mesure de la réponse fréquentielle. Le schéma de résolution employé lors de la simulation n'a pas d'effet significatif sur les écarts fréquentiels mesurés.

Le spectre fréquentiel des réponses libres de l'arbre présente des pics de résonance marqués, quel que soit le type de sollicitation (Tableau 2-7, Figure 2-7), du fait de l'absence d'amortissement pour ces modèles. Les amplitudes des pics de résonances sont différentes en fonction du type de sollicitation et du point de mesure de la réponse fréquentielle ; le second pic de résonance présentant l'amplitude la plus importante lorsque la réponse de l'arbre est mesurée au niveau du *point de sollicitation* (Figure 2-7). Enfin, comme la gamme de fréquences sollicitées est inversement proportionnelle à la durée de la sollicitation, plus celle-ci est courte et plus l'analyse spectrale de la réponse de l'arbre permet d'identifier un grand nombre de pics de résonance.

Type de sollicitation	Rectangle	sinus	Triangle
Temps caractéristique de la sollicitation [ms]	Mesure à l' <i>apex</i> , écart de fréquence [%]		
100	0,41	0,38	0,41
50	0,51	0,54	0,51
10	0,58	0,58	0,58
Temps caractéristique de la sollicitation [ms]	Mesure au niveau du <i>point de sollicitation</i> , écart de fréquence [%]		
100	0,38	0,34	0,38
50	0,51	0,54	0,51
10	0,58	0,58	0,58

Tableau 2-7 Comparaison entre les fréquences simulées, sollicitations impulsionnelles (configuration 1)

Écart moyen en % entre les fréquences des pics de résonance issues du spectre fréquentiel de la modélisation de l'arbre selon la configuration (1) et de ses fréquences modales issues d'une résolution analytique. Simulations d'une modélisation par la *MEF* avec un schéma de résolution explicite. Différentes sollicitations impulsionnelles sont mises en place (Tableau 2-2 et Figure 2-5).

RelLin10ms/Pr10-500		RelLin5 ms/Pr5-500		RelLin 1 ms/Pr1-500		Fréquence modale [Hz] (résolution fréquentielle [%])
<i>apex</i> [%]	sollicitation [%]	<i>apex</i> [%]	sollicitation [%]	<i>apex</i> [%]	sollicitation [%]	
2,68	2,68	2,68	2,68	2,68	2,68	0,840 (5.18 %)
0,18	0,18	0,18	0,18	0,18	0,18	5,263 (0.83 %)
0,40	0,40	0,40	0,40	0,40	0,40	14,73 (0.30 %)
/	0,34	/	0,34	0,34	0,34	28,76 (0.15 %)

Tableau 2-8 Comparaison entre les fréquences simulées et modales, sollicitations impulsionnelles (configuration 1)

Tableau comparatif de l'écart entre la fréquence modale et les fréquences de résonance de la réponse de la modélisation de l'arbre selon la configuration (1) à différentes sollicitations de type impulsionnelles (Tableau 2-2 et Figure 2-5). Les fréquences de résonances sont issues de la mesure de la réponse dynamique du modèle d'arbre au niveau du *point de sollicitation* et de l'*apex*. Simulations d'une modélisation par la *MEF* avec un schéma de résolution explicite (Figure 2-5). Les fréquences modales sont issues d'une résolution analytique.

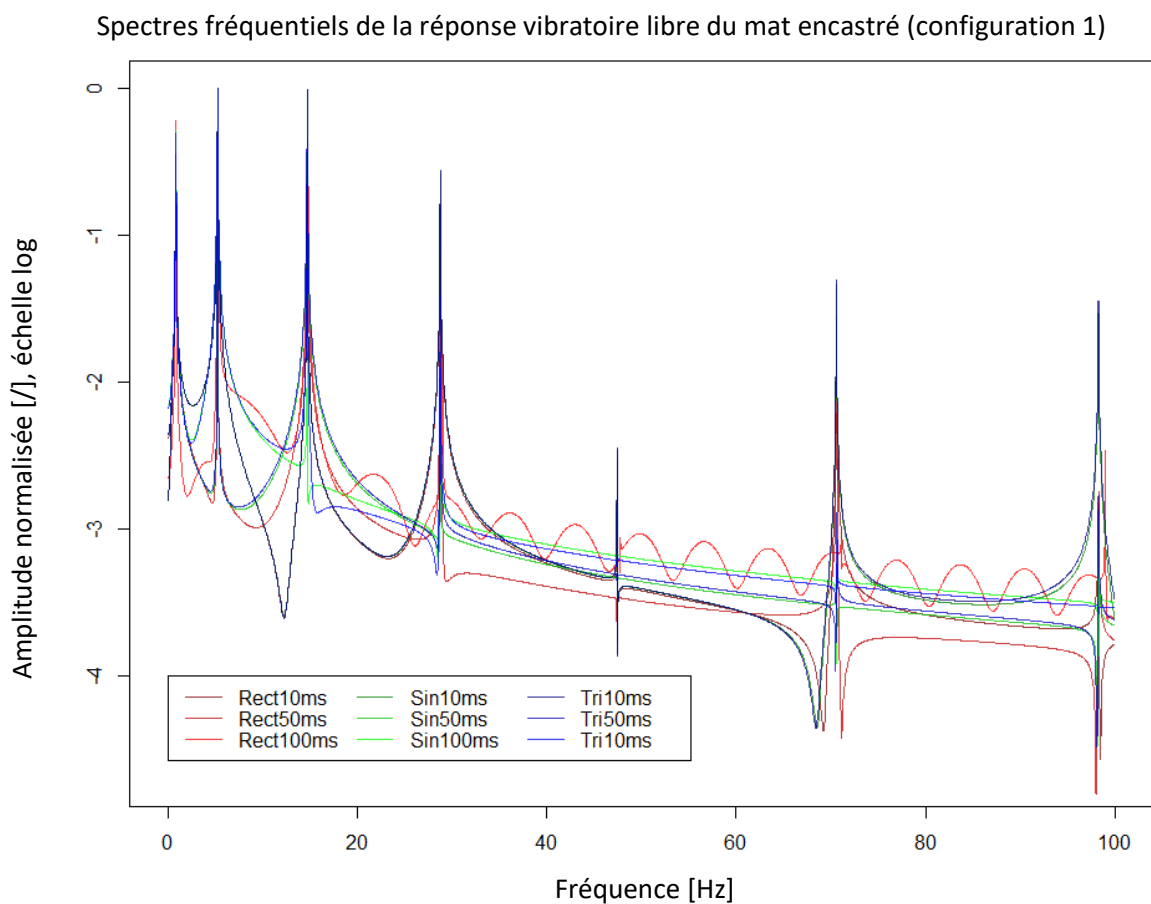


Figure 2-7 Spectres fréquentiels, sollicitations impulsives (configuration 1)

Spectres fréquentiels libres de la réponse de la modélisation de l'arbre selon la configuration (1) à des sollicitations de type impulsives (Tableau 2-2 et Figure 2-5). Le spectre fréquentiel est mesuré au niveau du *point de sollicitation*. Simulations d'une modélisation par la *MEF* avec un schéma de résolution explicite (Figure 2-5).

Le rapport entre les amplitudes au niveau du *point de sollicitation* et de l'*apex* associé à chaque pic de résonance est dépendant du type et de la durée de sollicitation (Figure 2-8). Ce rapport d'amplitude diminue à mesure que le rang des pics de résonance augmente. Par ailleurs, les sollicitations de type « impulsives » (*SinXXms*, *TriXXms* et *RectXXms*) induisent un rapport d'amplitude plus important que les sollicitations où l'arbre est déformé préalablement de manière quasi statique (*RelLinXXms*). Cet effet étant plus marqué pour le premier pic de résonance que pour les suivants. Enfin, si la durée de la phase de *Release* n'a pas d'influence sur les rapports d'amplitude pour les sollicitations (*RelLinXXms*), la durée des sollicitations (*SinXXms*, *TriXXms* et *RectXXms*) en a une. Ainsi, à mesure que cette durée diminue, le rapport d'amplitude augmente, pour être maximal pour les sollicitations (*Sin10ms*, *Tri10ms* et *Rect10ms*). La forme de ces sollicitations n'ayant par contre pas d'effets significatifs sur ce rapport (Figure 2-8).

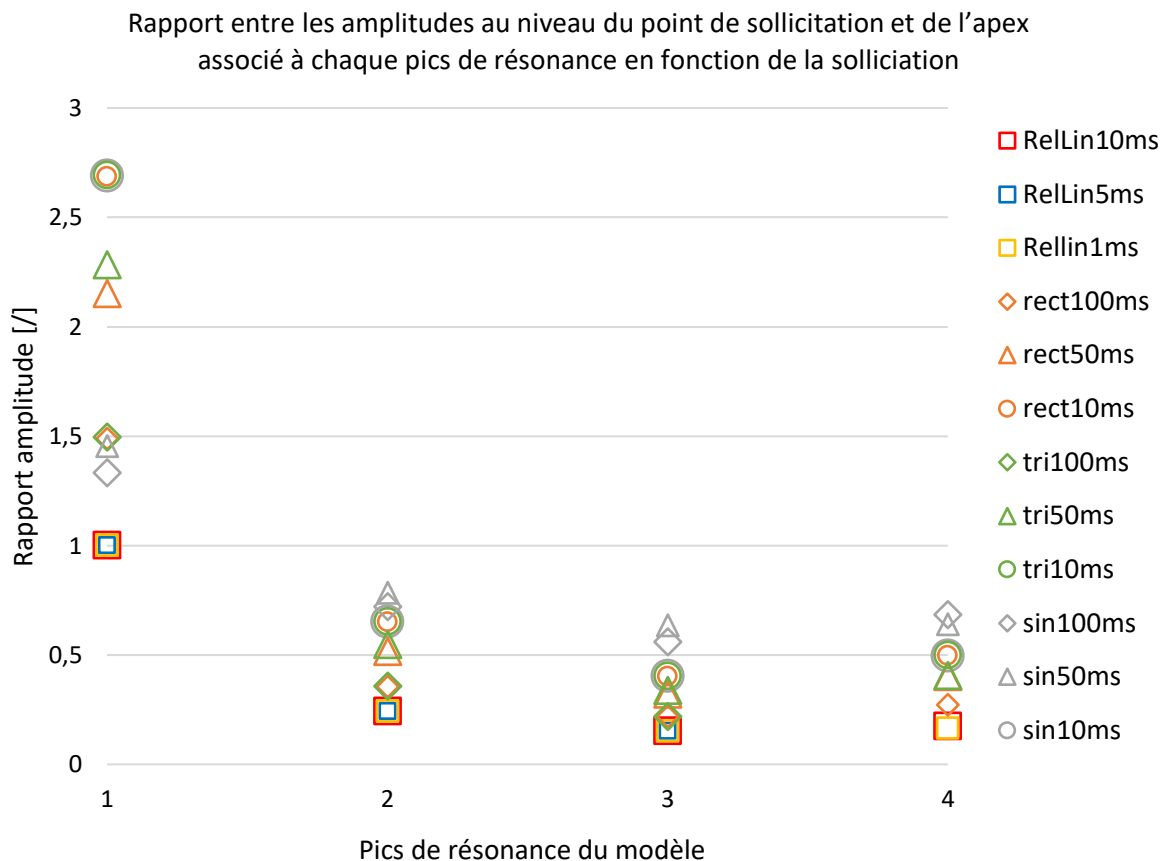


Figure 2-8 Rapport des amplitudes des pics de résonances (configuration 1)

Rapport entre les amplitudes au niveau du *point de sollicitation* et de l'*apex* associé à chaque pic de résonance (configuration 1) en fonction du mode et de la sollicitation (de type impulsionnel) (Tableau 2-2 et Figure 2-5). Simulations d'une modélisation par la *MEF* avec un schéma de résolution explicite (Figure 2-5).

En résumé, quels que soient le type et la durée de la sollicitation impulsionnelle, les écarts entre les valeurs de fréquence des pics de résonance et la fréquence modale sont dans le cas le plus défavorable du même ordre de grandeur que la résolution fréquentielle des simulations (Tableau 2-7, Tableau 2-8). Ainsi, les fréquences de résonance des réponses des modèles d'arbres à des sollicitations impulsionnelles sont peu sensibles au type et à la durée de sollicitation. Par ailleurs, les fréquences issues des simulations sont assimilables aux fréquences modales du modèle, celles-ci correspondant à une propriété pouvant décrire le comportement dynamique intrinsèque du modèle.

De plus, le type, la durée de sollicitation et la position du point de mesure de la réponse ont une influence sur les amplitudes des pics de résonance, en particulier pour le premier pic (Figure 2-7). Les sollicitations les plus courtes induisent une amplitude relative de l'*apex* par rapport au *point de sollicitation* plus importante, tandis que la mise sous contrainte de manière quasi statique du modèle réduit cette amplitude (Figure 2-8). Ainsi, les amplitudes relatives des pics de résonance ne permettent pas de décrire le comportement dynamique intrinsèque du modèle.

2.4.2 Sollicitations de type PR

2.4.2.1 Variations de la durée de libération

L'écart relatif entre les fréquences des pics de résonance issus des simulations de modélisation par la MEF de l'arbre et les fréquences modales reste toujours inférieur à 3 %, et inférieur à 1 % pour les fréquences de rang supérieur au rang 1. La résolution fréquentielle des simulations correspond à 5 % de la fréquence du premier mode et 0.8 % de la fréquence du second, les écarts mesurés entre la fréquence des deux premiers pics de résonance et les fréquences modales des deux premiers modes étant ainsi inférieurs à la résolution fréquentielle (Tableau 2-8, Tableau 2-9).

Les fréquences des pics de résonance observés sont identiques, quel que soit le point de mesure de la réponse du modèle. La mesure au niveau du *point de sollicitation* permet d'identifier un pic de résonance supplémentaire pour les phases de libération du PR les plus lentes (10ms et 5ms) (Tableau 2-8).

La durée de la phase de libération n'influe pas sur la fréquence des pics de résonance. Cependant, la diminution de la durée de la phase de libération du PR permet d'observer des pics de résonance à plus hautes fréquences. Par ailleurs, l'amplitude modale relative du premier mode est plus importante au niveau de l'*apex*, qu'au niveau du *point de sollicitation*. Ce phénomène est intrinsèque à la modélisation de l'arbre ainsi qu'à la forme de ses déformées modales. Cette différence d'amplitude induit une difficulté plus importante pour détecter les modes autres que le fondamental au niveau de l'*apex*. Par ailleurs, comme les sollicitations les plus lentes ne sollicitent que faiblement les modes à plus hautes fréquences (Figure 2-6, Figure 2-9), cela augmente encore l'écart d'amplitude entre le mode fondamental et les autres modes au niveau de l'*apex* pour les sollicitations les plus lentes et augmente ainsi la difficulté d'identification de ces modes au niveau de l'*apex*.

Lors de cette analyse, les limitations suivantes ont été identifiées :

- L'écart entre les valeurs des fréquences mesurées pour les différentes modélisations de l'arbre est plus faible pour les pics de résonance avec des fréquences plus élevées. Cependant, dans le cas de modélisations par la *MEF* et par la *MED*, les fréquences élevées ne sont pas toujours sollicitées et identifiables, même dans le cas d'un modèle non amorti (Tableau 2-8, Tableau 2-9).
- Le spectre fréquentiel de la sollicitation a une amplitude nulle pour une fréquence de $\frac{1}{\tau_{phase\ de\ libération}}$ (Figure 2-9). Ainsi les pics de résonance dont la fréquence est proche de cette fréquence recevront très peu d'énergie de la part de la sollicitation, leur amplitude sera donc très faible dans le spectre fréquentiel de réponse, les rendant difficiles à identifier dans ce spectre.
- La durée de la phase de libération contraint l'étendue du spectre fréquentiel de réponse sur laquelle il est possible d'identifier un pic de résonance. Le spectre fréquentiel de réponse est donc borné par la résolution fréquentielle pour les plus basses fréquences, ainsi que par la durée de la phase de libération pour les hautes fréquences. Un large spectre fréquentiel analysable correspond à une durée de libération la plus courte possible et à une durée de mesure la plus longue possible. Les masses et raideurs du dispositif de *PR* influent sur la durée de libération tandis que le rapport signal/bruit des capteurs, le mouvement de fond de l'arbre et l'amortissement du mouvement de celui-ci influencent la durée de mesure efficace.
- La localisation des points de mesure de la réponse dynamique influe sur les modes identifiables au sein du spectre de réponse : les modes dont les déformées modales ont une déformation nulle au niveau des points de mesures ne seront pas identifiables. La mise en place de plusieurs points de mesure permet de contourner cette limitation.

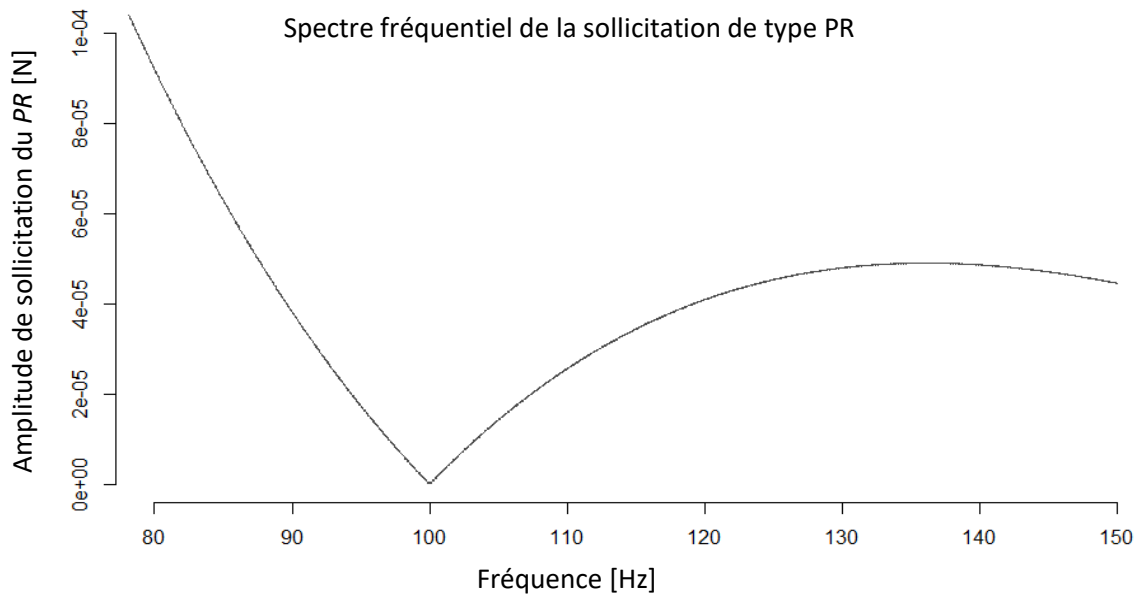


Figure 2-9 Spectre fréquentiel de la sollicitation PR

Spectre fréquentiel de la sollicitation de type PR (PR10-500, Tableau 2-2), centrée autour de $\frac{1}{\tau_{\text{phase de libération}}} = 100\text{Hz}$. Simulation d'une modélisation par la MEF avec un schéma de résolution explicite (Figure 2-5).

2.4.2.2 Effet de l'amplitude de la sollicitation

Le déplacement de l'arbre au niveau du *point de sollicitation* est inférieur à 0.08m pour un effort maximal de 2500N au cours de l'essai de PR, ce qui correspond à une inclinaison induite inférieure à 2.5° et à un déplacement du *point de sollicitation* de moins de 5 % de la hauteur de l'arbre. Les oscillations de l'arbre soumis à des PR de différentes amplitudes restent parfaitement synchrones, attestant d'un comportement linéaire du modèle sur la plage observée (Figure 2-10).

De plus, les écarts entre la fréquence des pics de résonance observés et les fréquences modales sont inférieurs à 2.72 %, et inférieurs à 0.42 % lorsque l'écart entre le premier pic de résonance et le mode fondamental n'est pas pris en compte. Cet écart fréquentiel est inférieur à la résolution des simulations pour les deux premiers pics de résonance. Par ailleurs, l'augmentation de l'amplitude de la sollicitation n'induit pas d'augmentation des écarts fréquentiels mesurés (Tableau 2-9).

Ainsi, en dessous d'une valeur d'inclinaison de 5 % ou 2.5° , l'hypothèse de linéarité du comportement mécanique du modèle peut être considérée comme valide, dans la gamme de valeurs des paramètres observés (Tableau 2-9).

Cependant, l'enracinement étant modélisé par un encastrement de raideur infinie (configuration 1, Figure 2-5), cette valeur d'inclinaison équivalente de l'arbre est plus faible que dans le cas d'un ancrage élastique du mât (configurations 2 et 3, Figure 2-5), à sollicitation équivalente. Les sollicitations de type *PR* mises en place devront donc respecter une inclinaison maximale faible de l'arbre, inférieure à 2.5 °, afin de pouvoir appliquer les conclusions de ces travaux. Dans la pratique, la valeur de rotation limite de l'enracinement pour qu'un essai de *PR* soit considéré comme non destructif est de 0.5 ° (Buza and Divós, 2016), une valeur petite par rapport au 2.5 ° observée ici.

Sollicitations de type <i>PR</i> , Phase de libération de 10ms (Pr10-100, Pr10-500, Pr10-2500)	Amplitude du <i>PR</i> [N]			Fréquence modale [Hz] (résolution fréquentielle [%])
	100N	500N	2500N	
Écart entre la fréquence du pic de résonance et la fréquence modale [%]	2,72	2,68	2,72	0,840 (5.18 %)
	0,18	0,18	0,18	5,263 (0.83 %)
	0,40	0,40	0,40	14,73 (0.30 %)
	0,34	0,34	0,34	28,76 (0.15 %)
Sollicitations de type <i>PR</i> , Phase de libération de 5 ms (Pr5-100, Pr5-500, Pr5-2500)	Écart fréquentiel [%]			Fréquence modale [Hz] (résolution fréquentielle [%])
	100N	500N	2500N	
Écart entre la fréquence du pic de résonance et la fréquence modale [%]	2,72	2,68	2,72	0,840 (5.18 %)
	0,18	0,18	0,18	5,263 (0.83 %)
	0,40	0,40	0,40	14,73 (0.30 %)
	0,34	0,34	0,34	28,76 (0.15 %)
Sollicitations de type <i>PR</i> , Phase de libération de 1 ms (Pr1-100, Pr1-500, Pr1-2500)	Écart fréquentiel [%]			Fréquence modale [Hz] (résolution fréquentielle [%])
	100N	500N	2500N	
Écart entre la fréquence du pic de résonance et la fréquence modale [%]	2,72	2,68	2,72	0,840 (5.18 %)
	0,18	0,18	0,18	5,263 (0.83 %)
	0,40	0,40	0,40	14,73 (0.30 %)
	0,34	0,34	0,34	28,76 (0.15 %)

Tableau 2-9 Comparaison entre les fréquences simulées et modales, sollicitations de type *PR* (configuration 1)

Écart entre les fréquences des pics de résonance et les fréquences modales, au niveau du *point de sollicitation*, en fonction de la durée de la phase de libération de l'essai de *PR* et de l'amplitude de la sollicitation (Tableau 2-3). Mesures réalisées sur un arbre modélisé selon la configuration 1 (Figure 2-5). Simulations d'une modélisation par *MEF* avec un schéma de résolution explicite (Figure 2-5), sans prise en compte du poids du modèle.

Spectres temporels de la réponse de l'arbre à des essais de PR de différentes amplitudes

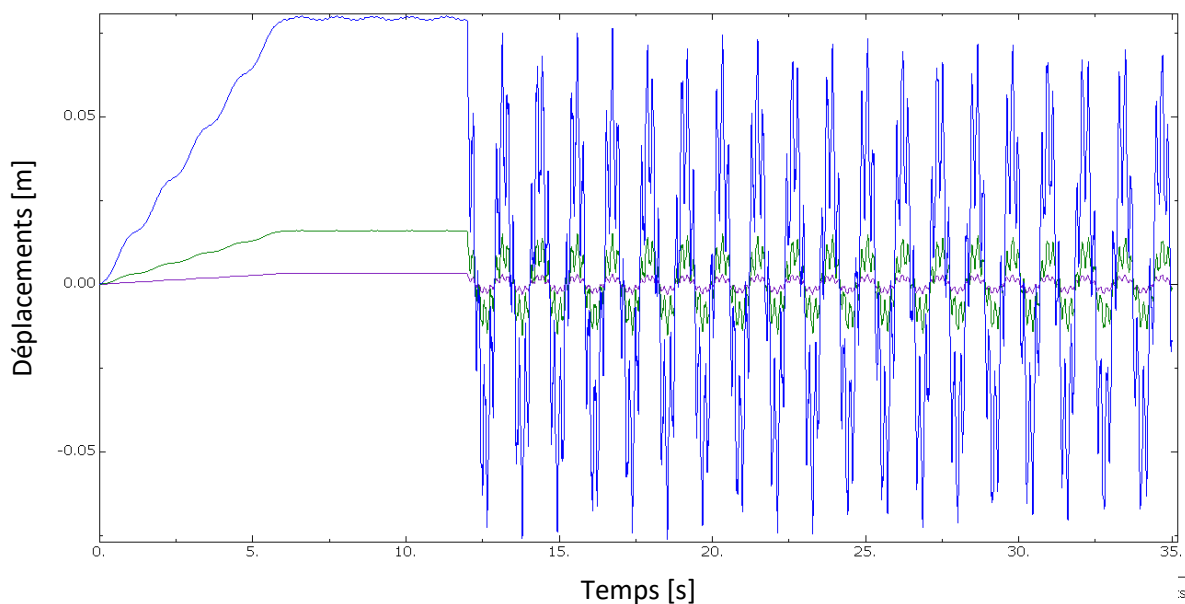


Figure 2-10 Spectres temporels de différentes sollicitations de type PR (configuration 1)

Spectres temporels au niveau du *point de sollicitation* de la réponse de l'arbre modélisé selon la configuration 1 à des sollicitations de type PR. Différentes amplitudes de sollicitations sont mises en œuvre (100N, 500N, 2500N) avec une durée de la phase de libération constante de 5ms (Tableau 2-3). Simulations d'une modélisation par MEF avec un schéma de résolution explicite (Figure 2-5).

2.4.2.3 Effet de la prise en compte du poids

Les valeurs de déformations statiques issues de la modélisation par la MED de l'arbre modélisé selon la configuration 1 (Figure 2-5) et sollicitée de manière quasi statique sont quasiment identiques (0.2 % et 0 % d'écart) à celles issues des modélisations analytiques lorsque le poids n'est pas pris en compte (Tableau 2-10). La sollicitation statique mise en place correspond aux phases de *Pulling* et de *maintien* d'un PR (Pr1-500, Tableau 2-3)). La prise en compte du poids génère un écart croissant à mesure que l'on s'éloigne de l'encastrement et du *point de sollicitation* (4 % puis 9 %). Du fait de l'élanement de l'arbre, l'effet de son poids propre n'est pas négligeable lorsqu'il est sollicité latéralement, même pour des déformations suffisamment faibles pour qu'elles n'aient pas d'influence sur les fréquences des pics de résonance (Tableau 2-9, Tableau 2-10). De la même manière, lorsque l'arbre est modélisé selon la configuration 2 (Figure 2-5, Tableau 2-5) et que le poids du modèle est pris en compte, les valeurs des déformées statiques sont supérieures à celles issues du modèle analytique et sont croissantes à mesure que l'on s'éloigne de l'enracinement (8 % puis 10 % puis 13 %) (Tableau 2-11).

L'inclinaison de l'arbre est de 0.197° au niveau du *point de sollicitation* et 0.277° à son *apex* sans prise en compte du poids et de respectivement 0.204° et 0.301° avec prise en compte du poids (Tableau 2-10) dans le cas d'un arbre modélisé selon la configuration 1 (Figure 2-5). Tandis que l'inclinaison de l'arbre est de 0.762° au niveau du *point de sollicitation* et 0.844° à son *apex* sans prise en compte du poids, et respectivement de 0.84° et 0.975° avec la prise en compte du poids (Tableau 2-11) dans le cas d'un arbre modélisé selon la configuration 2 (Figure 2-5).

L'effet de déstabilisation de l'arbre du fait de son poids propre est plus important dans le cas de la configuration 2 (Figure 2-5) que dans le cas de la configuration 1 (Figure 2-5), du fait de la rotation de l'enracinement amplifiant cet effet.

L'effet de déstabilisation de l'arbre du fait de la prise en compte de son poids, c'est-à-dire du déséquilibre induit par la masse de l'arbre désaxée du fait de la déformation de celui-ci, est un phénomène non linéaire, augmentant à mesure que le modèle est déformé par une sollicitation latérale. Les valeurs de déformations du tronc et de l'enracinement observées ici sont inférieures à celles observées pour des essais de *PR* avec une forte amplitude (Tableau 2-9), ces dernières étant suffisamment faibles pour que des phénomènes de non-linéarité du fait de grands déplacements n'aient pas été observés. Cependant, les déformations observées ici sont suffisantes pour que la prise en compte du poids de l'arbre soit nécessaire (Tableau 2-10, Tableau 2-11).

Enfin, la prise en compte du poids du modèle induit une diminution des raideurs observées, ce qui induit une diminution des fréquences des pics de résonances de la réponse dynamique du modèle (Tableau 2-11, Figure 2-11). Lors de leurs essais *in situ*, Lundström et al. (2007) ont observé que l'effet du poids réduit en moyenne de 13 % le moment résistant de l'enracinement observé induisant une réduction de la raideur de l'enracinement calculée. Lors de nos simulations, ce phénomène est aussi observé, avec une perte de raideur observée de l'ordre de 8 %. Cette perte de raideur plus faible peut être expliquée par la valeur plus faible de la sollicitation, qui induit une rotation plus faible de l'enracinement, inférieure à 1° contre jusqu'à 15° dans les travaux de Lundström et al. (2007). Enfin, du fait de l'augmentation des déformations du modèle d'arbre pour une même sollicitation, la prise en compte du poids diminue la stabilité du modèle.

Mât encastré	Effort et hauteur de sollicitation [N@m]	Déformation au point de sollicitation [mm]	Déformation à l'apex [mm]
Modèle analytique sans poids	500@1.316	4.51	35.8
MED sans poids	500@1.316	4.52	35.8
Écart	/	0.002	0.00
MED avec poids	500@1.316	4.68	38.9
Écart	/	4 %	9 %

Tableau 2-10 Déformations statiques (configuration 1)

Déformation statique de l'arbre modélisé selon la configuration 1 (Figure 2-5) avec et sans prise en compte du poids du modèle. Les valeurs de déformation de référence sont issues d'une résolution analytique. Mesures réalisées sur un mât encastré modélisé par MED. La sollicitation est un effort latéral de 500N appliqué à 1.316m de l'ancrage (phase de *Pulling* d'un essai de PR : Tableau 2-3, Figure 2-5).

Mât ancré de manière élastique (raideur : 66253Nm/rad)	Effort et hauteur de sollicitation [N@m]	Déformation au point de sollicitation [mm]	Déformation en tête [mm]	Raideur effective [Nm/rad]
MED avec poids	500@1.316	19.3	126	60905
Modèle analytique avec poids	500@1.316	17.5	109	66253
Écart [%]	/	10 %	13 %	8 %

Tableau 2-11 Déformations statiques (configuration 2)

Déformation statique de l'arbre modélisé selon la configuration 2 avec prise en compte du poids du modèle, par rapport au modèle théorique (Figure 2-5, Tableau 2-5). Mesures réalisées sur une modélisation réalisée à l'aide de la MED. La sollicitation est un effort latéral de 500N appliquée progressivement et avec une phase de maintien à 1.316m de l'ancrage (phase de *Pulling* d'un essai de PR : Tableau 2-3, Figure 2-5).

Spectres fréquentiels du mat ancré rigide à un Pr1-500

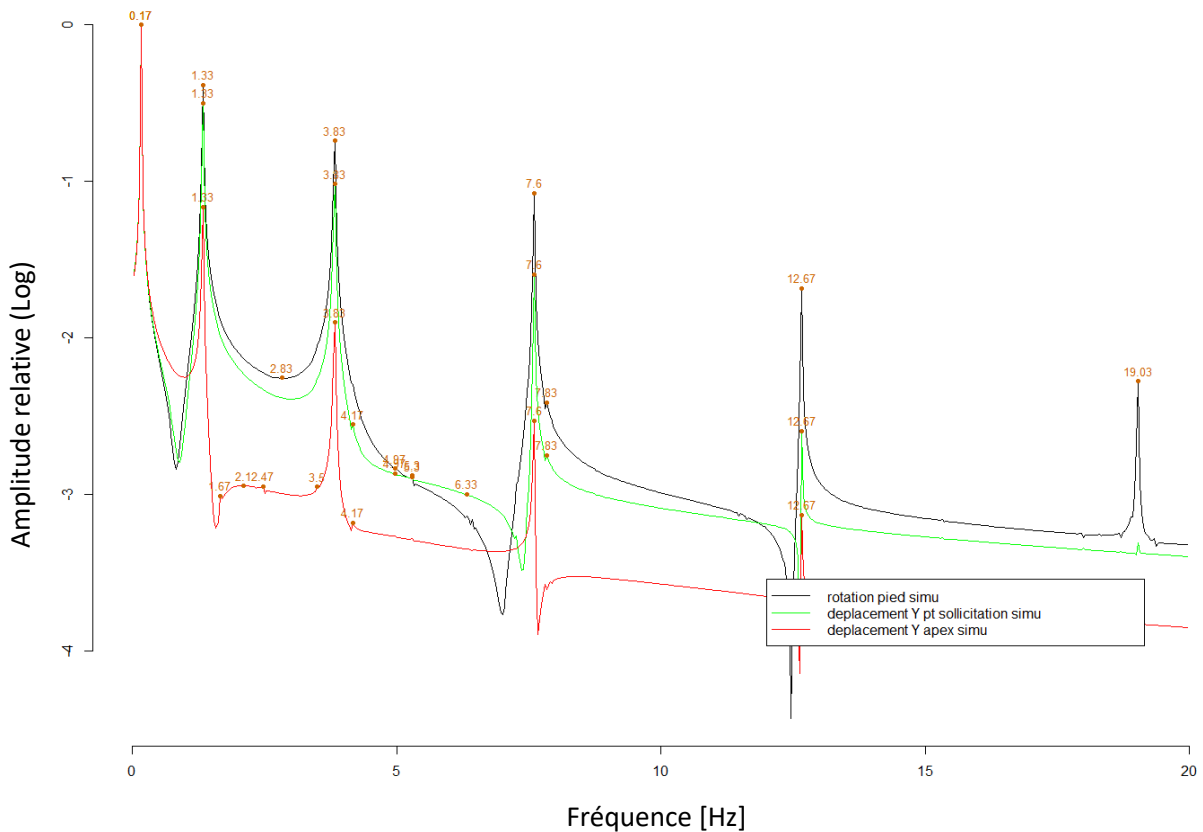


Figure 2-11 Spectres fréquentiels de la fonction de transfert de l'arbre (configuration 2)

Spectre fréquentiel de la fonction de transfert de l'arbre modélisé selon la configuration 2 (Figure 2-5, Tableau 2-5) sollicité par une sollicitation de type PR (Pr1-500, Tableau 2-2), avec prise en compte du poids. Mesures réalisées sur une modélisation réalisée à l'aide de la MED. En noir : spectre fréquentiel de la *base du tronc*, en vert : spectre fréquentiel du *point de sollicitation*, en rouge spectre fréquentiel de l'*apex*

2.4.2.4 Effet de la raideur d'enracinement et de la masse en tête

2.4.2.4.1 Effet de la Raideur d'enracinement

Sont présentées les équations issues du modèle analytique du mât ancré de manière élastique avec une raideur en flexion constante permettant de calculer les fréquences modales, d'une part pour le mât encasté (configuration 1, Figure 2-5, Équation 2-18) et d'autre part pour le mât ancré de manière élastique (configuration 2, Figure 2-5, Équation 2-19).

L'équation du mât ancré de manière élastique (Équation 2-19) correspond à celle du mât encasté (Équation 2-18) avec un terme de perturbation : $(\frac{EI\beta}{K_{root}} * (\sinh\beta l * \cos\beta l - \cosh\beta l * \sin\beta l))$. Lorsque la raideur de l'ancrage devient infinie ($K_{root} \rightarrow \infty$), le terme de perturbation devient négligeable, et on retrouve la formule analytique du mât encasté.

L'analyse du terme $\frac{EI\beta}{K_{root}} = \frac{\left((EI)^{\frac{3}{4}} \right)^4 \sqrt{\rho S \sqrt{\omega}}}{K_{root}}$ met en évidence que plus la raideur de l'ancrage est faible par rapport à la raideur de la section, c'est-à-dire que K_{root} est faible par rapport à $(EI)^{\frac{3}{4}}$, plus le terme de perturbation est significatif, et plus l'écart entre le modèle du mât encasté est celui du mât ancré de manière élastique est important. De la même manière, plus la densité linéaire du mât est importante, c'est-à-dire plus $\sqrt[4]{\rho S}$ est importante, et plus le terme de perturbation est significatif. Enfin, les écarts entre les deux formulations augmentent à mesure que la fréquence modale augmente, le terme de perturbation étant proportionnel à $\sqrt{\omega}$, ce qui est observé dans les modélisations par la *MED* (Figure 2-13).

Des simulations de modélisation par la *MED* de l'arbre modélisé selon la configuration 2 (Figure 2-5) avec des valeurs différentes de K_{root} sont mises en place (Tableau 2-5) afin d'identifier l'effet de cette raideur sur la fréquence du premier mode d'ancrage (Figure 2-12). La sollicitation employée est un Pr5-500 (Tableau 2-2).

La fréquence du premier pic de résonance évolue entre deux bornes : lorsque K_{root} est très faible par rapport à la raideur de l'arbre (EI), la modélisation se comporte comme un système masse-ressort, avec l'arbre vu comme un corps infiniment rigide lié à un ressort avec une raideur un peu plus faible que celle de K_{root} . C'est ce qui est observé dans les modélisations par la *MED* (Figure 2-13), où (K_{root}) est plus faible de l'ordre de 1 % dans le cas d'une raideur d'enracinement de $K_{root} = 662.5 \text{ Nm/rad}$.

Inversement, lorsque K_{root} est très importante par rapport à EI , la modélisation se comporte comme un mât encasté. Entre ces deux raideurs d'enracinement limites, la fréquence du premier pic de résonance est fonction des dimensions et des propriétés mécaniques du mât et de l'enracinement (Figure 2-12). C'est ce qui est observé dans les modélisations par la *MED* (Figure 2-13), où les fréquences des pics de résonance augmentent légèrement à mesure que la valeur de K_{root} augmente, avec pour limite les fréquences modales du mât encasté, dès que $K_{root} > 6625386,5 \text{ Nm/rad}$. De plus, lorsque la raideur de l'enracinement augmente, les amplitudes relatives des pics de résonance augmentent (Figure 2-13).

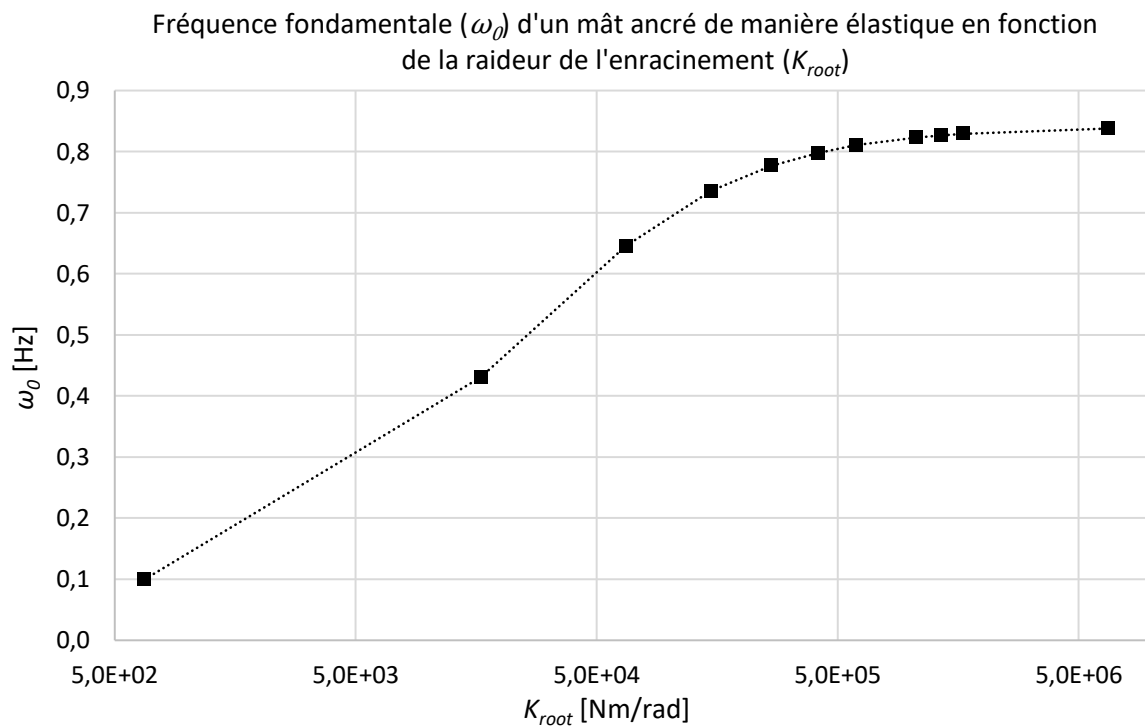


Figure 2-12 Fréquences fondamentales en fonction de la raideur de l'enracinement (configuration 2)

Fréquence fondamentale (ω_0) des modélisations des arbres (configuration 2, Figure 2-5) en fonction de la raideur de l'enracinement de la modélisation (K_{root} , Tableau 2-5). Mesures réalisées sur un mât ancré de manière élastique modélisé par la *MED* (configuration 2, Figure 2-5). La sollicitation mise en place de type *PR* (Pr5-500, Tableau 2-2). La mesure de la réponse des modèles est réalisée au niveau du *point de sollicitation*.

Spectres fréquentiels des fonctions de transfert des modèles d'arbres
(configuration 2) en fonction de la raideur de l'ancrage (K_{root})

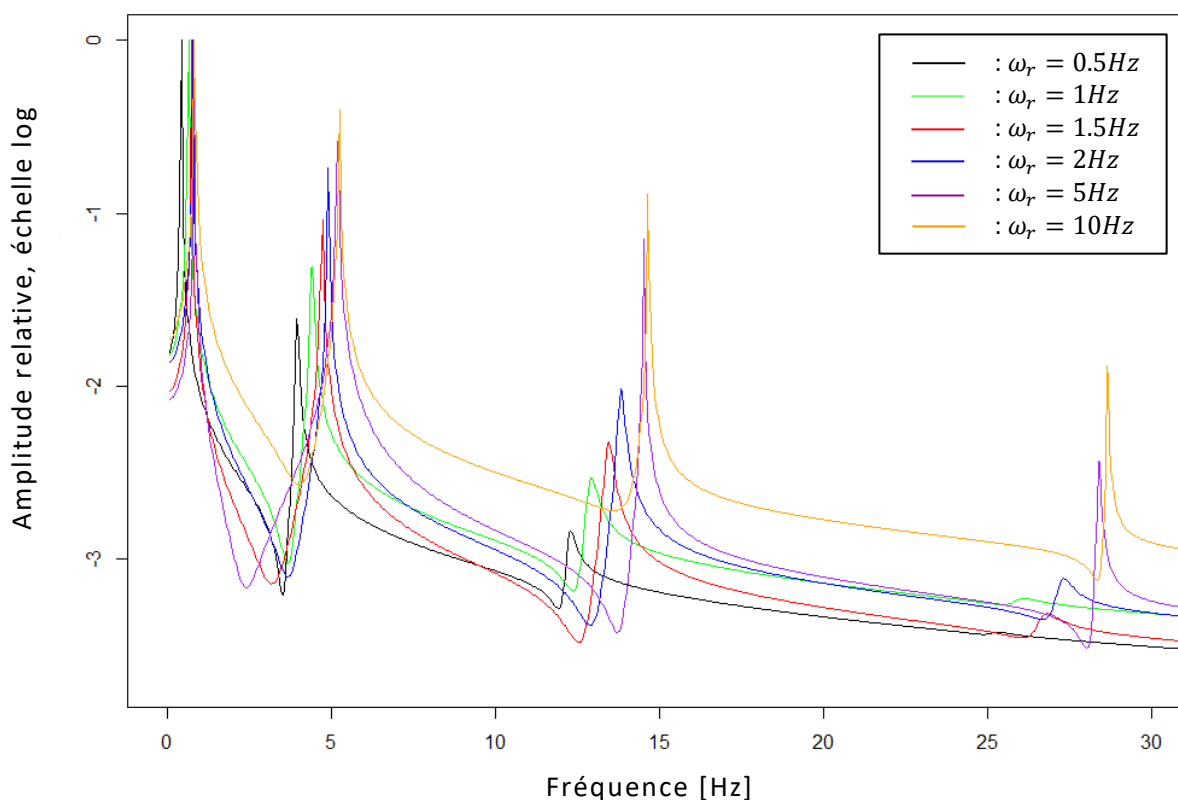


Figure 2-13 Spectres fréquentiels (configuration 2)

Spectres fréquentiels des fonctions de transfert des modèles d'arbres (configuration 2, Figure 2-5) en fonction de la raideur de l'ancrage (K_{root} , identifiée à l'aide de ω_r). En noir : $K_{root} = 16563 \text{ Nm/rad}$ soit $\omega_r = 0.5\text{Hz}$, en vert : $K_{root} = 66254 \text{ Nm/rad}$ soit $\omega_r = 1\text{Hz}$, en rouge : $K_{root} = 149071 \text{ Nm/rad}$ soit $\omega_r = 1.5\text{Hz}$, en bleu : $K_{root} = 265015 \text{ Nm/rad}$ soit $\omega_r = 2\text{Hz}$, en violet : $K_{root} = 1656347 \text{ Nm/rad}$ soit $\omega_r = 5\text{Hz}$ et en orange : $K_{root} = 6625386 \text{ Nm/rad}$ soit $\omega_r = 10\text{Hz}$. Mesures réalisées sur un mât ancré de manière élastique modélisé par la MED (configuration 2, Figure 2-5). La sollicitation mise en place est de type PR (Pr5-500, Tableau 2-2). La mesure de la réponse des modèles est réalisée au niveau du point de sollicitation.

2.4.2.4.2 Masse en tête

L'ajout d'une masse en tête (m_{apex}) à la modélisation de l'arbre, correspondant au passage de la configuration 2 à la configuration 3 (Figure 2-5), induit une diminution des fréquences des pics de résonance, ainsi qu'une augmentation de l'amplitude relative du premier pic de résonance par rapport aux pics de rangs supérieurs (Figure 2-14). Cela altère également la stabilité du modèle et concentre la réponse vibratoire autour du premier mode, le modèle se comportant de plus en plus comme un système de pendule à mesure que la valeur de m_{apex} augmente.

L'ajout de m_{apex} modifie substantiellement la répartition des masses sur l'arbre, ce qui influe sur les fréquences des pics de résonance. Il est ainsi nécessaire de modéliser l'arbre de telle manière que la répartition de ses masses soit respectée, pour que les fréquences modélisées soient proches des fréquences de résonance observées, lors de la calibration de la modélisation avec des valeurs de raideurs représentatives. Les travaux de (Fournier et al., 1993) montrent qu'une modélisation de l'arbre ne prenant pas en compte la déformation du houppier permet de prédire correctement la fréquence de son premier mode. En effet, l'évolution de la répartition de la masse du houppier du fait de sa déformation est secondaire pour la prédiction du premier mode, tandis qu'elle devient plus importante pour les modes suivants.

Lors d'essais de *PR* in situ, il est généralement difficile d'obtenir plusieurs fréquences de résonance (Jonsson et al., 2007). Une modélisation qui ne prend pas en compte la déformation du houppier peut ainsi être calibrée pour simuler correctement le comportement des arbres testés. De plus, comme les masses ainsi que leur répartition ont une influence sur cette fréquence de résonance, il est nécessaire de décrire à minima la géométrie du houppier et du tronc, afin de respecter la répartition des masses de l'arbre, et ainsi de ne pas induire de trop grands écarts entre la masse de l'arbre testé et celle du modèle calibré.

Spectres fréquentiels des fonctions de transfert des modèles d'arbres
(configuration 3) en fonction de la raideur de l'ancrage (K_{root}) et de la masse en tête

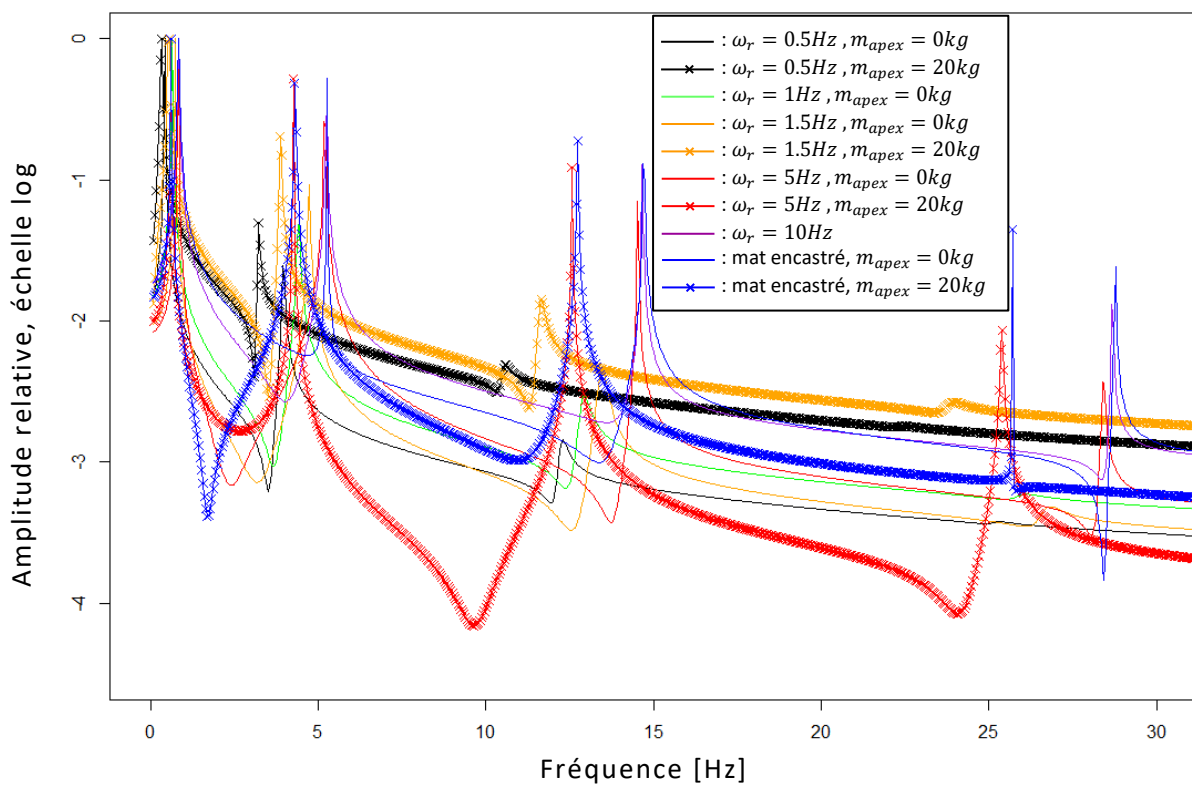


Figure 2-14 Spectres fréquentiels (configuration 2 et 3)

Spectres fréquentiels des fonctions de transfert des modélisations de l'arbre selon les configurations 2 et 3 (Figure 2-5) en fonction de la raideur de l'enracinement (K_{root} , mesurée en fonction de la fréquence du mode rigide ω_r sans masse en tête) et de la masse en tête ($m_{apex} = 20\text{kg}$, courbe avec croix) sur la fonction de transfert au niveau du point de sollicitation (Figure 2-14). En noir : $K_{root} = 16563\text{ Nm/rad}$ soit $\omega_r = 0.5\text{Hz}$, en vert : $K_{root} = 66254\text{ Nm/rad}$ soit $\omega_r = 1\text{Hz}$, en orange : $K_{root} = 149071\text{ Nm/rad}$ soit $\omega_r = 1.5\text{Hz}$, en rouge : $K_{root} = 1656347\text{ Nm/rad}$ soit $\omega_r = 5\text{Hz}$, en violet : $K_{root} = 6625386\text{ Nm/rad}$ soit $\omega_r = 10\text{Hz}$ et en bleu, le mat encastré, pour référence. La sollicitation mise en place est de type PR (Pr5-500, Tableau 2-2). La mesure de la réponse des modèles est réalisée au niveau du *point de sollicitation*.

2.4.3 Comparaison entre la réponse vibratoire à l'impact et au PR

Les fréquences des pics de résonance de la réponse dynamique à l'impact d'un arbre modélisé par la MED selon la configuration 2 (Figure 2-5, Tableau 2-5) sont très proches des fréquences des pics de résonance de la réponse dynamique à un essai de PR (Pr1-500, Tableau 2-3) d'une modélisation par la MEF du même modèle d'arbre. Les écarts fréquentiels observés sont inférieurs à la résolution fréquentielle de ces simulations, qui est ici de 0.03Hz (Tableau 2-12).

Les fréquences des pics de résonance issus des impacts sont légèrement plus faibles lorsque la masse du bloc est importante (Tableau 2-12). En effet, la masse relative du bloc par rapport à celle du modèle l'arbre a une influence sur l'historique de contact entre le bloc et le modèle d'arbre, ainsi, plus la masse relative du bloc est importante, et plus la durée de contact entre le bloc et l'arbre est importante. Ce phénomène influence ainsi la réponse dynamique de l'arbre, la masse du bloc venant s'ajouter à celle de l'arbre lors des phases de contact entre ceux-ci (Abrate, 2001; Olmedo, 2015).

Les spectres fréquentiels des réponses vibratoires des arbres aux impacts présentent des pics d'amplitude pour des fréquences ne correspondant pas aux fréquences modales. Ces pics sont induits par l'historique de contact entre le bloc et le modèle d'arbre. Ces pics ne sont pas présents sur tous les spectres de réponse dynamique mesurés à différents points du modèle d'arbre, ce qui permet de les distinguer des modes propres (Figure 2-15 et Figure 2-16).

Dans les gammes de paramètres étudiées, l'influence de la masse du bloc sur les fréquences des pics de résonance est négligeable. De plus, ces fréquences sont quasiment identiques à celles issues de la réponse de l'arbre à un essai de *PR*. Par ailleurs, les fréquences des pics de résonance identifiées sur la réponse de l'arbre à un essai de *PR* sont-elles même proches des fréquences modales. Il est ainsi possible de considérer que les fréquences de résonance de la réponse mécanique de l'arbre à un essai de *PR* et à un impact correspondent aux fréquences modales du modèle et que par ailleurs, la réponse dynamique de l'arbre à l'impact est bien une réponse vibratoire.

mât élastique ($K_{root} = 66253Nm/rad$)	ancrage	Fréquence 1 [Hz]	Fréquence 2 [Hz]	Fréquence 3 [Hz]	Fréquence 4 [Hz]	Fréquence 5 [Hz]
modale		0.17	1.33	3.83	7.6	12.67
Pr1-500		0.17	1.33	3.83	7.6	12.67
Imp002-2500		0.17	1.33	3.83	7.6	12.67
Imp04-2500		0.16	1.32	3.82	7.58	12.66

Tableau 2-12 Comparaison entre les fréquences, sollicitations *PR* et impact (configuration 2)

Tableau comparatif des fréquences de résonance des réponses dynamiques à deux types d'impacts et au Pr1-500 (Tableau 2-6 et Tableau 2-3) du modèle d'arbre modélisé par un mât ancré au sol de manière élastique (configuration 2, Figure 2-5, Tableau 2-5). Les réponses dynamiques sont mesurées au niveau du *point de sollicitation*. Simulations d'une modélisation par *MEF* prenant en compte le poids du modèle d'arbre pour la sollicitation de type *PR*. Simulations d'une modélisation par la *MED* prenant en compte le poids du modèle d'arbre pour la sollicitation d'impact.

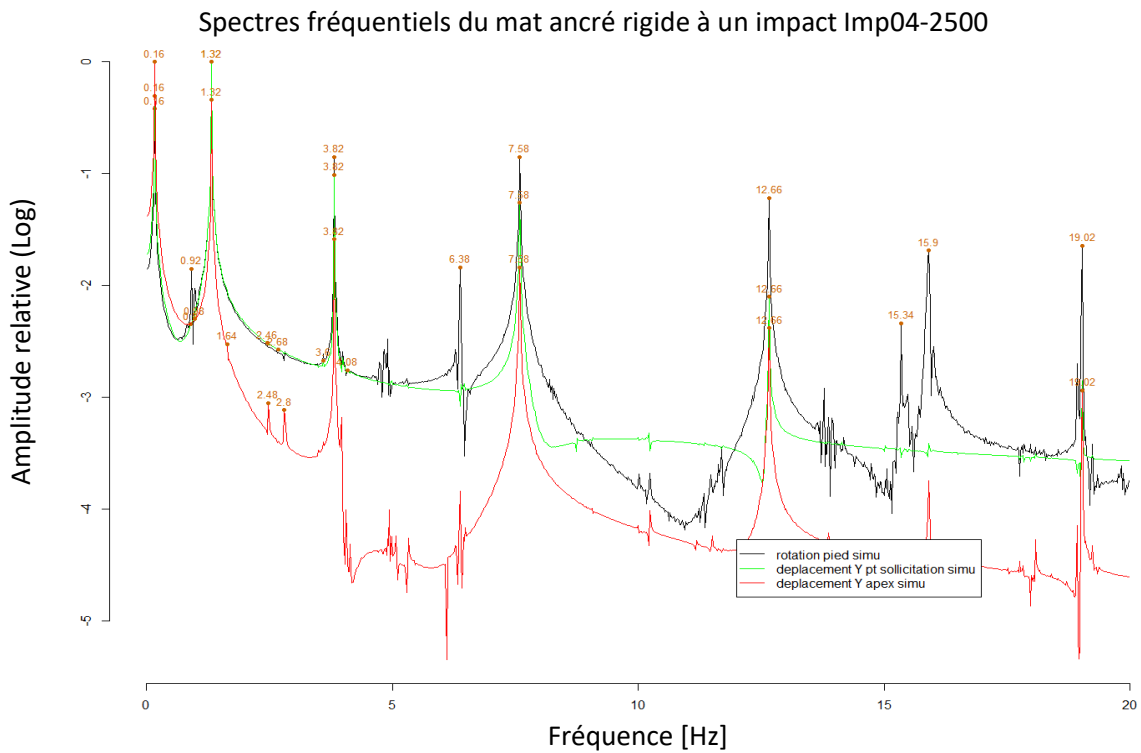


Figure 2-15 Spectres fréquentiels à l'impact, bloc lourd (configuration 1)

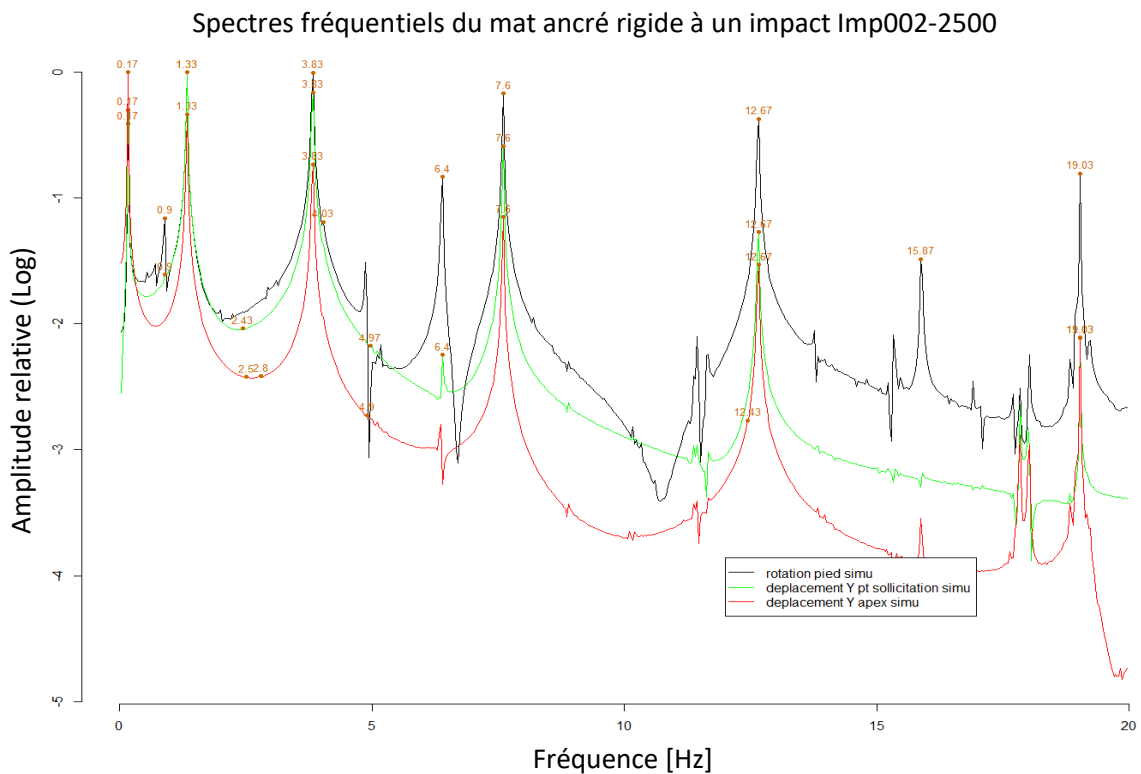


Figure 2-16 Spectres fréquentiels à l'impact, bloc léger (configuration 1)

Spectres fréquentiels des réponses dynamiques du modèle d'arbre vu comme un mât cylindrique ancré de manière rigide (configuration 1 Tableau 2-5) à un impact avec un bloc (en haut : Imp04-2500, en bas : Imp002-2500, Tableau 2-6). Simulations d'une modélisation *MED* prenant en compte le poids du modèle d'arbre. En noir : spectre fréquentiel de la *base du tronc*, en vert : spectre fréquentiel du *point de sollicitation*, en rouge spectre fréquentiel de *l'apex*.

Analyse de la réponse dynamique des arbres à l'impact en comparaison avec la réponse sous vibration libre à l'aide d'approches numériques.

2.5 Conclusions

Grâce à la campagne de simulations présentée dans ce chapitre regroupant différentes modélisations de l'arbre (mât encastré ou ancré de manière élastique, avec ou sans masse en tête), différentes sollicitations (*PR*, impulsions, impact, avec des temps caractéristiques allant de $1ms$ à $100ms$), ainsi que différentes méthodes de modélisation (*MEF*, *MED* et modélisation analytique), il est possible de tirer plusieurs conclusions :

- La réponse dynamique de l'arbre a un impact ainsi qu'à une sollicitation de type *PR* est une réponse vibratoire, les fréquences des pics de résonance de cette réponse sont identiques et peuvent être assimilées aux fréquences modales de l'arbre.
- Les fréquences des pics de résonance de l'arbre sont indépendantes de la sollicitation et peuvent donc être utilisées pour calibrer le modèle. Lors d'une sollicitation de type *PR*, l'hypothèse de petits déplacements reste valide dans la plage de déformations explorée. Cependant, l'effet du poids influe de manière non négligeable sur le comportement statique et dynamique de l'arbre et doit être pris en compte.
- Les raideurs du tronc et de l'enracinement ont une influence sur la réponse dynamique de l'arbre. Leur influence dépend de leurs valeurs relatives. Si la raideur de l'enracinement est trop importante, l'arbre se comporte comme un mât encastré. À l'inverse, lorsque la raideur de l'enracinement est trop faible, l'arbre se comporte comme un corps infiniment rigide fixé à un ressort en flexion.
- La masse et l'inertie de l'arbre ont une influence sur la réponse dynamique de l'arbre. Une description de la répartition de la masse est nécessaire lors de la calibration du modèle.
- Il est possible de simuler correctement le comportement statique et dynamique d'un arbre à l'aide d'une modélisation par la méthode éléments discrets (*MED*).

Au vu de ces conclusions, les essais mécaniques réalisés sur les arbres in situ doivent permettre de mesurer au moins une fréquence modale de l'arbre, les fréquences étant les seules grandeurs de la réponse dynamique de l'arbre indépendantes du type et du point d'application de la sollicitation. Du fait de la variabilité des amplitudes des pics de résonance de l'arbre en fonction de la localisation du point de mesure, il est nécessaire de multiplier le nombre de points de mesure de la réponse dynamique de l'arbre. En pratique, il n'est généralement possible que de mesurer la première fréquence modale de l'arbre (Jonsson et al., 2007), et du fait de la faible valeur de celle-ci, en dessous de $1Hz$, il est nécessaire de mesurer la réponse dynamique de l'arbre sur une durée importante, afin d'obtenir une résolution fréquentielle suffisante pour pouvoir utiliser la valeur de cette fréquence modale pour des calibrations de modèles numériques.

Comme il n'est généralement pas possible de mesurer correctement les fréquences modales de l'arbre au-delà du premier mode à l'aide d'un essai de *PR* (Jonsson et al., 2007), un modèle ayant une géométrie relativement simple, avec une description de la géométrie de l'arbre permettant au mieux d'évaluer la répartition des masses entre le houppier le long du tronc semble suffisant. De plus, ce type de modélisation de l'arbre ne permet pas de décrire le comportement vibratoire de l'arbre au-delà du premier mode (Fournier et al., 1993).

Par ailleurs, comme les résultats montrent que les fréquences modales de l'arbre dépendent à la fois de la raideur du tronc et de l'enracinement ainsi que de la masse de l'arbre et de sa répartition, il est nécessaire d'évaluer ses grandeurs, directement ou non, lors d'essais in situ. L'essai de *PR* permet d'exploiter deux phases de sollicitations pour cela : la mise sous contrainte de l'arbre (*Pulling*), permettant de mesurer des déformations et la phase de libération de la contrainte (*Release*), permettant de solliciter les premiers modes de l'arbre. La mesure des masses de l'arbre n'étant pas réalisable de manière non destructive, celles-ci doivent être évaluées à l'aide de relations empiriques, nécessitant une description dimensionnelle fine de l'arbre, à minima par la mesure de diamètres sur le tronc et des hauteurs de l'arbre et du houppier.

Ainsi, les grandeurs mesurables lors d'un essai de *PR* permettent de paramétrer une modélisation de l'arbre par un mât conique, avec une masse distribuée pour modéliser le houppier, le tout ancré de manière élastique avec un moment résistant proportionnel à la flexion du mât.

Le chapitre 3 a pour objectif de construire une méthodologie permettant de mesurer in situ et de manière non destructive les paramètres nécessaires pour calibrer ce modèle d'arbre.

3 Protocole de mesure des grandeurs représentatives des comportements statiques, sous vibration libre et sous impact des arbres à l'aide d'essais non destructifs

3.1 Introduction

Les travaux présentés dans ce chapitre portent sur la mise en place et l'application d'un protocole permettant de mesurer in situ et de manière non destructive les grandeurs identifiées dans le chapitre 2 comme étant nécessaires à la prédiction du comportement mécanique des arbres lors d'un impact.

L'objectif de ce protocole est de permettre de mesurer, de manière non destructive et in situ, la géométrie des arbres, la déformée statique du tronc et de l'enracinement, ainsi que la fréquence de résonance de la réponse vibratoire libre de l'arbre, afin de pouvoir calibrer par la suite une modélisation des arbres ayant le même comportement dynamique à l'impact que les arbres testés. La géométrie des arbres est décrite à l'aide des diamètres du tronc mesurés à différentes hauteurs ainsi que des hauteurs de l'arbre et du houppier. Ces grandeurs permettront par la suite d'évaluer les masses du tronc et du houppier à l'aide de relations empiriques issues de la littérature. La géométrie du tronc, découlant des relevés in situ, permet par ailleurs de calculer un *MOE* équivalent pour le tronc, le comportement mécanique de celui-ci étant issu à la fois de la géométrie assimilée du tronc et de son *MOE* équivalent.

Les raideurs statiques du tronc et de l'enracinement, ainsi que la réponse vibratoire libre de l'arbre sont mesurées en deux temps lors du même essai, lors d'une phase de sollicitation quasi statique de l'arbre, et d'une phase de sollicitation dynamique. L'essai mis en place s'inspire des essais de type *Pulling* (Giambastiani et al., 2017; Jonsson et al., 2006; Peltola et al., 2000) et de l'essai de type Pull – Release (*PR*) (Jonsson et al., 2007). Il se compose d'une phase quasi statique de mise sous contrainte de l'arbre, suivie d'une phase de maintien statique de la contrainte, permettant d'évaluer les propriétés mécaniques statiques de l'arbre (*Pulling*), puis d'une phase de libération brutale de la contrainte, suivie d'une phase d'observation de la réponse vibratoire libre de l'arbre (*Release*), permettant d'évaluer la réponse vibratoire de l'arbre.

Après la présentation du protocole de mesure au début de ce chapitre, les résultats de l'application de ce protocole sur 6 épicéas (*Picea abies* (L. Karst)) sont présentés. La pertinence des grandeurs mesurées est évaluée par comparaison avec des résultats issus de travaux de la littérature (Jonsson et al., 2007, 2006).

3.1.1 Enjeux du chapitre

Différents enjeux sont traités dans ce chapitre :

- Mise en place d'un protocole permettant de mesurer in situ et de manière non destructive les grandeurs identifiées dans le chapitre 2, à savoir les raideurs de l'enracinement et du tronc, les dimensions et la masse de l'arbre et la première fréquence de résonance :
 - Protocole de mesure non destructive de la géométrie des arbres testés, afin de pouvoir modéliser ultérieurement la géométrie de l'arbre, son *MOE* et sa masse.
 - Dispositif de mesure des déformées statiques du tronc et de l'enracinement de l'arbre en réponse à un essai mécanique non destructif, afin d'évaluer les propriétés mécaniques observables de ses deux compartiments.
 - Dispositif de mesure de la fréquence de résonance de la réponse vibratoire libre de l'arbre après le relâchement brutal de la sollicitation mécanique mise en place au point précédent
- Évaluation de la qualité des mesures obtenues à l'aide du protocole mis en place par comparaison aux résultats d'essais de la littérature (Jonsson et al., 2007, 2006).

3.2 Description du protocole

3.2.1 Mesure des dimensions des arbres

La géométrie du tronc des arbres est modélisée par un cône tronqué. Ce cône est décrit par un diamètre, une conicité et une hauteur. La hauteur du cône est assimilée à celle de l'arbre (l_{arbre}) et son diamètre à $1.30 m$ au \varnothing_{DbH} de l'arbre. Afin d'évaluer sa conicité, plusieurs diamètres sont mesurés à différentes hauteurs sur le tronc, au niveau de l'emplacement des capteurs et du matériel de sollicitation mécanique fixé sur celui-ci. Le houppier de l'arbre est décrit par sa longueur (l_{houpp}), mesurée à partir de la première branche verte. (Tableau 3-1)

Les hauteurs des arbres et de la base de leur houppier sont mesurées à l'aide d'un clinomètre et distance-mètre VERTEX V (Haglöf AB, Sweden) : cet appareil permet la mesure de distances par temps de vol d'ultrason, avec une résolution de $0.01m$ et une précision de $\pm 1 \%$, ainsi que la mesure d'angle dans le plan vertical avec une résolution de 0.1° . La hauteur est directement calculée à l'aide des deux mesures précédentes, avec une résolution de $0.1m$. Les angles mesurés, nécessaires au calcul des hauteurs, sont inférieurs à 45° afin de travailler dans la plage de précision optimale de l'appareil. La position verticale des différents capteurs et mires est mesurée à l'aide d'un mètre à ruban, avec une résolution de $0.01m$: la base du ruban est fixée contre le tronc au niveau du sol, au niveau du centre du tronc dans le sens de la pente (centre du tronc dans le plan xz , Figure 3-3). (Tableau 3-1)

Les diamètres du tronc sont mesurés à l'aide d'un compas forestier au niveau de chaque capteur installé sur l'arbre, au centimètre le plus proche, selon deux axes, dans l'axe de la sollicitation (axe x) et dans l'axe perpendiculaire à celle-ci (axe y) (Figure 3-2, Figure 3-3). Les diamètres relevés selon les deux axes sont ensuite moyennés. Les diamètres moyens calculés sont utilisés pour calculer une décroissance (conicité) moyenne du tronc entre la hauteur de mesure du \varnothing_{DbH} et le point de sollicitation. (Tableau 3-1)

3.2.2 Principe choisi pour l'essai de PR

Le protocole de mesure mis en place permet de mesurer la réponse mécanique de l'arbre lors des différentes phases de sollicitation de l'arbre par un essai de type Pull – Release (PR). Il combine à la fois les mesures réalisées lors d'un essai de *Pulling* (Jonsson et al., 2006; Peltola et al., 2000) et celles réalisées lors d'un essai de Pull – Release (PR) (Jonsson et al., 2007).

La sollicitation se déroule en trois phases (Figure 3-4) :

- Une phase de mise sous tension de l'arbre, où un effort de traction est appliqué sur le tronc de manière progressive.
- Une phase de maintien, où le déplacement issu de l'effort de traction est maintenu. Cette phase de maintien a pour but de dissiper les déplacements transitoires de l'arbre issus de la phase de mise sous tension. Ces deux premières phases correspondent à la phase de *Pulling*.
- Une phase de libération (phase de *Release*), où l'effort appliqué à l'arbre est relâché brusquement. L'arbre se met alors à osciller librement avant de reprendre sa position statique initiale.

Les raideurs du tronc et de l'enracinement de l'arbre sont évaluées lors de la phase de maintien de l'essai de PR, et la fréquence de résonance de la réponse dynamique de l'arbre est mesurée après la phase de *Release*.

L'effort maximal appliqué à l'arbre est tel que la rotation de son enracinement ne dépasse pas 0.5° , l'essai pouvant ainsi être considéré a priori comme non destructif (Buza and Divós, 2016). La rotation de l'enracinement est mesurée durant l'essai au travers de la mesure de la rotation de la base du tronc ainsi que du sol à proximité immédiate du tronc.

Les essais sont réalisés des jours sans vent, afin de limiter les mouvements parasites des arbres non liés à la sollicitation.

Les durées des différentes phases de la sollicitation sont mesurées pendant l'essai sur les arbres, bien que la durée des différentes phases de chargements ne soit pas directement contrôlable dans le déroulement de la sollicitation.

3.2.3 Sollicitation

La sollicitation est appliquée à l'arbre à l'aide d'un tire-fort opéré à la main (Figure 3-3). La montée en charge se fait de manière progressive et par paliers du fait du fonctionnement du tire-fort. L'effort maximal applicable par le tire-fort est de l'ordre de $1600 daN$, l'effort maximal mis en place en pratique est de l'ordre de $700 daN$. L'angle de sollicitation est mesuré entre le point d'ancrage du tire-fort et celui de sollicitation sur le tronc à l'aide d'un VERTEX V (Figure 3-3). L'effort appliqué à l'arbre est mesuré tout au long de l'essai à l'aide d'un capteur de force (SMTAMP Sensel Measurement, France, $\pm 20 kN$ d'amplitude de mesure, 0.2 % de résolution).

La hauteur de sollicitation est limitée par la capacité à venir fixer le dispositif de sollicitation sur le tronc depuis le sol, sans avoir à employer des techniques de grimpe sur arbre. L'effort de sollicitation à priori nécessaire pour induire une rotation de l'enracinement de 0.5° des arbres testés dépend de la raideur de l'enracinement. Celle-ci est prédite à l'aide des travaux de Jonsson et al. (2006), afin que la conjonction de l'effort applicable à l'aide du tire-fort et de la hauteur de la sollicitation soit proche de celle-ci.

La sollicitation est relâchée brusquement à l'aide d'un mousqueton à ouverture rapide et sous charge (Wichard n°2674), opéré à l'aide d'une cordelette. Ce dispositif de largage limite l'effort maximal applicable, car il n'est plus possible d'actionner le mousqueton au-delà de $700 daN$ environ. La durée d'ouverture du mousqueton dépend de la masse et de la géométrie de celui-ci, de la masse du dispositif et de l'arbre, ainsi que de la tension exercée, cette durée n'étant ainsi pas contrôlable.

Le dispositif de largage est fixé au tronc de l'arbre à tester à l'aide d'une sangle, puis relié au câble du tire-fort avec une manille. Le tire-fort est ensuite relié à un capteur de force qui est lui-même fixé à la base d'un autre arbre, servant de point fixe, à l'aide d'une corde statique. L'effet parasite du poids du dispositif de sollicitation sur la valeur de l'effort de traction exercé sur l'arbre est minimisé en réduisant et en concentrant au maximum sa masse au niveau de l'ancrage au sol. (Tableau 3-1)

3.2.4 Instrumentation

Les arbres testés sont instrumentés avec plusieurs capteurs compensés en température (série SM2U Sensel Measurement, France) (Figure 3-1). Les inclinomètres, ou capteurs de rotation, (Sensel SM-N : <https://www.sensel-measurement.fr/fr/inclinometre-mono-axe/113-sm-n-inclinometre-mono-axe.html>) ont une amplitude de $\pm 5^\circ$ avec une résolution de 0.01 % et une bande passante de $[0; 20] Hz$. Les accéléromètres ont une amplitude de $\pm 50 G$ avec une bande passante de $[0; 550] Hz$, ces accéléromètres pouvant mesurer les accélérations statiques (des poids) (Sensel SM-B : <https://www.sensel-measurement.fr/fr/capacitif-mono-axe/130-sm-b-accelerometre.html>).

Les capteurs sont fixés au tronc à l'aide d'une sangle munie d'un tendeur à cliquet. Afin de garantir une surface de contact suffisante entre les capteurs et le tronc, un demi-cylindre en PVC est fixé sur les capteurs (Figure 3-1).

- Un capteur d'accélération est positionné juste en dessous du point de sollicitation (*AccS*). La mesure de l'accélération se fait dans le plan horizontal, avec un axe selon l'effort de sollicitation (axe x) et un autre axe perpendiculaire (axe y).
- Un capteur d'accélération est positionné à mi-distance entre le sol et le point de sollicitation (*AccT*). La mesure est réalisée dans le plan horizontal (plan xy), comme pour le capteur *AccS*.
- Un capteur de rotation est fixé au tronc à la base de l'arbre (*IncP*). La rotation est mesurée dans le plan de la sollicitation (axe y) et perpendiculairement (axe x).
- Un capteur de rotation est posé au sol, sur une surface aplanie au plus près du tronc (*IncS*). Ce capteur mesure les rotations dans le plan de la sollicitation (axe y) et perpendiculairement (axe x) comme pour le capteur *IncP*.

En plus de ces capteurs, trois mires vidéo sont mises en place pour le suivi des déplacements du tronc : des LEDs blanches sur batterie (Figure 3-2) sont installées à l'aide de sangles au niveau du point de sollicitation ainsi qu'en dessous des capteurs *AccS* et *AccT* fixés sur le tronc. Le suivi du déplacement du tronc lors des phases de montée en charge et de maintien (phase de *Pulling*) du tronc est réalisé à l'aide d'une caméra (appareil réflex avec un capteur plein format - Canon EOS) filmant l'essai dans le plan (xz) avec une fréquence d'acquisition de 50Hz . La caméra est placée de telle manière que la résolution spatiale soit la plus importante possible (inférieure à 3mm), la taille des boîtiers des capteurs ainsi que les diamètres mesurés étant utilisés pour la calibration de la résolution spatiale des enregistrements. (Tableau 3-1)

La phase *Release* est aussi enregistrée, permettant de réaliser une mesure de la fréquence de l'arbre lors de sa réponse vibratoire libre. Cette option de secours est fonctionnelle pour identifier grossièrement la première fréquence de résonance de l'arbre, mais il n'a pas été nécessaire d'y avoir recours lors de nos travaux. (Tableau 3-1)



Figure 3-1 Dispositif de fixation des capteurs sur les arbres

Dispositif de fixation des capteurs sur les arbres (ici un capteur d'accélération AccT).

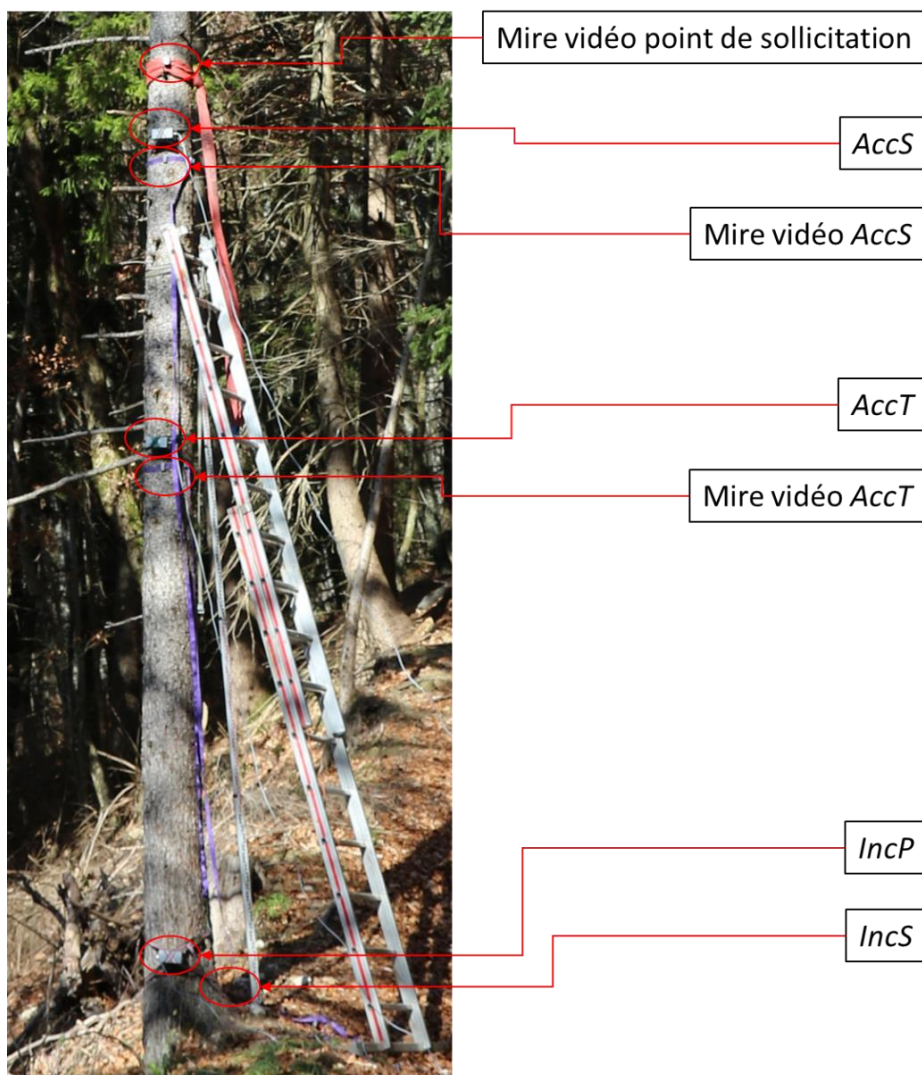


Figure 3-2 Positionnement du matériel de mesure sur les arbres

Positionnement du matériel de mesure sur l'arbre C2

Protocole de mesure des grandeurs représentatives des comportements statiques, sous vibration libre et sous impact des arbres à l'aide d'essais non destructifs

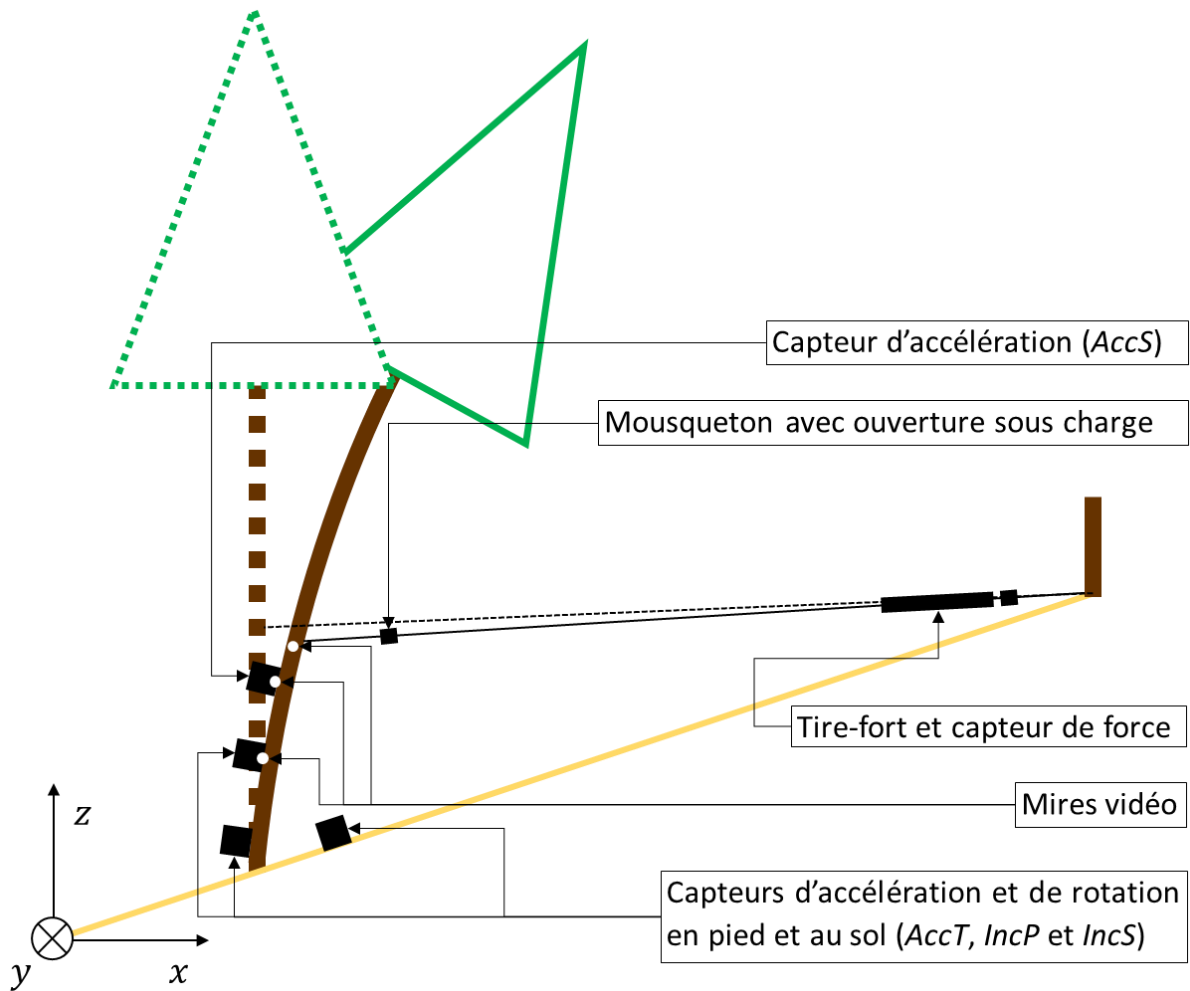


Figure 3-3 Schéma du dispositif expérimental

Schéma du dispositif expérimental mis en place pour les essais de PR non destructifs.

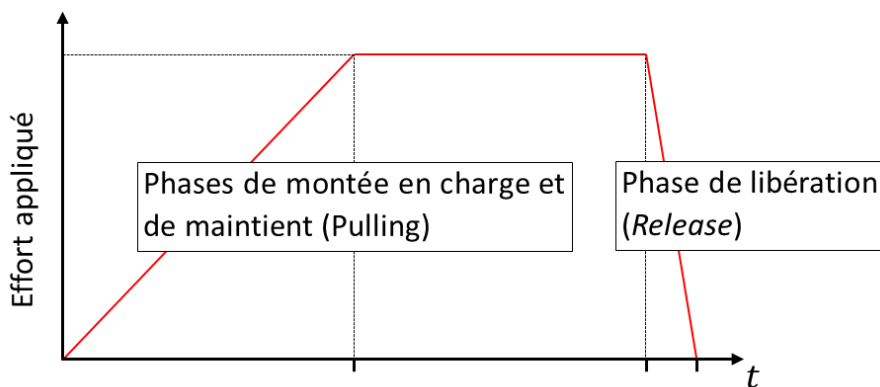


Figure 3-4 Phases du protocole expérimental

Schéma des différentes phases de l'essai de PR mis en place.

3.2.5 Mesure de la réponse statique

Le comportement statique des arbres testés est évalué lors de la phase de maintien de l'essai de *PR* (Figure 3-4). Celui-ci est caractérisé par la déformation du tronc selon l'axe *x* (Figure 3-3) ainsi que par la rotation de l'enracinement autour de l'axe *y* en fonction de l'effort de sollicitation appliqué. Les médianes des déformations et de l'effort de traction mesurés pendant la phase de maintien sont calculées sur une période de 20s en fin de phase de maintien, lorsque les phénomènes transitoires de la réponse de l'arbre sont d'amplitude négligeable.

La rotation de l'enracinement est mesurée à l'aide de l'inclinomètre *IncP* selon les axes *y* et *x*. Après vérification, la rotation autour de l'axe *x* est négligeable par rapport à celle autour de l'axe *y*. Ainsi, la rotation de l'enracinement est assimilée à une rotation dans le plan *xz*. La rotation du sol à proximité immédiate de l'arbre (pouvant être assimilée à la rotation de la galette racinaire) est aussi mesurée, à l'aide de l'inclinomètre *IncS*. Cette grandeur permet de contrôler le caractère non destructif de l'essai de *PR* (Buza et Divós, 2016) et d'identifier d'éventuelles anomalies dans la déformation de l'enracinement. (Tableau 3-1)

La déformation du tronc dans le plan *xz* est suivie en plusieurs points sur le tronc à l'aide de mires optiques fixées dans l'axe du tronc perpendiculairement à l'effort (perpendiculairement au plan *xz*) (Figure 3-2, Figure 3-3). Le déplacement maximal du tronc est mesuré au pixel prêt sur chacune des images issues des enregistrements vidéo. Bien que le déplacement des mires selon l'axe *z* soit négligeable devant celui sur l'axe *y* le déplacement des mires est calculé selon ces deux axes. (Tableau 3-1)

3.2.6 Mesure de la réponse dynamique

La réponse dynamique de l'arbre est mesurée pendant la phase de réponse vibratoire libre de l'arbre, à l'issue de la phase de libération de l'essai de *PR* (Figure 3-4) à l'aide des accéléromètres et des inclinomètres (*AccS*, *AccT*, *IncP*, *IncS* : Figure 3-2). La réponse de l'arbre étant quasi exclusivement dans le plan *xz*, seuls les signaux issus de l'axe *x* pour les accéléromètres et de l'axe *y* pour les inclinomètres sont analysés. Les signaux issus des capteurs sont enregistrés à une fréquence de $f_e = 2.5kHz$ à l'aide de modules NI 9239. La fréquence de Nyquist, $f_e/2 = 1.25kHz$, induite par la fréquence d'acquisition est significativement supérieure à la bande passante des capteurs employés ainsi qu'aux fréquences de résonance des arbres (Jonsson et al., 2007)(Figure 3-12).

Les signaux temporels issus des capteurs sont ensuite traités à l'aide d'une transformée de Fourier, afin d'obtenir leurs spectres fréquentiels. Ces spectres fréquentiels sont ensuite analysés afin d'identifier un maximum de fréquences de résonance. La mesure de la réponse vibratoire libre de l'arbre en plusieurs points de celui-ci permet une identification plus fiable des fréquences modales, ces dernières étant présentes sur plusieurs spectres fréquentiels. (Tableau 3-1)

• \varnothing_{DbH} (mesure préliminaire à l'essai de PR)	
Mesure réalisée in-situ	Détermination des grandeurs
Diamètres à 1.30m [compas forestier]	Moyenne des mesures réalisées perpendiculairement et dans le sens de la pente
• l_{arbre} (mesure préliminaire à l'essai de PR)	
Mesure réalisée in-situ	Détermination des grandeurs
Hauteur de l'apex [Vertex]	Mesure directe
• l_{Houp} (mesure préliminaire à l'essai de PR)	
Mesure réalisée in-situ	Détermination des grandeurs
Hauteur de la première branche verte [Vertex]	Mesure directe, différence avec l_{arbre}
• dec_{moy} (mesure préliminaire à l'essai de PR)	
Mesure réalisée in-situ	Détermination des grandeurs
- Diamètres le long du tronc [compas forestier] - Hauteur des diamètres mesuré [mètre à ruban]	Valeur de conicité moyenne
• K_{root} (mesure lors de la phase de Pulling du PR)	
Mesure réalisée in-situ	Détermination des grandeurs
- Rotation de la base de l'arbre [inclinomètre IncP] - Rotation de l'enracinement [inclinomètre IncS] - Effort de sollicitation [capteur de force] - Angle de sollicitation [vertex] - Hauteur de sollicitation [mètre à ruban]	- Pente de l'approximation linéaire de la rotation de la base de l'arbre en fonction du moment de sollicitation. - Valeur calibrée pour que le modèle de l'arbre ait la même rotation de sa base pour le même moment de sollicitation
• f_0 (mesure lors de la phase de release du PR)	
Mesure réalisée in-situ	Détermination des grandeurs
- Accélération du point de sollicitation [accéléromètre AccS] - Accélération du tronc (accéléromètre AccT) - Rotation de la base de l'arbre [inclinomètre IncP] - Rotation de l'enracinement [inclinomètre IncS]	Fréquence de premier pic de résonance identifiable sur les spectres fréquentiels des différents capteurs

• <i>MOE</i> (mesure lors de la phase de Pulling du PR)	
Mesure réalisée in-situ	Détermination des grandeurs
<ul style="list-style-type: none"> - Déplacement du point de sollicitation [mire vidéo] - Déplacement du tronc au niveau d'AccS [mire vidéo] - Déplacement du tronc au niveau d'AccT [mire vidéo] 	<ul style="list-style-type: none"> - <i>MOE</i> d'un cylindre le \varnothing_{DbH} soumis à la même sollicitation et présentant les mêmes déformations, sans prise en compte de la masse de l'arbre. - Valeur calibrée pour que le modèle de l'arbre ait les mêmes déformations du tronc pour le même moment de sollicitation

Tableau 3-1 Méthode de mesure et traitements des grandeurs décrivant les arbres testés.

Synthèse des mesures réalisées lors des essais de PR ainsi que du traitement réalisé sur celles-ci afin d'obtenir les grandeurs utilisées pour décrire les arbres par la suite. () : phase de l'essai de PR lors de laquelle est réalisé la mesure (Figure 3-4). [] capteur utilisé pour réaliser la mesure (Figure 3-1, Figure 3-2, Figure 3-3).

3.3 Application du protocole

3.3.1 Description de la placette forestière d'expérimentation

Les arbres testés sont issus d'un accru forestier sur un ancien pâturage avec quelques arbres (arbre C1) et d'une forêt (arbre C2 à C6), tous deux situés sur la commune de Sarcenas (FR), dans le parc naturel régional de Chartreuse, à 960m et 1030m d'altitude (45.271727 °N, 5.748283 °E et 45.270007 °N, 5.751888 °E). L'accru forestier est orienté SE, en bas d'un vallon et près d'un cours d'eau, avec un confinement important. La forêt est orientée SW, en milieu de pente, avec un faible confinement. La pente moyenne pour les deux sites est de 30 ° (Figure 7-1).

L'accru forestier, comme la forêt, sont majoritairement composés de feuillus, principalement le hêtre (*Fagus sylvatica* (L.)). L'accru forestier ayant une ambiance plus humide, on peut noter la présence de l'érable (*Acer campestre* (L.)), *pseudoplatanus* (L.), du tilleul (*Tilia cordata* (M.)) et du frêne (*Fraxinus excelsior* (L.)), tandis que l'on peut noter la présence de chêne (*Quercus robur* (L.)) pour la forêt. Dans les deux cas, l'épicéa est présent (*Picea abies* (L. Karst)), tout comme le sapin (*Abies Alba* (M.)). Les deux lieux de test sont peu gérés et exploités principalement pour la production de bois de chauffage.

L'arbre (C1) est au bord de l'accru forestier, tandis que les autres arbres (arbre C2 à C6) sont au milieu du peuplement forestier. Le sol des deux lieux de test est un rendosol calcaire bien drainé avec une charge en éléments rocheux de l'ordre de 30 %. Les arbres ne sont pas soumis aux avalanches, et ne sont pas situés en aval d'une zone active de chute de bloc. Par ailleurs, aucun arbre ne présente de blessure sur leur tronc, qui serait issue, entre autres, d'impact avec des blocs ou de l'exploitation forestière (Figure 7-2, Figure 7-3, Figure 7-4, Figure 7-5, Figure 7-6, Figure 7-7).

Les arbres testés sont en limite basse de leur aire de répartition. Des dépérissements du fait de récents épisodes de sécheresse ainsi que des attaques de scolytes (*Ips typographus*) sont visibles sur des versants proches, aux mêmes altitudes et pour les mêmes orientations. Cependant, grâce à l'apport en eau important et bien réparti au long de l'année, ainsi que du léger confinement des arbres testés, ceux-ci présentent un bon état sanitaire, et sont en situation de codominance dans les peuplements. Les Arbres testés ont un houppier symétrique, en particulier par rapport à la ligne de plus grande pente, et sont extérieurement sains, avec une croissance annuelle moyenne. Il n'a pas été observé de rochers affleurants en contact ou à proximité des arbres.

3.3.2 Géométrie des arbres

Les arbres testés sont des épicéas (*Picea abies* (L. Karst)), de diamètre à $1.30m$ (ϕ_{DbH}) $32.9 \pm 3.60cm$ (moyenne \pm écart-type), de hauteur $23.01 \pm 3.21m$, d'élancement 70.13 ± 8.46 et de proportion de houppiers 0.62 ± 0.13 % (Tableau 3-3)(Figure 3-5).

La décroissance moyenne du tronc des arbres est calculée sur une partie du tronc hors du houppier (à l'exception de l'arbre C1). Sa généralisation à l'ensemble de l'arbre induit une surévaluation du diamètre au niveau de l'apex, du fait de la forme généralement plus conique du tronc au niveau du houppier (Brüchert et al., 2000; Křepela et al., 2012) et une sous-évaluation au niveau du pied, du fait de la présence des pattes racinaires (Figure 3-5). Cette simplification de la géométrie du tronc induit des écarts entre les masses de l'arbre modélisées et réelles.

L'arbre C1 présente une proportion de houppier plus importante que celle des autres arbres (C2 à C6) (87 % contre 44 % à 65 %), cette différence de morphologie pouvant provenir du contexte d'accru forestier autour de l'arbre C1. La masse de l'arbre C1 peut être anticipée comme plus importante par rapport aux arbres C2 à C6, à hauteur et diamètre égaux, du fait de cette proportion plus importante de houppier. Par ailleurs, l'arbre C1 ne présente pas de différence significative du point de vue de son élancement (72 contre 58 à 84). Comme l'arbre C1 présente une fréquence de résonance relativement faible (0.22Hz)(Figure 3-12), mais cependant pas significativement différente de celles des arbres C2 à C6, il est possible d'anticiper un *MOE* plus important pour cet arbre, compensant l'effet de sa masse plus importante par rapport à sa géométrie.

Les arbres testés ne présentent par ailleurs pas d'asymétrie prononcée.

Arbre n °	\varnothing_{Dbh} [cm]	Hauteur <i>IncP</i> [m]	Diamètre <i>IncP</i> [m]	Hauteur <i>AccT</i> [m]	Diamètre <i>AccT</i> [m]	Hauteur <i>AccS</i> [m]	Diamètre <i>AccS</i> [m]	diamètre sollicitation [m]
C1	0,27	0,20	0,34	0,33	0,34	3,8	0,25	0,25
C2	0,31	0,38	0,34	3,1	0,27	4,89	0,24	0,24
C3	0,335	0,70	0,41	3,76	0,30	5,68	0,28	0,28
C4	0,355	0,58	0,41	3,38	0,33	5,55	0,30	0,29
C5	0,385	0,35	0,47	3,00	0,35	5,21	0,34	0,34
C6	0,32	0,60	0,37	3,78	0,32	5,18	0,30	0,29

Tableau 3-2 Positionnement du matériel de mesure sur les arbres

Hauteur des capteurs fixés sur les arbres testés (C1 à C6), ainsi que les diamètres associés (Figure 3-2).

Arbre n °	\varnothing_{Dbh} [cm]	Hauteur de l'arbre [m]	Élancement [/]	Hauteur de la base du houppier [m]	Longueur du houppier [m]	Proportion de houppiers [/]
C1	0,270	19,3	72	2,5	16,9	0,87
C2	0,310	18,1	58	7,2	10,9	0,60
C3	0,335	25,9	77	14,6	11,4	0,44
C4	0,355	23,7	67	9,1	14,6	0,61
C5	0,385	24,3	63	11,1	13,3	0,55
C6	0,320	26,7	84	9,3	17,4	0,65

Tableau 3-3 Géométrie des arbres testés

Description de la géométrie des arbres testés (C1 à C6)

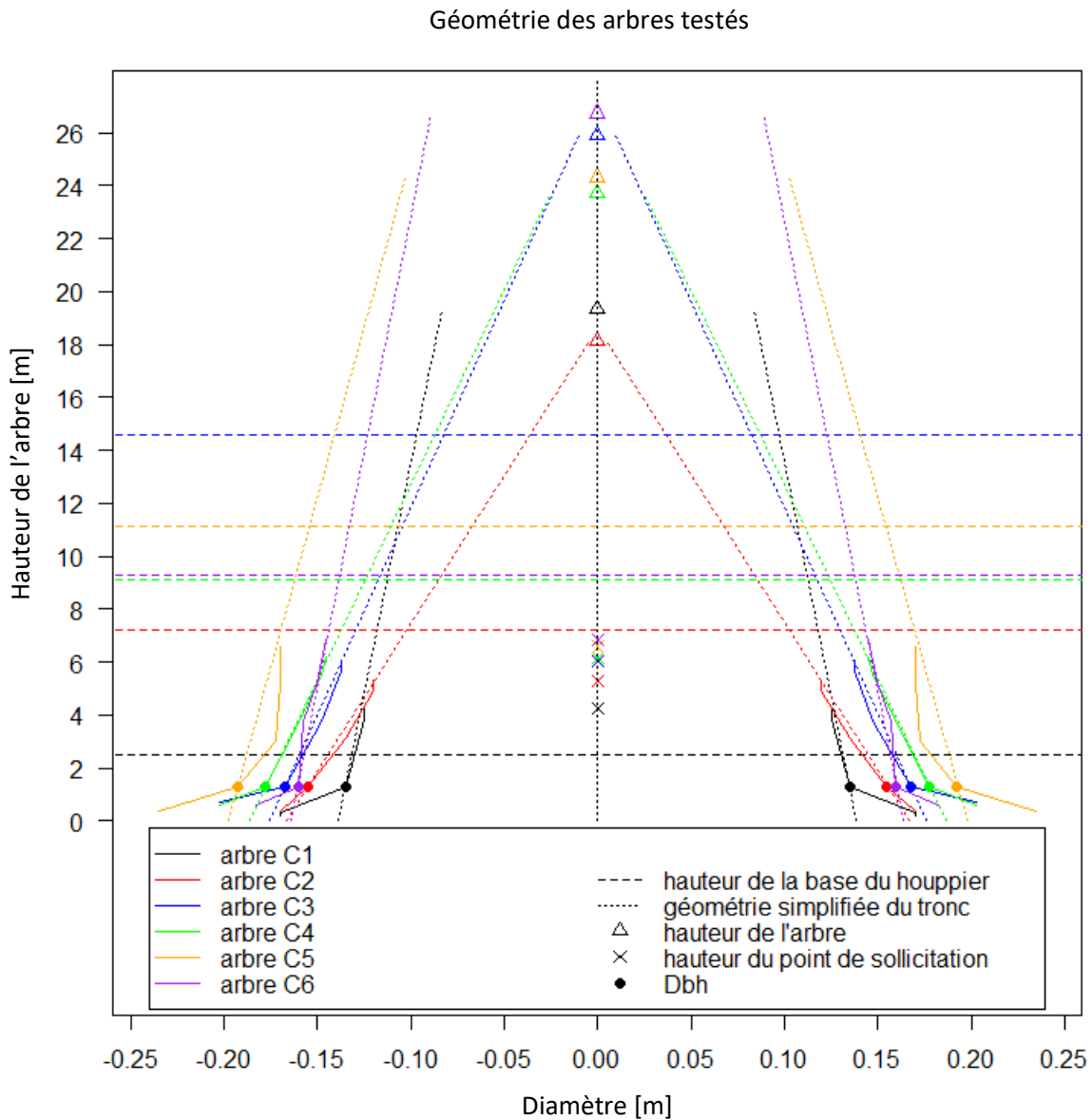


Figure 3-5 Géométrie des arbres testés

Géométrie relevée du tronc des arbres testés (C1 à C6) lors de l'application du protocole développé dans ce chapitre (Tableau 3-2, Tableau 3-3 et Tableau 3-4). La géométrie mesurée est représentée en traits pleins et la géométrie simplifiée du tronc en traits pointillés, lorsque celui-ci est assimilé à un cône tronqué.

3.3.3 Instrumentation et sollicitation des arbres testés

L'angle de sollicitation pour les essais de *PR* mis en œuvre est compris entre $-12,9^\circ$ et $10,9^\circ$ par rapport à l'horizontale (Tableau 3-4). L'effort est appliqué dans le sens de la pente, vers l'amont. Cette configuration permet d'avoir une composante de l'effort dans l'axe du tronc (axe *z*, Figure 3-3) bien plus faible que lors des essais de Jonsson et al. (2006), Peltola et al. (2000) et Stokes et al. (2005). Dans la majorité des cas, l'effort maximal appliqué lors des phases de montée en charge et de maintien (*Pulling*) est limité par le matériel employé. La hauteur relative de sollicitation de l'arbre est ainsi plus importante que celle des essais réalisés par Jonsson et al. (2007, 2006), comprise entre 22 % et 29 % contre 20 % dans la majorité des cas, afin d'exercer une sollicitation suffisamment importante sur les arbres testés. La hauteur de sollicitation est par ailleurs limitée par la capacité à installer le dispositif de sollicitation dans l'arbre sans avoir à recourir à des techniques de grimpe sur arbres.

Pour les mêmes raisons que pour la hauteur de sollicitation de l'arbre, la hauteur maximale à laquelle peuvent être fixés les capteurs sur le tronc est aussi limitée à moins de 7m, ce qui correspond à des hauteurs relatives inférieures à 30 % (Tableau 3-2, Tableau 3-4). Dans les essais réalisés par Jonsson et al (2007), des capteurs sont fixés jusqu'à des hauteurs relatives de l'arbre de 75 %, sans pour autant que cela permette une détection plus performante des fréquences de résonance de l'arbre au-delà de sa première fréquence. Par ailleurs, dans les essais réalisés par Jonsson et al (2006), les raideurs d'enracinement et du tronc sont évaluées à l'aide de capteurs placés à une hauteur relative maximale de 20 %.

Les arbres ont été testés à plusieurs reprises, sans que cela ait induit de réduction significative des raideurs observées des arbres (Figure 3-8), du fait de phénomènes de fatigue (O'Sullivan et Ritchie, 1993). Les sollicitations appliquées aux arbres lors des essais de *PR* peuvent donc être considérées comme non destructives. Par ailleurs, la relation entre la rotation de l'enracinement (mesurée au niveau de *IncP* et *IncS*, Figure 3-2) et l'effort appliqué à l'arbre lors de l'essai de *PR* des arbres C1 à C6 est globalement linéaire dans les gammes de valeurs mesurées, bien que celle-ci présente un bruit important. La linéarité relative entre la rotation de l'enracinement et l'effort appliqué lors de l'essai de *PR* permet d'assimiler le comportement mécanique de l'enracinement à un ancrage élastique linéaire, dont le moment résistant produit est proportionnel à la rotation de l'enracinement (Figure 3-8). Cette modélisation de l'enracinement est similaire à celle mise en place dans les travaux de Jonsson et al. (2006).

La durée de la phase de mise sous tension est à minima de 50s ; celle-ci est plus courte que la phase de maintien, qui peut durer jusqu'à 150s (Figure 3-4, Figure 3-6). Les durées de ces phases sont suffisamment faibles pour qu'il ne soit pas observé de réduction significative de l'effort appliqué sur l'arbre, du fait par exemple de phénomènes de fluage de l'enracinement ou du tronc. Ces durées sont en outre suffisamment importantes pour limiter l'influence des phénomènes transitoires dans le comportement mécanique de l'arbre lors de celles-ci (Figure 3-6).

La durée de largage observée lors des différents essais est comprise entre 0.02s et 0.03s (Figure 3-4, Figure 3-6). Cette durée dépend des masses et des raideurs de l'arbre testé ainsi que de celles du dispositif expérimental et n'est pas contrôlable in situ. Dans le but de réduire cette durée, la masse du dispositif de traction utilisé est réduite autant que possible, grâce notamment à l'utilisation importante d'accastillage textile.

L'effet parasite du poids du dispositif de sollicitation de l'arbre est minimisé en réduisant et en concentrant au maximum sa masse au niveau de l'ancrage au sol, celui-ci n'étant pas pris en compte dans les modélisations de l'arbre mises en place par la suite. Par ailleurs, la masse du dispositif de sollicitation restant sur l'arbre à l'issue de la phase de libération (soit une sangle ainsi qu'une manille) est négligeable par rapport à la masse de l'arbre (Figure 3-2, Figure 3-3). Malgré tout, la mise sous tension initiale du dispositif de sollicitation de l'arbre induit un léger déplacement de l'arbre, dont l'amplitude est très faible par rapport à celle issue de la sollicitation de l'essai de *PR* (Figure 3-6).

Arbre n°	Hauteur de la sollicitation [m]	angle de la sollicitation [°]	décroissance du tronc [mm/m]	Hauteur relative de la sollicitation [%]
C1	4,26	10,9	5.7	22 %
C2	5,3	-6,9	17.9	29 %
C3	6,05	-12,6	12.8	23 %
C4	6,15	2,1	13.6	26 %
C5	6,58	-3,1	7.8	27 %
C6	6,85	0,3	5.6	26 %

Tableau 3-4 Sollicitations appliquées sur les arbres testés

Caractéristiques de la sollicitation appliquée sur les arbres testés

Effort appliqué à l'arbre C3 lors des essais de *PR* successifs réalisés.

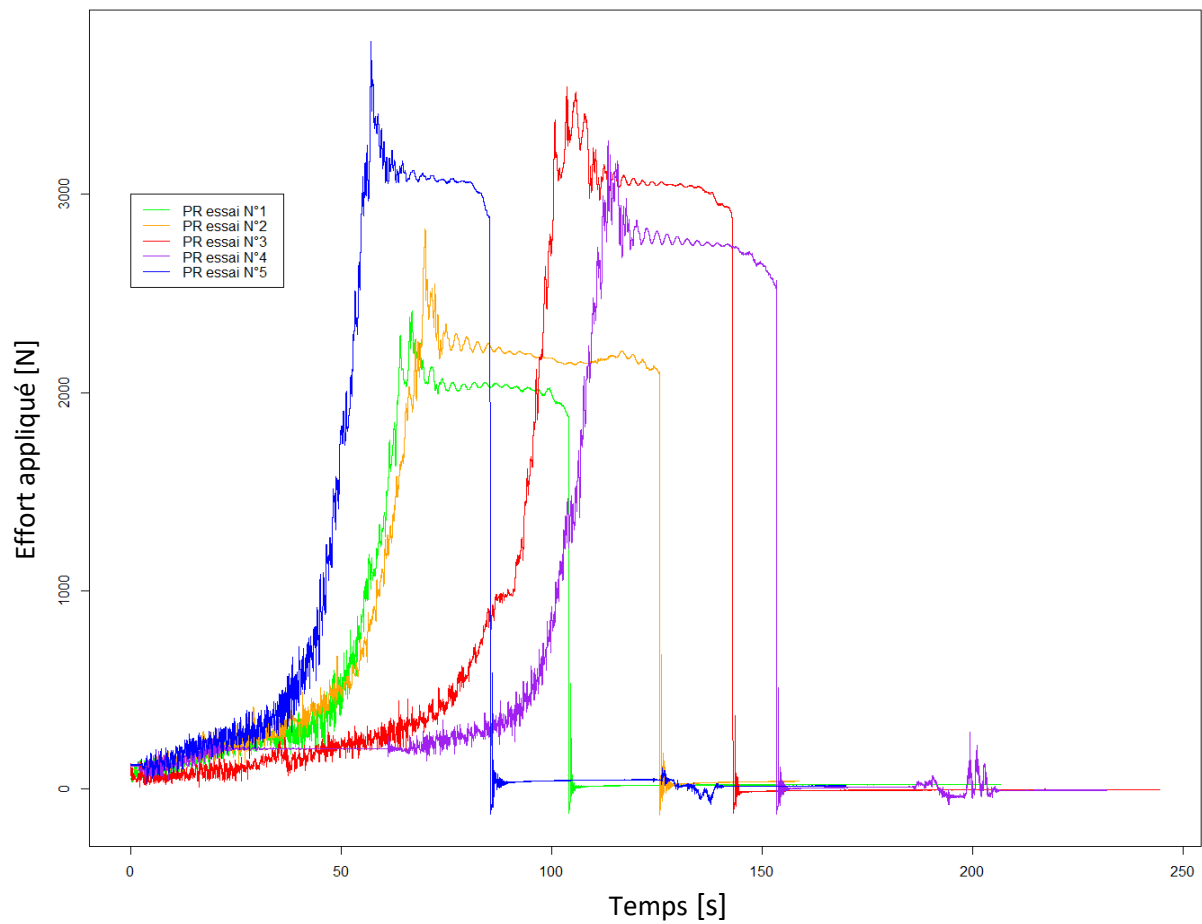


Figure 3-6 Effort mesuré lors d'un essai de *PR*

Effort mesuré au niveau du système de traction de l'essai de *PR* (tire-fort) lors des différentes sollicitations de l'arbre C3 (Figure 3-3).

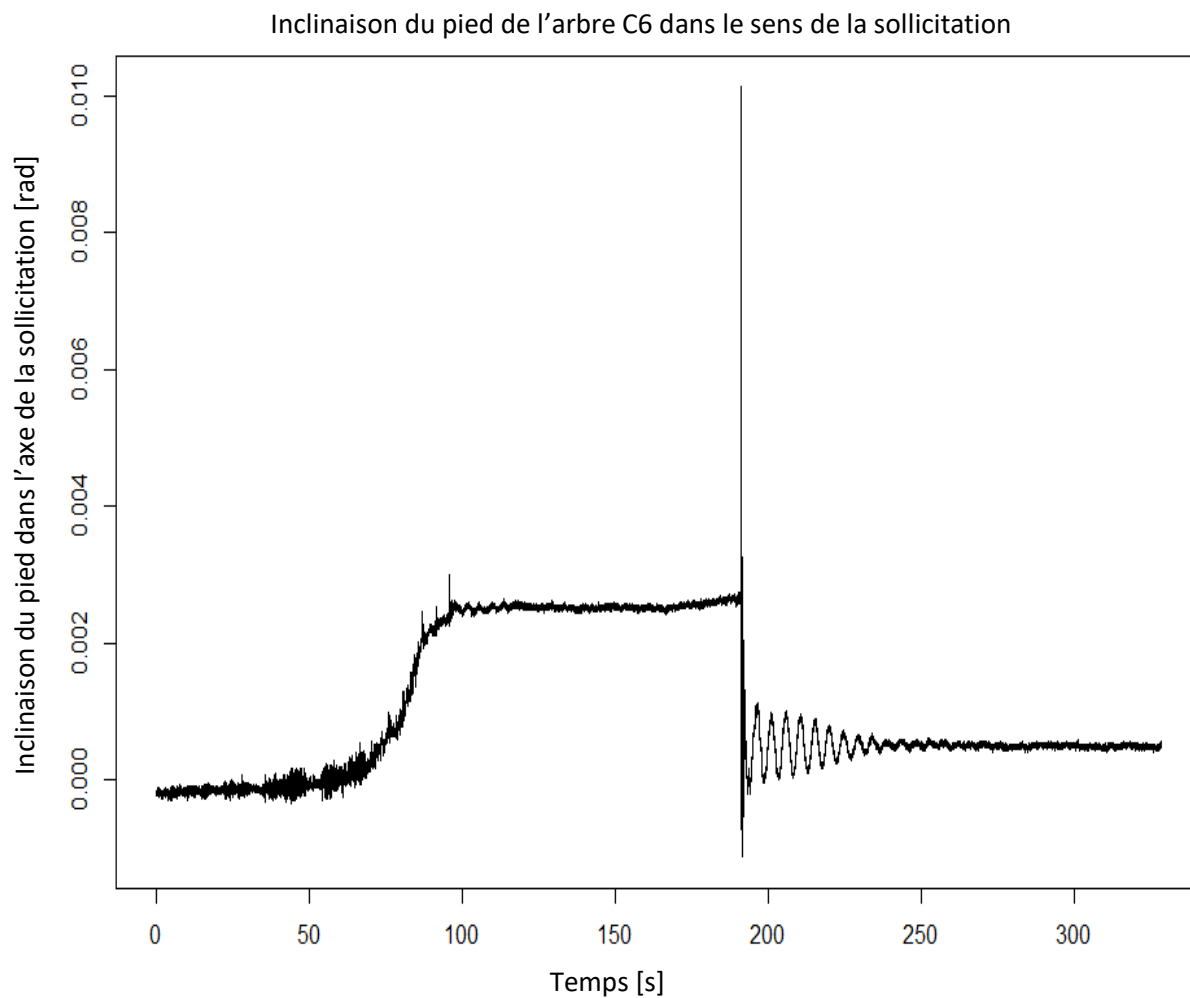


Figure 3-7 Rotation de la base du tronc lors d'un essai de PR

Rotation de la base du tronc (*IncP*) de l'arbre C6 dans le sens de la sollicitation (axe *y*, Figure 3-2) lors d'un essai de PR. La phase de mise sous tension dure de 0s à 100s, avec une réelle sollicitation de l'arbre de 50s à 100s. La phase de maintien dure de 100s à 191s environ et la phase de libération dure 0.03s ; s'en suit une phase de réponse dynamique analysable jusqu'à 260s environ.

Rotation de l'enracinement (*IncP*) de l'arbre C3 par rapport à l'effort appliqué lors des essais de *PR* successifs réalisés.

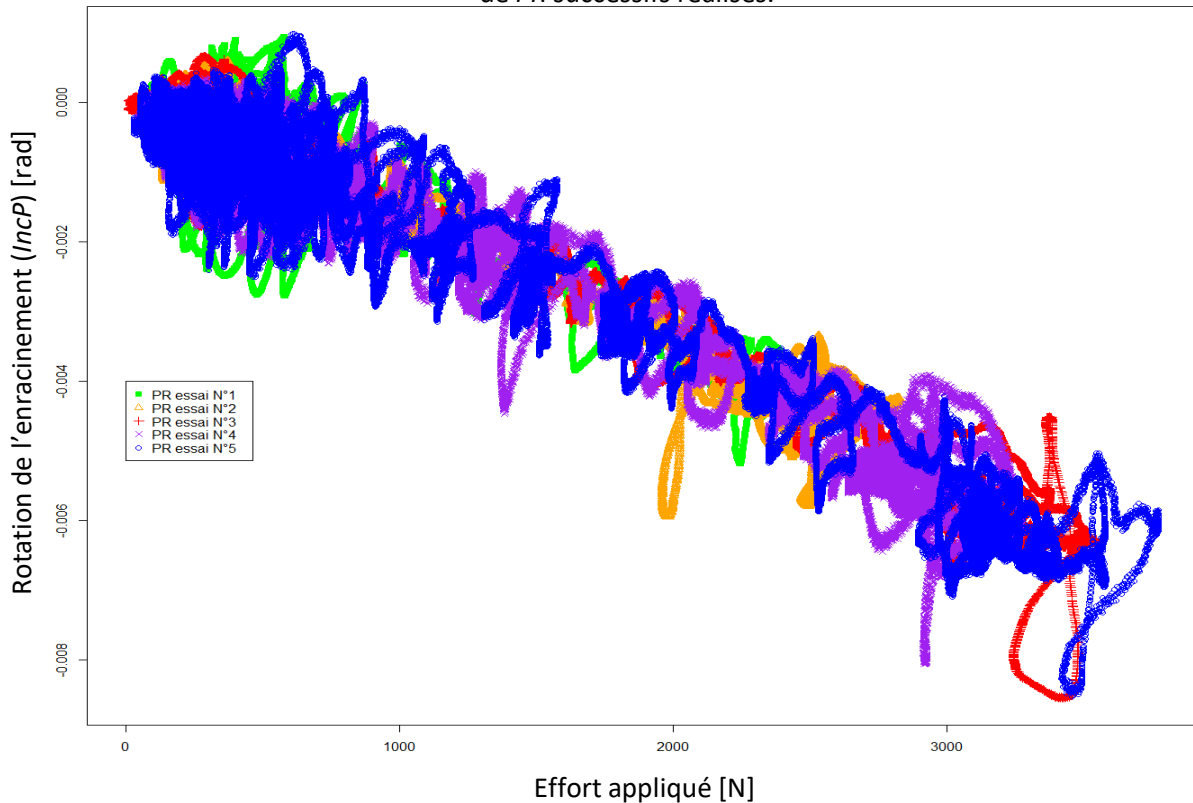


Figure 3-8 Rotation de la base du tronc en fonction de l'effort de type *PR*

Rotation de la base du tronc (*IncP*) dans le sens de la sollicitation (axe *y*, Figure 3-2) en fonction de l'effort de l'essai de *PR* appliqué lors des différentes sollicitations de l'arbre C3.

3.3.4 Réponse statique des arbres

Le comportement statique de l'arbre est caractérisé par les déplacements du tronc et la rotation de l'enracinement, par rapport à l'effort exercé lors de la phase de maintien de l'essai de *PR*. La rotation de l'enracinement est mesurée à l'aide du capteur *IncP*, tandis que les déplacements du tronc sont mesurés via le suivi vidéo des mires fixées sur le tronc (Figure 3-3). Lors de la phase de maintien, les phénomènes transitoires s'atténuent progressivement et ont une amplitude négligeable par rapport à la réponse statique de l'arbre à la fin de cette phase (Figure 3-9). Les valeurs des efforts et des déformations sont mesurées à la fin de cette phase, en calculant leur valeur moyenne sur une durée de l'ordre de 20s (Tableau 3-5).

Les courbes des valeurs de rotation du capteur *IncP* présentent un pic de valeur très important au moment du début de la phase de libération (*Release*) de l'essai de *PR*. Ce pic provient de la limitation en fréquence de ces capteurs par rapport aux phénomènes dynamiques induits par la libération de la sollicitation (Figure 3-9). Ce pic n'est pas pris en compte dans la réponse statique de l'arbre, dont il marque la limite.

arbre	déplacement <i>point de sollicitation</i> [m]	rotation pied (<i>IncP</i>) [°]	Effort <i>PR</i> [N]	Effort <i>PR</i> normal au tronc [N]
C1	0,175	1,140	5359	5262
C2	0,110	0,449	3172	3149
C3	0,157	0,265	7368	7191
C4	0,104	0,078	5318	5314
C5	0,091	0,135	4552	4545
C6	0,174	0,172	4902	4902
Minimum	0,091	0,078	3172	3149
Moyenne	0,135	0,373	5112	5061
Maximum	0,175	1,140	7368	7191

Tableau 3-5 Déplacements et efforts appliqués lors des essais de *PR*

Caractéristiques des déplacements et efforts appliqués lors des essais de *PR* sur les arbres testés (C1 à C6)

Lors des essais de *PR* sur les arbres C1 à C6, le déplacement moyen au niveau du point de sollicitation est de $0.135m$ avec une valeur minimale de $0.091m$ pour l'arbre C5 et une valeur maximale de $0.175m$ pour l'arbre C1. La rotation moyenne de la base du tronc (*IncP*) est de 0.373° , avec une valeur minimale de 0.078° pour l'arbre C4 et une valeur maximale de 1.140° pour l'arbre C1. L'effort normal moyen appliqué lors de l'essai de *PR* est de $5061N$, avec une valeur minimale de $3149N$ pour l'arbre C2 et une valeur maximale de $7191N$ pour l'arbre C3 (Tableau 3-5)

Il est nécessaire de réaliser une modélisation de l'arbre dans le but de calculer les raideurs du tronc et de l'enracinement. Les valeurs de raideur de l'enracinement (K_{root}) (Tableau 3-6) sont calculées en modélisant l'enracinement par une liaison élastique de raideur constante, en accord avec ce qui est observé lors des essais (Figure 3-8). Le module d'Young équivalent du tronc (*MOE*) (Tableau 3-6) est calculé en modélisant l'arbre par un cylindre de diamètre égal au \varnothing_{DbH} des arbres testés et de raideur uniforme, la masse des arbres n'étant pas prise en compte dans ces premières approximations des raideurs de l'arbre.

La valeur de K_{root} moyenne est de $12194kNm/rad$, avec une valeur minimale de $1299kNm/rad$ pour l'arbre C1 et une valeur maximale de $30579kNm/rad$ pour l'arbre C4. Dans l'ensemble, plus la valeur de K_{root} est importante et plus la rotation de la base du tronc est réduite, principalement du fait de la limitation du moment applicable à l'aide du dispositif de traction des essais de *PR*. Le *MOE* moyen calculé est de $5.3GPa$, avec une valeur minimale de $4.2GPa$ pour l'arbre C2 et une valeur maximale de $6.6GPa$ (Tableau 3-6).

L'énergie transmise aux arbres testés par l'essai de *PR* est calculée comme l'énergie potentielle de déformation des arbres induite par l'essai de *PR*, en modélisant le tronc et l'enracinement par des ressorts parfaits de raideurs constantes (Tableau 3-6). Cette énergie ne prend pas en compte la variation de l'énergie potentielle induite par le déplacement de la masse de l'arbre. L'énergie moyenne transmise à l'arbre lors des essais de *PR* est de 352J, avec une valeur minimale à 150J pour l'arbre C2, arbre ayant des valeurs de K_{root} et de *MOE* plus faible que la moyenne, et une valeur maximale de 525J pour l'arbre C1, arbre fortement déformé lors des essais de *PR*. L'énergie transmise à l'arbre lors des essais de *PR* est ainsi significativement plus faible que les énergies mises en jeu lors d'impacts avec des blocs qui est de l'ordre de plusieurs *kJ* (Dorren et Berger, 2006; Lundström et al., 2009).

Arbre testé	raideur de l'enracinement (K_{root}) [kNm/rad]	<i>MOE</i> du mat équivalent de diamètre le ϕ_{DbH} [GPa]	Énergie <i>PR</i> [J]
C1	1299	5,3	525
C2	3225	4,2	150
C3	12693	4,8	503
C4	30579	5,4	287
C5	13623	5,2	213
C6	11743	6,6	431
Minimum	1299	4,2	150
Moyenne	12194	5,3	352
Maximum	30579	6,6	525

Tableau 3-6 Raideurs du tronc et de l'enracinement et énergies appliquées lors des essais de *PR*

Raideurs du tronc (*MOE*) et de l'enracinement (K_{root}) et énergies appliquées lors des essais de *PR* réalisés sur les arbres testés (C1 à C6) (Tableau 3-5). Ces valeurs sont calculées en modélisant l'arbre par un mât cylindrique de diamètre égal au ϕ_{DbH} , ancré élastiquement avec une raideur constante, sans prise en compte du poids de l'arbre.

Rotation de l'enracinement ($IncP$) de l'arbre C3 lors des essais de PR successifs réalisés.

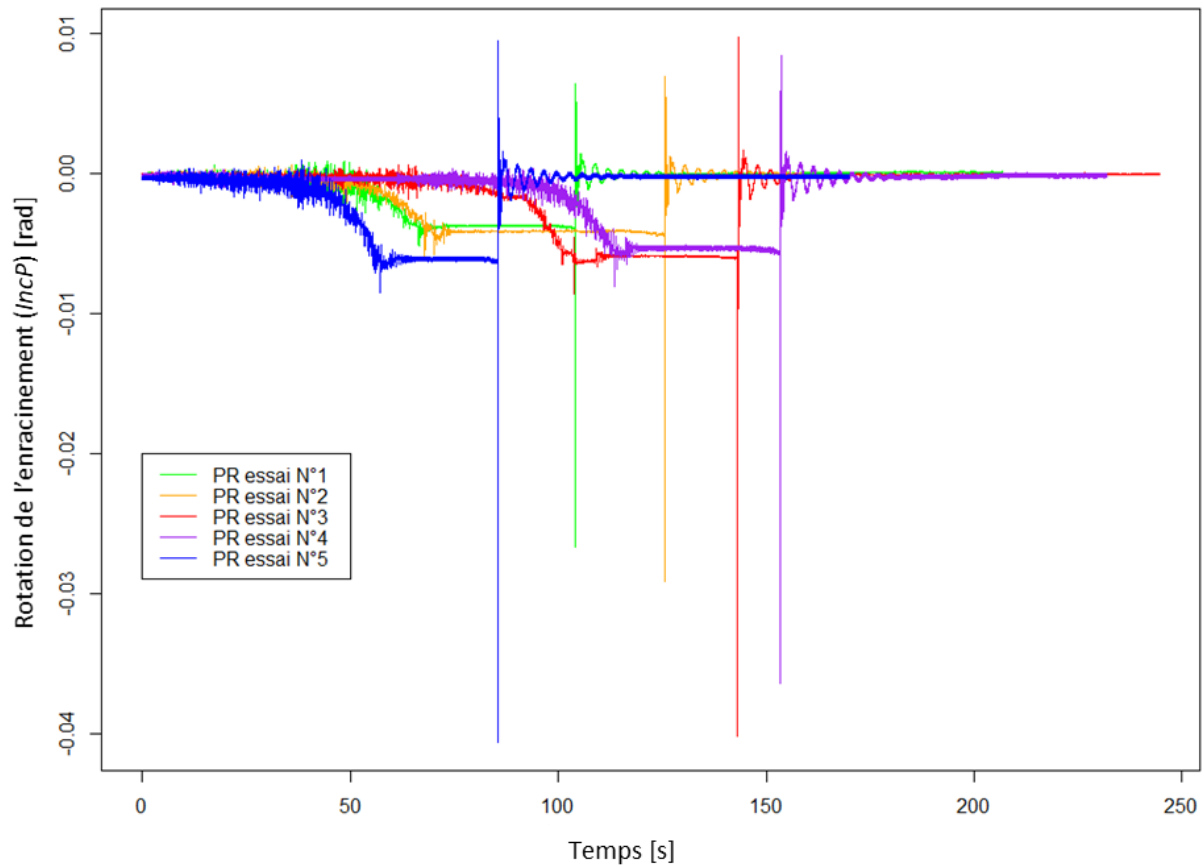


Figure 3-9 Rotation de la base du tronc lors d'un essai de PR

Rotation de la base du tronc ($IncP$) (axe y , Figure 3-2) lors des différentes sollicitations de l'arbre C3 (Figure 3-3).

3.3.5 Mesure des fréquences de résonance

Le pic de valeur très important présent sur les courbes de rotation du capteur $IncP$ au moment du début de la phase de libération (*Release*) de l'essai de PR n'est pas pris en compte dans la mesure de la réponse dynamique de l'arbre, celle-ci débutant à la fin de la phase de *Release*. La fin de la phase de *Release* est identifiée sur la courbe d'effort appliqué sur l'arbre, lorsque celui-ci s'annule (Figure 3-3, Figure 3-4, Figure 3-6, Figure 3-9).

La réponse dynamique de l'arbre est caractérisée par ses fréquences de résonance. Dans le cas des essais mis en place dans ce chapitre, seule la première fréquence de résonance a pu être identifiée. Cette première fréquence est identifiable à l'aide d'un pic d'amplitude présent sur tous les spectres fréquentiels des signaux issus des capteurs (Figure 3-10). En plus du premier pic de résonance, certains pics d'amplitude sont présents sur une partie des spectres fréquentiels issus des capteurs, pouvant correspondre à des pics de résonance d'ordre supérieur. Cependant, comme ceux-ci sont moins francs et qu'il n'est pas possible de les identifier sur tous les spectres, ils ne sont pas pris en compte par la suite.

Spectre fréquentiel de la réponse dynamique de l'arbre C3 à un essai de PR

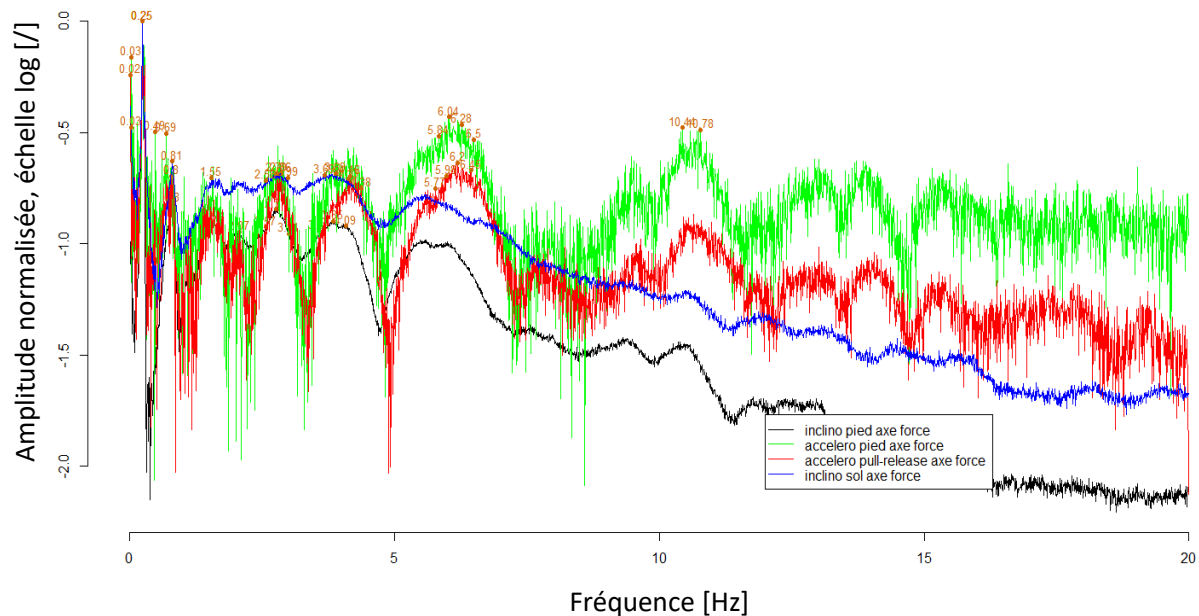


Figure 3-10 Spectres fréquentiels de la réponse dynamique de l'arbre lors d'un essai de PR

Spectre fréquentiel de la réponse dynamique de l'arbre C3 à un essai de PR (Figure 3-2, Figure 3-3). En Noir le spectre fréquentiel issu de (*IncP*) sur l'axe *x*, en vert de (*AccP*) sur l'axe *x*, en rouge de (*AccS*) sur l'axe *x* et en bleu de (*IncS*) sur l'axe *x*.

La durée d'observation de la réponse vibratoire libre de l'arbre permet d'obtenir une résolution fréquentielle inférieure à 5 % de la fréquence du premier pic de résonance observé sur les spectres fréquentiels (Tableau 3-7). La durée d'observation dépend de l'amortissement de l'arbre ainsi que du rapport entre l'amplitude de déplacement de l'arbre induit par l'essai de PR et celle du déplacement de l'arbre indépendamment de cet essai. L'effort maximal de l'essai de PR est contraint à la fois par le dispositif de sollicitation de l'arbre (le tire-fort) ainsi que par la nécessité de ne pas endommager l'arbre lors de l'essai (O'Sullivan et Ritchie, 1993), conditionnant ainsi la durée de la mesure et donc la résolution fréquentielle des essais.

La fréquence moyenne mesurée est de 0.27Hz , avec une valeur minimale de 0.21Hz pour l'arbre C6 et une valeur maximale de 0.32Hz pour les arbres C2 et C4. La résolution fréquentielle est comprise entre 3.5 % et 4.2 % de la fréquence du premier pic de résonance observée, la durée de la mesure ayant plus d'influence sur la résolution de la fréquence du premier pic.

Arbres	Première fréquence de résonance [Hz]	Résolution fréquentielle [Hz]	Résolution fréquentielle [% de la première fréquence de résonance]
C1	0,22	0,009	3,9
C2	0,32	0,013	4,0
C3	0,25	0,008	3,2
C4	0,27	0,011	4,2
C5	0,32	0,014	4,5
C6	0,21	0,007	3,5

Tableau 3-7 Premières fréquences de résonance des arbres testés

Premières fréquences de résonance des arbres testés (C1 à C6) et résolutions fréquentielles associées.

3.4 Comparaison à des résultats issus de la littérature

3.4.1 Description des protocoles des essais issus de la bibliographie

Le protocole d'essai de *PR* mis en place permet d'évaluer à la fois le comportement statique et dynamique de l'arbre. Usuellement, l'évaluation de ces comportements est réalisée à l'aide de deux essais distincts. Jonsson et al. (2007, 2006) ont réalisé deux campagnes d'essais sur les mêmes arbres (*Picea abies* (L. Karst)), afin d'évaluer leur comportement dynamique de manière non destructive (Jonsson et al., 2007) et leur comportement statique de manière destructive (Jonsson et al., 2006). Ces arbres ont ensuite été utilisés dans les travaux de Lundström et al. (2009), pour évaluer leur comportement à l'impact.

Lors des essais réalisés par Jonsson et al. (2006), les arbres sont sollicités à 20 % de leur hauteur (53 % pour l'arbre JL6) à l'aide d'un treuil, appliquant une force de traction vers l'aval. La déformation des arbres testés est mesurée à l'aide d'inclinomètres positionnés à 2 %, 5 % et 20 % de la hauteur de l'arbre. La rotation de l'enracinement est assimilée à celle mesurée à l'aide de l'inclinomètre positionné à 2 % de la hauteur de l'arbre. Les arbres sont sollicités jusqu'à une rotation de l'enracinement de 2,5 °. L'effort appliqué pendant la sollicitation est mesuré tout au long de l'essai. Après avoir été testés, les arbres sont abattus, afin de mesurer leur hauteur, ainsi que la hauteur de leur houppier. Le diamètre des arbres avec écorce est mesuré tous les mètres le long du tronc, la masse des arbres et de leur houppier est mesurée pour chacun de ces tronçons de 1m. L'angle d'application de la sollicitation par rapport à l'horizontale est supérieur à la pente de la zone de teste, du fait de l'application de l'effort de traction en direction de l'aval de l'arbre. Ainsi, la sollicitation a une composante verticale non négligeable par rapport à sa composante horizontale.

Les valeurs de déformation obtenues lors de ces essais sont ensuite utilisées pour calibrer une modélisation par la *MEF* de l'arbre avec une géométrie et une répartition des masses réalistes et prenant en compte l'effet du poids de l'arbre. Le comportement statique de l'arbre est ainsi décrit par les raideurs de l'enracinement et du tronc issues de cette modélisation calibrée à partir des valeurs de déformations observées lors des essais avec les valeurs d'efforts mesurées.

Les arbres testés par Jonsson et al. (2007) à l'aide d'un essai de *PR* correspondent en partie à ceux testés par Jonsson et al. (2006), les mesures des dimensions et des masses de l'arbre sont communes aux deux campagnes d'essais. Les arbres sont sollicités pour l'essai de *PR* à 75 % de leur hauteur, à l'aide d'un tire-fort manuel avec un système de débrayage rapide. Les arbres sont testés dans le sens de la pente, avec l'effort de traction vers l'aval, comme pour les essais de Jonsson et al. (2006) ainsi que perpendiculairement à la pente. Les arbres sont sollicités jusqu'à une rotation de 2 ° de la base de leur tronc, soit approximativement un déplacement horizontal de 2m du point de sollicitation, avant d'être relâchés. La réponse dynamique de l'arbre est mesurée à l'aide de deux accéléromètres placés à 53 % et 75 % de la hauteur de l'arbre.

Les fréquences de résonance et l'amortissement de l'arbre sont calculés à partir de la réponse dynamique des arbres à l'issue de l'essai de *PR*. L'amortissement est modélisé par un amortissement visqueux et sa valeur est calculée pour chacun des signaux issus des deux accéléromètres. Les fréquences de résonance et l'amortissement sont calculés pour la sollicitation dans le sens de la pente et perpendiculairement à celle-ci.

3.4.2 Présentation des arbres issus de la bibliographie

Afin de comparer les résultats obtenus dans ce chapitre, les dimensions des arbres testés sont comparées à celles issues des campagnes d'essais réalisés par Jonsson et al. (2007, 2006).

Ces arbres sont issus de trois sites expérimentaux Mattawald (1) pour les arbres JL1 à JL5, situé à 1700m d'altitude avec une orientation *NW*, Brüchwald (2) pour les arbres JL6 à JL9, situé à 1800m avec une orientation *SE* et Seehornwald (3) pour les arbres JL11 et JL12, situés à 1636m avec une orientation *SW*. Les deux premiers sites ont une pente moyenne de 34 ° et 32 ° tandis que le troisième a une pente moyenne de 10 °.

Les arbres sont issus de forêts composées majoritairement d'épicéa (*Picea abies* (L. Karst)) et peu gérées. Les forêts sont situées autour de la ville de Davos (CH), dans le canton des Grisons, dans les alpes centrales. Le climat est caractérisé par des précipitations moyennes annuelles de 1082mm et une température moyenne annuelle de 2.8 °C entre 1961 et 1990 (Jonsson et al., 2006).

La densité de tiges à l'hectare est respectivement de 450 t/ha, 320 t/ha et 580 t/ha, pour les sites (1), (2) et (3). Le sol pour les trois sites d'essais est décrit comme un podzol fortement acide et bien drainé. Les arbres testés sont des épicéas (*Picea abies* (L. Karst)), de diamètre moyen à 1.30m (\emptyset_{DBH}) $35.2 \pm 11.95cm$ (moyenne \pm écart-type), de hauteur moyenne $29.38 \pm 3.94m$, d'élancement moyen 76.45 ± 9.68 et de proportion moyenne de houppier 0.73 ± 0.14 %. De par leur situation au cœur du peuplement forestier, les arbres ne sont soumis qu'à des vents modérés et sont protégés des chutes de blocs et des avalanches. Les arbres sont au cœur de l'aire de répartition de leur espèce (Tableau 3-8).

Arbre n°	Diamètre à 1.30m (\varnothing_{Dbh}) [cm]	Hauteur de l'arbre [m]	Élancement [/]	Proportion de houppiers [/]	Hauteur de sollicitation [m]	Hauteur de sollicitation relative [/]
JL1	40	31,3	78	0,78	6,25	0.2
JL2	39	34,1	87	0,56	6,82	0.2
JL3	49	33,3	68	0,49	6,66	0.2
JL4	44	30	68	/	6,00	0.2
JL5	43	30	70	/	6,00	0.2
JL6	44	29,9	68	0,92	15,85	0.53
JL7	22	20,7	94	0,76	4,14	0.2
JL8	35	25,4	73	0,8	5,08	0.2
JL9	50	34,5	69	0,8	6,98	0.2
JL10	37	27	73	/	5,40	0.2
JL11	29	27	93	/	5,40	0.2

Tableau 3-8 Caractéristiques dimensionnelles des arbres testés dans la bibliographie

Description des arbres testés lors des essais de Jonsson et al. (2007, 2006) et de Lundström et al. (2009)

3.4.3 Comparaison des dimensions

Les résultats présentés sont issus d'arbres testés à l'aide du protocole mis en place dans ce chapitre (C1 à C6) (Tableau 3-3) et d'arbres testés par (Jonsson et al., 2007, 2006) et par (Lundström et al., 2009) (JL1 à JL11), pour des essais d'impact (Tableau 3-8).

L'ensemble complet d'arbres testés (C1 à C6 et JL1 à JL11) présente un diamètre moyen (\varnothing_{Dbh}) de 0.37m, une hauteur moyenne de 27.1m, un élancement de 74 et une proportion de houppiers moyenne de 68 % (Tableau 3-9).

L'ensemble d'arbres C1 à C6 et JL1 à JL11 présente un écart-type pour son diamètre (\varnothing_{Dbh}) de 0.074m (soit 20 % de sa moyenne), un écart-type pour sa hauteur de 4.80m (soit 18 % de sa moyenne), un écart-type pour son élancement de 9.75 (soit 13 % de sa moyenne) et un écart-type pour sa proportion de houppiers de 14.6 % (soit 21 % de sa moyenne). Les arbres ont ainsi des dimensions relativement homogènes entre eux, notamment du point de vue de leur élancement. Les arbres C1 à C6 ont une proportion de houppier plus faible par rapport aux arbres JL1 à JL11. La longueur de houppier ayant une influence sur la masse de l'arbre et sur la répartition de celle-ci, il semble nécessaire de prendre en compte cette variable dans la prédiction de la masse des arbres par la suite.

Les arbres C1 à C6 ont un \varnothing_{Dbh} (0.33m contre 0.39m) et une hauteur (23m contre 29.4m) plus faibles et sont plus homogènes avec des écarts-types de ces grandeurs plus faibles que les arbres JL1 à JL11 (Tableau 3-9, Figure 3-11). Ce sont aussi des arbres avec un élancement plus faible (70 contre 76) et une proportion de houppiers plus réduite (62 % contre 73 %). L'élancement réduit, ainsi que la masse de houppiers réduite du fait de sa proportion plus faible, induisent une augmentation de la fréquence de résonance de l'arbre, toutes choses égales par ailleurs. De plus, cela induit une stabilité plus importante des arbres, l'effet de déstabilisation induit par le poids de l'arbre étant réduit.

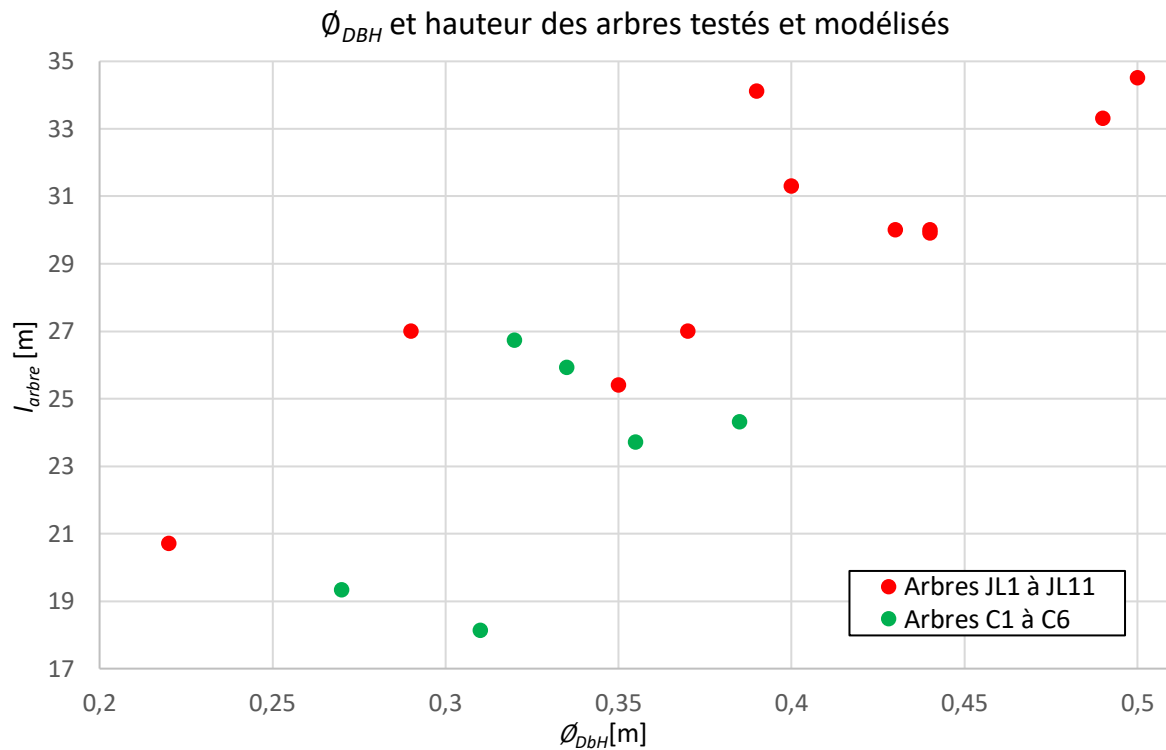


Figure 3-11 Comparaison des caractéristiques dimensionnelles des arbres testés

\varnothing_{DBH} et hauteur des arbres testés à l'aide du protocole développé dans ce chapitre (C1 à C6) et des arbres testés par Jonsson et al. (2007, 2006) et Lundström et al. (2009) (JL1 à JL11).

Caractéristiques arbres testés en PR	Arbres C1 à C6			Arbres JL1 à JL 11			Arbres C1 à C6 et JL1 à JL11
	Minimum	Moyenne (écart-type)	Maximum	Minimum	Moyenne (écart-type)	Maximum	Moyenne (écart-type)
Hauteur [m]	18.1	23.0 (3.21)	26.7	20.7	29.4 (3.94)	34.5	27.1 (4.8)
Diamètre (\varnothing_{DBH}) [m]	0.27	0.33 (0.036)	0.385	0.22	0.39 (0.080)	0.5	0.37 (0.074)
Élancement [/]	58	70 (8.46)	84	68	76 (9.68)	94	74 (9.75)
Proportion de houppiers [%]	0.44	0.62 (0.130)	0.65	0.49	0.73 (0.139)	0.92	68 (14.6)

Tableau 3-9 Comparaison des caractéristiques dimensionnelles des arbres testés

Caractéristiques des arbres testés selon le protocole développé dans ce chapitre (essai de PR)(C1 à C6) et des arbres testés par Jonsson et al. (2007, 2006) et Lundström et al. (2009) (JL1 à JL11), testés à l'aide de deux protocoles proches.

3.4.4 Comparaison des réponses statiques

Les arbres JL1 à JL11 sont sollicités jusqu'à une rotation de la base de leur tronc de 2.5° pour la réponse statique, et 2° pour la réponse dynamique. Ces valeurs de rotation sont supérieures à celles considérées comme endommageant l'enracinement, soit 0.5° selon Buza et Divós (2016). Ces valeurs de déformations sont aussi supérieures à celles appliquées sur les arbres C1 à C6 (Figure 3-8). Pour les arbres C1 à C6, une rotation de la base du tronc (*IncP*) supérieure à 0.5° n'est atteinte que pour un seul arbre (C1) et pour celui-ci, la rotation de sa galette racinaire (assimilée à celle de *IncS*) reste inférieure à 0.5° (0.34°).

Lors d'essais de *Pulling* sur 57 épicéas d'un diamètre moyen de $0.49m$ ($\pm 0.13m$ d'écart-type), Tor Lundström et al. (2007) observent que le moment résistant maximal de l'enracinement est atteint pour des valeurs allant de 2° à 15° de rotation de l'enracinement avec une moyenne de 5° . De plus, plus le diamètre de l'enracinement est important, plus cette valeur de rotation est faible. Ainsi les arbres JL1 à JL11 sont, dans le cas le plus défavorable, sollicités légèrement au-delà de l'angle pour lequel leur enracinement a atteint son moment résistant maximal, tandis que les arbres C1 à C6 ne sont pas sollicités de telle manière que les valeurs de rotation de leur enracinement soient suffisantes pour endommager leur enracinement. L'absence d'endommagement des enracinements des arbres C1 à C6 est confirmée par l'absence d'évolution significative de la raideur de l'enracinement lors de sollicitations répétées (Figure 3-8).

Les arbres JL1 à JL11 sont sollicités à une hauteur relative légèrement moins importante que les arbres C1 à C6, 20 % contre 24 % en moyenne (sauf pour l'arbre JL6, avec 53 %) (Figure 3-8, Tableau 3-8), induisant une déstabilisation moins importante des arbres. Cependant, la rotation de l'enracinement et la déformation du tronc des arbres testés restent suffisamment faibles pour que la sous-évaluation de l'effort résistant des arbres ne soit pas significative. Lors d'essais de *Pulling*, Tor Lundström et al. (2007) observent que l'effet de la rotation de l'enracinement et de la déformation du tronc induit une sous-évaluation de 3 % du moment résistant maximal de l'enracinement, du fait de la déstabilisation de l'arbre induite par son poids propre.

Arbre n °	MOE [MPa]	raideur de rotation de l'enracinement (K_{root}) [kNm/rad]	Fréquence de résonance (f_0) [Hz]
JL1	6550	5267	0,2
JL2	6900	5087	0,14
JL3	6000	4510	0,2
JL4	7800	2599	0,18
JL5	6800	4212	0,22
JL6	7300	5033	0,2
JL7	13500	1589	0,29
JL8	8500	2308	0,27
JL9	7600	8500	0,22
JL10	9500	5170	0,24
JL11	9500	2450	0,18
Minimum	6000	1589	0.14
Moyenne	8177	4248	0.213
maximum	13500	8500	0.29

Tableau 3-10 Caractéristiques mécaniques des arbres testés dans la bibliographie

Raideurs issues des essais de Jonsson et al. (2007, 2006) correspondant à celles issues d'un modèle numérique calibré prenant en compte l'effet de la déstabilisation induite par le poids de l'arbre.

Comme pour les arbres C1 à C6, les raideurs des arbres JL1 à JL11 sont issues de la calibration d'un modèle de l'arbre. Celui-ci prend en compte la géométrie de l'arbre, ainsi que l'effet de déstabilisation induit par le poids propre de l'arbre. Les valeurs de K_{root} présentées sont calculées pour une rotation de l'enracinement de 0.5° (Tableau 3-10). Les valeurs de K_{root} des arbres C1 à C6 (Tableau 3-6), évaluées de manière simpliste, sont significativement plus élevées que celles des arbres JL1 à JL11, avec une raideur moyenne de 12194kNm/rad pour les arbres C1 à C6, contre une raideur moyenne de 4248kNm/rad pour les arbres JL1 à JL11. Les valeurs de K_{root} des arbres C1 à C6 sont évaluées pour des rotations inférieures à 0.5° (Tableau 3-5). Cela induit une surévaluation de celles-ci par rapport à celle des arbres JL1 à JL11, car la raideur de l'enracinement est fortement non linéaire, avec une diminution de celle-ci à mesure que la rotation de l'enracinement augmente (Jonsson et al., 2006; Tor Lundström et al., 2007b). Inversement, le MOE évalué des arbres C1 à C6 est plus faible que celui évalué pour les arbres JL1 à JL11, avec un MOE moyen de 5.3GPa pour les arbres C1 à C6, contre un MOE moyen de 8.2GPa pour les arbres JL1 à JL11 (Tableau 3-10). La modélisation du tronc des arbres C1 à C6 par un cylindre de diamètre constant, ainsi que la non-prise en compte de la déstabilisation induite par le poids de l'arbre, pouvant expliquer la sous-évaluation du MOE (Jonsson et al., 2006).

3.4.5 Comparaison des fréquences de résonance

La fréquence fondamentale des arbres C1 à C6 et JL1 à JL11 s'étend de 0.14Hz à 0.32Hz avec une valeur moyenne de 0.23Hz (Tableau 3-11). La valeur moyenne, ainsi que la gamme de variation des fréquences fondamentales des arbres C1 à C6 sont plus élevées que celles des arbres JL1 à JL11, avec une gamme allant de 0.21Hz à 0.32Hz (moyenne de 0.27Hz) pour les arbres C1 à C6 contre une gamme allant de 0.14Hz à 0.29Hz (moyenne de 0.21Hz) pour les arbres JL1 à JL11 (Figure 3-12).

Ces différences sont issues de différences de morphologies des deux ensembles d'arbres, les arbres C1 à C6 étant moins élancés et avec une proportion de houppier plus faibles que les arbres JL1 à JL11 (Tableau 3-9). En première approche, il est possible de modéliser l'arbre par un mât cylindrique encasté, de diamètre le Φ_{Dbh} , de hauteur la hauteur de l'arbre (l_{arbre}) et d'une densité (D_{tronc}) permettant de reconstituer la masse de l'arbre. Les fréquences de résonance de ce modèle sont issues de la résolution de l'Équation 3-1 (reprise de l'Équation 2-18) :

$$1 + \cos(\beta * l_{arbre}) * \cosh(\beta * l_{arbre}) = 0$$

Équation 3-1

$$\text{Avec } \beta = \sqrt[4]{\frac{D_{tronc} * S * \omega^2}{MOE * I}} \text{ et } S = \frac{\pi * \Phi_{Dbh}^2}{4}.$$

Soit $\beta * l_{arbre}$ une constante pour chacune des solutions de l'Équation 3-1, il est possible d'exprimer la fréquence de résonance (ω) en fonction des autres paramètres (Équation 3-2) :

$$\omega \approx \sqrt{\frac{MOE}{D_{tronc}} * \frac{\Phi_{Dbh}}{l_{arbre}^2}}$$

Équation 3-2

Ainsi, la valeur de ω augmente à mesure que l'élancement des arbres diminue (Équation 3-2), ou que la masse de ceux-ci diminue, ce qui permet d'expliquer en partie les valeurs de fréquences fondamentales plus importantes des arbres C1 à C6 par rapport aux arbres JL1 à JL11.

Fréquence du premier pic de résonance [Hz]	Arbres C1 à C6	Arbres JL1 à JL11	Arbres C1 à C6 et JL1 à JL11
Nombre d'arbres	6	11	17
Minimum [Hz]	0.21	0.14	0.14
Moyenne [Hz]	0.265	0.213	0.231
Maximum [Hz]	0.32	0.29	0.32

Tableau 3-11 Comparaison des fréquences de résonances des arbres testés

Résumé des fréquences de résonances des arbres testés dans ce chapitre (C1 à C6) et de ceux testés par Jonsson et al. (2007, 2006) et Lundström et al. (2009) (JL1 à JL11).

L'angle de rotation de la base de l'arbre est plus important pour les arbres JL1 à JL11 que pour les arbres C1 à C6 avec 2° de rotation contre 0.373° en moyenne (Tableau 3-10). Les arbres JL1 à JL11 sont ainsi déstabilisés de manière plus importante, ce qui induit un effet plus important du poids de l'arbre sur sa réponse dynamique. Cette déstabilisation pouvant réduire jusqu'à 14 % la raideur de l'enracinement observée (Jonsson et al., 2006). Ainsi, par analogie dans le cas d'un système masse/ressort, une diminution de la raideur (K) de 14 % induit une diminution de la valeur de ω de 8 %, celle-ci étant proportionnelle à la racine de la raideur (Équation 3-3).

$$\omega = \sqrt{\frac{K}{m}}$$

Équation 3-3

Par ailleurs, la raideur de l'enracinement diminue à mesure que la rotation de celui-ci augmente, du fait de son comportement mécanique non linéaire (Jonsson et al., 2006; Tor Lundström et al., 2007b). La diminution de la raideur de l'enracinement pour les plus grandes rotations de celui-ci induit ainsi une diminution de la fréquence de résonance des arbres JL1 à JL11. Cette diminution de fréquence reste cependant secondaire par rapport à l'effet induit par la déstabilisation de l'arbre, du fait d'une différence d'amplitude relativement réduite entre les arbres JL1 à JL11 et C1 à C6.

Les fréquences fondamentales du jeu complet d'arbres C1 à C6 et JL1 à JL11 sont croissantes à mesure que la grandeur $\frac{\Phi_{DbH}}{l_{arbre}^2}$ augmente (Figure 3-12). Par ailleurs, les fréquences observées pour les arbres C1 à C6 sont plus dispersées et semblent croître moins vite que les fréquences des arbres JL1 à JL11 à mesure que la grandeur $\frac{\Phi_{DbH}}{l_{arbre}^2}$ augmente (Figure 3-12).

Lors de leurs essais de *PR*, Jonsson et al. (2007) proposent une relation empirique reliant les dimensions de l'arbre avec la fréquence de résonance de l'arbre, cette relation est issue d'une régression statistique des résultats expérimentaux, comprenant notamment les arbres JL1 à JL11 (Équation 3-4) :

$$454.53 * \frac{\Phi_{DbH}}{l_{arbre}^2} [Hz], R^2 = 0.31$$

Équation 3-4

Cette relation empirique (Équation 3-4) surévalue globalement la fréquence de résonance des arbres C1 à C6. Cela peut provenir des différences de morphologie des arbres JL1 à JL11 par rapport aux arbres C1 à C6, notamment du fait d'un élancement et d'une proportion de houppier plus importante des arbres JL1 à JL11.

Par ailleurs, il est possible de mettre en place une autre relation empirique, basée sur une régression statistique des grandeurs du jeu complet d'arbres C1 à C6 et JL1 à JL11 (Équation 3-5) :

$$0.10 + 243.97 * \frac{\Phi_{DbH}}{l_{arbre}^2} [Hz], R^2 = 0.42, err_{st} = 0.033$$

Équation 3-5

Avec err_{st} l'erreur résiduelle du modèle

Du fait que cette deuxième relation empirique est calculée sur le jeu complet d'arbre C1 à C6 et JL1 à JL11, celle-ci a un coefficient de détermination (R^2) plus important que la relation empirique précédente, avec une valeur de R^2 de 0.42 contre une valeur de R^2 de 0.31 (Équation 3-4, Équation 3-5). Cette seconde relation empirique a cependant un R^2 toujours très faible, notamment du fait que cette seconde relation empirique n'utilise pas de variables supplémentaires pour décrire plus en détail la morphologie de l'arbre afin de prédire sa fréquence fondamentale. La morphologie des arbres est prise en compte seulement de manière indirecte, lors de la calibration de la relation empirique, au travers de la valeur initiale non nulle et du coefficient pour la variable $\frac{\phi_{DbH}}{l_{arbre}^2}$ (Équation 3-5). Cette valeur de fréquence de résonance initiale non nulle pour cette seconde relation est justifiée par le fait qu'un arbre d'un diamètre quasi nul a aussi une hauteur quasi nulle et ainsi une fréquence de résonance pas nécessairement quasi nulle. Par ailleurs, la morphologie des jeunes arbres étant significativement différente de celle des arbres ayant servi à calibrer cette relation empirique (arbres C1 à C6 et JL1 à JL11), il n'est pas pertinent d'appliquer cette relation empirique pour les plus faibles valeurs de diamètres.

La résolution fréquentielle lors des essais sur les arbres C1 à C6 est en moyenne de 0.011Hz, soit jusqu'à $\pm 5\%$ de la fréquence fondamentale (f_0) (Figure 3-12). Cette incertitude n'est pas suffisante pour expliquer le faible pouvoir explicatif des relations empiriques (Équation 3-4, Équation 3-5). Ces relations ne permettent donc qu'une prédiction grossière du comportement dynamique de l'arbre.

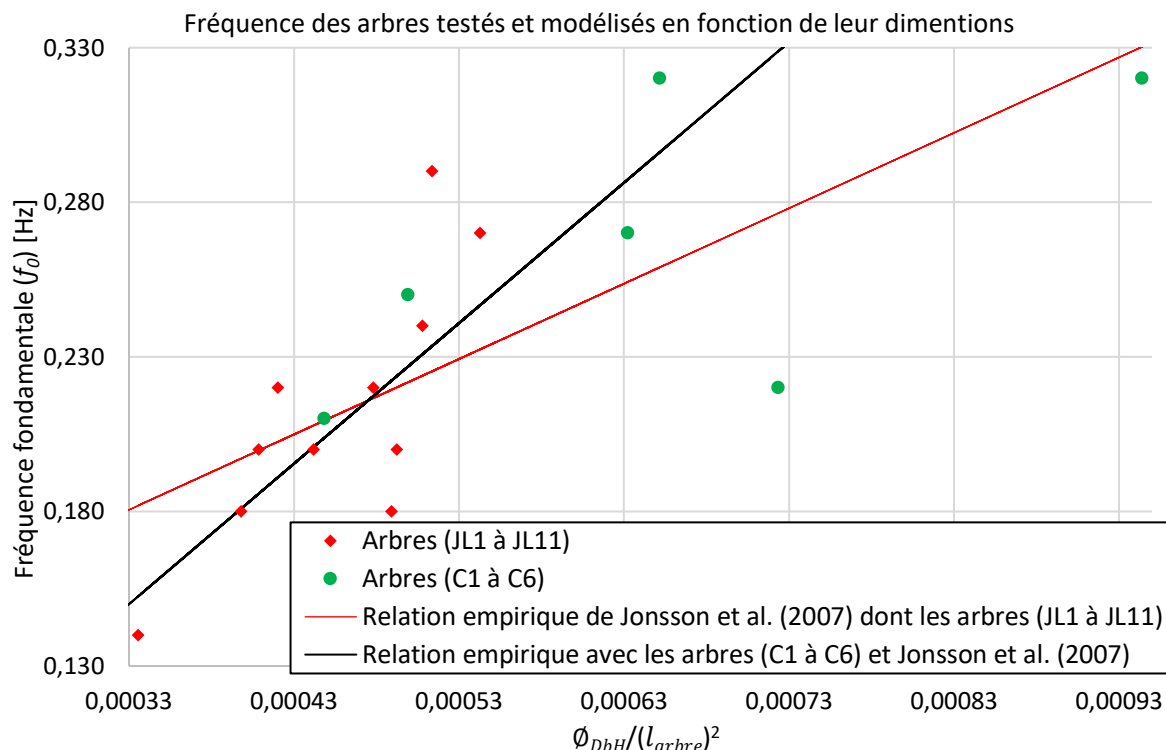


Figure 3-12 Comparaison des fréquences de résonances des arbres testés

Fréquences fondamentales en fonction de $\frac{\phi_{DbH}}{(l_{arbre})^2}$ des arbres testés à l'aide du protocole développé dans ce chapitre (C1 à C6) et des arbres testés par Jonsson et al. (2007, 2006) et Lundström et al. (2009) (JL1 à JL11).

3.4.6 Synthèse des comparaisons et homogénéité des arbres testés

Les protocoles de sollicitation mis en place pour les arbres testés dans ce chapitre (C1 à C6) et ceux issus de la bibliographie (JL1 à JL11) sont similaires, mesurant la déformation du tronc et de l'enracinement lors d'une phase de mise sous contrainte quasi statique (*Pulling*) et mesurant la réponse vibratoire libre à la suite de la libération de cette contrainte (phase de *Release*). Les amplitudes de sollicitation des arbres JL1 à JL11 lors des mesures statiques et dynamiques sont significativement plus importantes que les amplitudes de sollicitation des arbres C1 à C6.

Ces amplitudes de sollicitation plus importantes induisent un effet plus important de la déstabilisation due au poids de l'arbre dans le comportement mécanique de celui-ci, ainsi qu'un risque de modification du comportement mécanique de l'arbre du fait de l'endommagement de son tronc ou de son enracinement. De plus, la hauteur de sollicitation des arbres JL1 à JL11 lors des mesures dynamiques de la réponse de l'arbre est significativement plus importante que la hauteur de sollicitation des arbres C1 à C6, induisant là aussi un effet plus important de la déstabilisation due au poids de l'arbre dans le comportement dynamique de celui. Il semble ainsi nécessaire de prendre en compte la déstabilisation de l'arbre du fait de son poids dans la calibration de simulations d'essais menés sur les arbres JL1 à JL11, afin de pouvoir considérer le groupe d'arbre C1 à C6 et JL1 à JL11 comme un groupe homogène.

Par ailleurs, du fait que les rotations de l'enracinement mises en place dans le calcul de la raideur de l'enracinement sont similaires, avec 0.373° en moyenne pour les arbres C1 à C6 et 0.5° pour les arbres JL1 à JL11, l'influence de la non-linéarité du comportement mécanique de l'enracinement sur la valeur de cette raideur est similaire pour les deux groupes d'arbre. Ainsi, celle-ci peut être négligée pour le groupe d'arbre C2 à C6 et JL1 à JL11, l'arbre C1 ayant une valeur de rotation de l'enracinement plus importante, comme cela a été fait dans les travaux de Jonsson et al. (2006) permettant en outre de considérer ce groupe comme homogène sur ce point.

Si l'absence de modification du comportement mécanique de l'arbre du fait de son endommagement au cours des essais est vérifiée pour les arbres C1 à C6, celle-ci ne peut être assurée pour les arbres JL1 à JL11. Cependant, les grandeurs qui caractérisent le comportement mécanique de ces arbres sont dans les valeurs classiquement observées, ce qui permet de faire l'hypothèse d'une absence de modification du comportement mécanique de l'arbre du fait de l'endommagement de ceux-ci.

Les dimensions des arbres C1 à C6 ainsi que des arbres JL1 à JL11 sont suffisamment similaires pour pouvoir constituer un groupe homogène. Le groupe d'arbres JL1 à JL11 a une dispersion plus importante que le groupe d'arbre C1 à C6 ; cependant, celui-ci complète correctement le nuage de point des arbres JL1 à JL11 dans le plan hauteur de l'arbre – diamètre de l'arbre (Figure 3-11). L'élancement ainsi que la proportion de houppier des arbres C1 à C6 sont plus faibles que ceux des arbres JL1 à JL11, ces grandeurs devant donc être prises en considération dans la mise en place de relations empiriques entre le comportement de l'arbre et sa géométrie.

Les valeurs de raideur évaluées sont fortement dépendantes de la modélisation de l'arbre. Ainsi, afin d'évaluer les raideurs de l'enracinement à l'aide de la calibration d'une modélisation de l'arbre, il est important que celle-ci décrive la géométrie de l'arbre de manière relativement précise et prenne en compte l'effet de la déstabilisation induite par son poids propre. Ce type de modélisation est proche de celle mise en place dans les travaux de Jonsson et al. (2006). Elle permettrait de calculer des raideurs pour les arbres C1 à C6 en cohérence avec celles issues de ces travaux arbres JL1 à JL11, ce qui permettrait d'utiliser le groupe d'arbre C1 à C6 et JL1 à JL11 comme un groupe homogène.

Les fréquences de résonance des deux groupes d'arbres C1 à C6 et JL1 à JL11 sont du même ordre de grandeur et ont le même comportement par rapport à la grandeur $\frac{\phi_{DbH}}{l_{arbre}^2}$. Cependant, le groupe d'arbres C1 à C6 a une fréquence de résonance moyenne légèrement supérieure au groupe d'arbre JL1 à JL11. Par ailleurs, les fréquences de résonance du groupe d'arbres C1 à C6 sont inférieures à celles prédites par la relation empirique calculée à partir des fréquences de résonance du groupe d'arbre JL1 à JL11 (Équation 3-4). Les différences morphologiques entre les deux groupes d'arbres permettent d'expliquer ces différences de comportement dynamique, nécessitant là encore leur prise en compte dans la modélisation de l'arbre.

3.5 Conclusions

Le protocole de mesure de la réponse statique et dynamique de l'arbre mis en place dans ce chapitre, basé sur la méthode de l'essai de Pull – Release (*PR*), permet de mesurer de manière non destructive la déformation du tronc et la rotation de l'enracinement de l'arbre, ainsi que sa fréquence de résonance. Le déplacement du tronc est mesuré à l'aide d'une caméra, tandis que la rotation de l'enracinement est mesurée à l'aide d'un inclinomètre, ces deux grandeurs permettant de caractériser la réponse statique de l'arbre. La première fréquence de résonance, caractérisant la réponse vibratoire libre de l'arbre, est mesurée à l'aide de plusieurs capteurs d'accélération et d'inclinaison. La sollicitation de l'arbre se déroule en plusieurs phases : l'arbre est sollicité progressivement à l'aide d'un tire-fort dont l'effort de traction est mesuré, ensuite l'arbre est maintenu déformé à la valeur de sollicitation maximale afin de permettre la mesure de la déformation du tronc et la rotation de l'enracinement (phases de *Pulling*), enfin, l'arbre est relâché brusquement (phase de *Release*). La mise en mouvement de l'arbre à la suite de la phase de *Release* permet la mesure de la fréquence fondamentale de l'arbre, permettant de caractériser sa réponse vibratoire libre.

6 arbres (C1 à C6) ont été testés à l'aide de ce protocole, ce jeu d'arbres étant ensuite comparé et complété avec un jeu d'arbres testés à l'aide de deux essais successifs (JL1 à JL11) issus de la bibliographie. Si, dans l'ensemble, le jeu d'arbres complet est homogène, les 6 arbres C1 à C6 présentent un diamètre, un élancement et une proportion de houppier plus faible que les arbres JL1 à JL11.

Seule la première fréquence de résonance des arbres C1 à C6 a pu être mesurée à l'aide du protocole développé. Celle-ci est identifiée de manière fiable grâce à sa présence dans tous les spectres fréquentiels de la réponse dynamique de l'arbre mesuré à l'aide des différents capteurs fixés sur l'arbre. La faible amplitude de déformation, nécessaire pour que l'essai soit considéré comme non destructif, couplée à l'amortissement de l'arbre, limite par ailleurs la durée de la réponse dynamique de l'arbre, ce qui induit une incertitude sur la valeur de la fréquence fondamentale mesurée (jusqu'à 5 % d'incertitude).

La première fréquence de résonance mesurée sur les 6 arbres C1 à C6 est légèrement plus importante que celle des arbres JL1 à JL11, du fait probablement de la différence de morphologie des arbres. Cependant, le groupe d'arbres C2 à C6 et JL1 à JL11 peut être considéré comme homogène tant du point de vue des dimensions des arbres, que de leurs propriétés mécaniques et de leurs réponses vibratoires libres à un essai de *PR*. La diversité des morphologies des arbres doit être prise en compte par la suite afin de permettre la mise en place de modélisations pertinentes du comportement mécanique de l'arbre. En outre, du fait de la valeur de rotation importante de l'enracinement de l'arbre C1 lors de l'essai de *PR*, celui-ci est écarté du groupe homogène par la suite.

L'ensemble homogène d'arbres proposé dans ce chapitre (C2 à C6 et JL1 à JL11) est utilisé par la suite (Chapitre 4) pour développer et calibrer une modélisation par la *MED* de l'arbre capable de prédire le comportement mécanique des arbres à l'impact. La modélisation développée devra être en mesure de modéliser le comportement mécanique des arbres à un essai de *PR* afin de pouvoir être calibrée à l'aide de grandeurs issues de cet essai non destructif. Du fait des différences de morphologie et de sollicitations de cet ensemble d'arbres, la modélisation proposée devra prendre en compte la déstabilisation induite par le poids de l'arbre, la géométrie du modèle devant pour cela être relativement proche de celle de l'arbre afin de respecter la répartition des masses de celui-ci.

4 Analyse détaillée de la réponse d'arbres réalistes à l'aide d'un modèle numérique calibré

4.1 Introduction

Les travaux présentés dans ce chapitre sont dédiés au développement et à la calibration d'une modélisation numérique de l'arbre capable de prédire la réponse mécanique d'arbres à des essais non destructifs de type « Pull – Release » (*PR*) et à des sollicitations de type « impact d'un bloc rocheux » (impact). L'approche développée consiste à calibrer la modélisation à l'aide de résultats de mesures non destructives réalisées lors d'essais de *PR*. La modélisation calibrée doit être capable de prédire le comportement de l'arbre à un impact, où des non-linéarités de comportement du matériau et de l'enracinement peuvent apparaître, sans pour autant qu'elles n'aient été observées lors d'essais de *PR*.

La modélisation utilisée dans ce chapitre est basée sur une modélisation par la *MED*. Cette modélisation est issue de celle développée par Toe (2016). Elle permet de reproduire le comportement de l'arbre à l'impact, notamment du fait de la prise en compte des non-linéarités du matériau bois et de l'enracinement apparaissant au cours de l'impact.

Cette modélisation a été adaptée afin de pouvoir être paramétrée à l'aide des grandeurs issues d'un essai de *PR*, en particulier afin qu'elle puisse être calibrée à l'aide des mesures réalisées dans le chapitre précédent. Les valeurs des paramètres ajustées pour calibrer la modélisation par la *MED* sont ensuite comparées avec des valeurs issues d'essais réalisés in situ ainsi qu'avec celles calculées à l'aide de relations empiriques déterminées à l'aide de ces mêmes essais (Jonsson et al., 2007, 2006). La modélisation est jugée réaliste lorsqu'elle permet de reproduire la réponse statique et dynamique de l'arbre à une sollicitation de type *PR* avec des valeurs de paramètres de calibration réalistes.

Les capacités prédictives de la modélisation calibrée pour des sollicitations de type « impact d'un bloc rocheux » sont évaluées par comparaison de résultats de simulations et de résultats expérimentaux issus des travaux de Dorren et Berger (2006), ainsi que de ceux de Lundström et al. (2009). Dans les travaux de Jonsson et al. (2007, 2006) et de Lundström et al. (2009), des essais de *PR* ont été réalisés sur les arbres avant des essais d'impact. Ainsi, il est possible d'évaluer les capacités prédictives de la modélisation calibrée directement pour l'arbre impacté. Par ailleurs, les relations empiriques proposées à la suite des essais d'impact réalisés dans les travaux de Dorren et Berger (2006) et de Lundström et al. (2009), sont utilisées pour évaluer les capacités prédictives génériques de la modélisation calibrée. Ces deux relations empiriques sont issues d'impacts avec des gammes d'énergies différentes, permettant d'évaluer les capacités prédictives de la modélisation pour une gamme étendue d'énergie d'impact.

4.2 Enjeux du chapitre

- Développer une modélisation par la *MED* de l'arbre pouvant être calibrée à l'aide de données issues d'essais de *PR*, plus particulièrement des essais réalisés au chapitre 3
- Mettre en place une méthode de calibration de la modélisation afin qu'elle reproduise le comportement des arbres testés au chapitre 3
- Évaluer le réalisme des grandeurs calibrées
- Évaluer les capacités prédictives de la modélisation calibrée pour des sollicitations de type « impact d'un bloc rocheux »

4.3 Matériel et méthodes

4.3.1 Modèle *MED* de l'arbre

L'arbre est modélisé par la Méthode éléments discrets (*MED*). La modélisation est basée celle mise en place dans le chapitre 2 (Figure 2-3, Figure 4-1). La modélisation mise en place prend en compte un nombre plus important de paramètres, afin de représenter de manière plus fine la géométrie et le comportement mécanique de l'arbre. Le tronc est représenté par un cône tronqué, dont le comportement mécanique de celui-ci est modélisé par une loi trilineaire afin de représenter la modification de comportement suite à son endommagement. Le comportement mécanique de l'enracinement est modélisé par un moment résistant appliqué à la base du tronc, ce moment résistant suit une loi élastoplastique avec plasticité parfaite afin de prendre en compte le développement de différents processus induisant des déformations permanentes au sein du système racinaire, tels que la plastification du sol, la rupture de racines, etc.

4.3.1.1 Géométrie du modèle d'arbre

La description de la géométrie de l'arbre est simplifiée afin de limiter le nombre de paramètres à ajuster et pour favoriser le caractère générique de la modélisation. Le tronc de l'arbre est représenté par un cône tronqué. Le houppier est modélisé comme une masse répartie de manière uniforme sur la partie sommitale du tronc. La déformation de l'enracinement est modélisée par une rotation de la base du tronc, dans la continuité des modélisations de mât ancré développées dans le chapitre 2.

Le tronc des arbres est modélisé par un ensemble de *nœuds* (Figure 2-3). Le diamètre de chacun des *nœuds* est calculé à l'aide du \emptyset_{DBH} et de la conicité du tronc, en fonction de sa position au sein de la modélisation. La partie sommitale du tronc dont le diamètre est inférieur à (\emptyset_{min}) n'est pas modélisée par des *nœuds*, mais concentrée sur le dernier *nœud* modélisé. Les *connexions* entre les *nœuds* sont représentées par des cylindres, dont le diamètre correspond à celui du *nœud* le plus proche de la base du tronc. Ainsi, la surface du tronc est modélisée comme étant un empilement de cylindres, ayant des diamètres décroissants de la base du tronc à son sommet (Figure 4-1).

Comme les données issues des relevés de terrain sont différentes pour les arbres C2 à C6 et pour les arbres JL1 à JL11, la définition des caractéristiques du tronc est faite de façon différente pour ces deux ensembles d'arbres. Pour les arbres C2 à C6, la conicité du tronc est issue des mesures réalisées in situ (Tableau 3-4, Figure 3-5). Elle est calculée comme étant la décroissance moyenne entre la hauteur où est mesurée le \varnothing_{DbH} et la hauteur du point de sollicitation sur le tronc. Cette valeur de conicité est utilisée pour calculer le diamètre à la base \varnothing_{Base} et au sommet du tronc \varnothing_{Top} . Pour les arbres JL1 à JL11, seule la hauteur de l'arbre l_{arbre} et le diamètre de celui-ci \varnothing_{DbH} sont connus. Le diamètre au sommet du tronc a été fixé à $\varnothing_{Top} = 0.05m$ et la conicité du tronc est déduite à partir de cette hypothèse (Tableau 4-1).

Dans le cas où \varnothing_{top} , qui est calculé à l'aide de \varnothing_{DbH} et de la conicité du tronc, est inférieur à \varnothing_{min} , la longueur de tronc, ainsi que celle de houppier non modélisée (l_{n_mod}) est calculée comme il suit (Équation 4-1) :

$$l_{n_mod} = \frac{(\varnothing_{min} - \varnothing_{top})}{dec_{moy}}$$

Équation 4-1

Arbres modélisés	\varnothing_{DbH} [m]	\varnothing_{Top} [m]	\varnothing_{Base} [m]	Diamètre inclinomètre [m]	dec_{moy} [cm/m]
JL1	0,4	0,05	0,42	/	1,17
JL2	0,39	0,05	0,40	/	1,04
JL3	0,49	0,05	0,51	/	1,38
JL4*	0,44	0,05	0,46	/	1,36
JL5*	0,43	0,05	0,45	/	1,32
JL6	0,44	0,05	0,46	/	1,36
JL7	0,22	0,05	0,23	/	0,87
JL8	0,35	0,05	0,37	/	1,23
JL9	0,5	0,05	0,52	/	1,35
JL10*	0,37	0,05	0,39	/	1,25
JL11*	0,29	0,05	0,30	/	0,93
C2	0,31	0,0085	0,33	0,34	1,79
C3	0,335	0,189	0,34	0,405	1,28
C4	0,355	0,05	0,37	0,405	1,36
C5	0,385	0,206	0,40	0,47	0,78
C6	0,32	0,177	0,33	0,365	0,56

Tableau 4-1 Diamètres et conicité des arbres modélisés

Diamètres et conicité des arbres modélisés par la MED. \varnothing_{DbH} : diamètre à 1.30m, \varnothing_{Top} : diamètre au sommet du tronc, \varnothing_{Base} : diamètre à la base du tronc, le diamètre de l'inclinomètre est le diamètre mesuré le plus proche du sol, dec_{moy} : conicité du tronc. Les modèles d'arbres JL4, JL5, JL10 et JL11 (*) n'ont pas été modélisés avec une sollicitation de type impact.

4.3.1.2 Masse du modèle d'arbre

La masse de l'arbre est constituée de la masse de son tronc et de la masse de son houppier. La masse du tronc est distribuée au niveau de chacun des *nœuds*, en fonction du volume des *connexions* cylindriques les reliant et de la densité du matériau. La masse attribuée à chacun des *nœuds* du tronc correspondant à la moitié de la masse de la *connexion* inférieure ainsi que la moitié de la masse de la *connexion* supérieure. La masse du houppier est ensuite répartie de manière uniforme sur tous les *nœuds* de la partie sommitale. Du fait de cette répartition uniforme de la masse du houppier, la masse des *nœuds* peut devenir trop importante par rapport à la raideur des *connexions* lorsque le diamètre des *nœuds* devient trop faible. Cela génère des déplacements trop importants et jugés non réalistes au niveau de ces *nœuds*, induisant leur endommagement de manière injustifiée. Ainsi, le tronc de l'arbre est modélisé que pour les *nœuds* dont le diamètre est supérieur à ϕ_{min} , les masses du tronc et du houppier non modélisés (m_{aglo}) étant ajoutées à la masse du dernier *nœud* modélisé (Tableau 4-2, Figure 4-1). Dans ce travail, ϕ_{min} a été fixé à 10 cm à la suite de simulations préliminaires.

La densité globale du tronc pour les arbres JL1 à JL3 et JL6 à JL9 est issue des travaux de Lundström et al. (2009). Cette valeur est utilisée pour quantifier la masse du tronc et la répartition de masse le long du tronc en accord avec les hypothèses faites sur la forme du tronc (Tableau 4-1). Pour les arbres C2 à C6, la densité globale des troncs (D_{tronc}) n'étant pas connue, cette valeur est fixée à la valeur moyenne de la densité des arbres JL1 à JL3 et JL6 à JL9, soit 866 kg/m^3 (Tableau 4-2), cette valeur pouvant être ajustée lors de la calibration de la modélisation. Il n'a été nécessaire de modifier cette valeur que lors de la calibration de l'arbre C6. Ainsi, les arbres C2 à C5 ont une densité de tronc de 866 kg/m^3 et l'arbre C6 a une densité de tronc de 750 kg/m^3 .

Pour les arbres JL1 à JL3 et JL6 à JL9, la masse totale de l'arbre est connue. Pour les arbres C2 à C6, la masse totale de l'arbre est estimée dans un premier temps à l'aide d'une relation empirique calculée à partir des mesures de Lundström et al. (2009) (Équation 4-2) :

$$m_{arbre_p} = 216.071 * \phi_{DbH}^2 * l_{arbre} + 22.597 * l_{houpp} , R^2 = 0.99$$

Équation 4-2

La masse du houppier est estimée dans un premier temps à partir de la masse totale de l'arbre et de la masse du tronc (Équation 4-3). Cette valeur de masse du houppier est ensuite modifiée pour calibrer la réponse dynamique de la modélisation de l'arbre. Cette première estimation de la valeur du houppier permet une première calibration de la réponse statique de la modélisation avec des valeurs relativement proches de la calibration finale. Cela permet de réduire le temps nécessaire à la calibration du modèle, tout en réduisant le risque de réaliser une calibration avec des valeurs très éloignées des valeurs réelles (Tableau 4-2).

$$m_{Houpp_p} = m_{arbre_p} - V_{tronc} * D_{tronc}$$

Équation 4-3

Avec V_{tronc} le volume du tronc modélisé dans la modélisation de l'arbre par la MED (Figure 4-1) et D_{tronc} la densité du tronc.

Pour les arbres JL4, JL5, JL10 et JL11, les données de proportion de houppier ainsi que de densité ne sont pas connues. Elles sont donc estimées à l'aide de données moyennes issues des arbres JL1 à JL3 et JL6 à JL9 (Tableau 4-2).

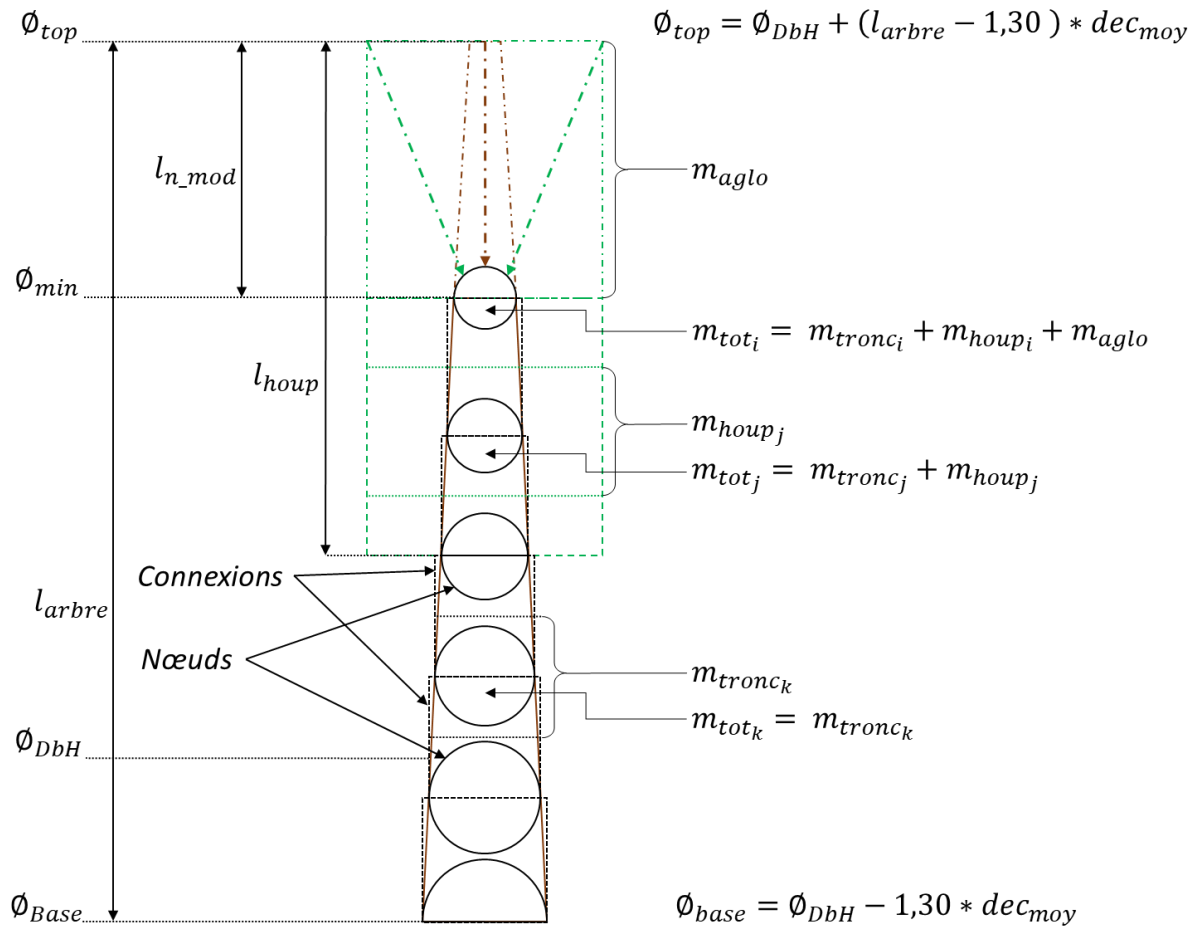


Figure 4-1 Modélisation par la MED des arbres

Modélisation par la MED des arbres pour les sollicitations de type PR et impact.

Arbres modélisés	Masse de l'arbre observée [kg]	Masse de l'arbre calibrée (m_{arbre}) [kg]	Masse du Houppier calibrée (m_{Houp}) [kg]	Longueur du Houppier (l_{houp}) [m]	Hauteur de l'arbre (l_{arbre}) [m]	Densité du tronc (D_{tronc}) [kg/m ³]
JL1	1640	1581	200	24,30	31,3	850
JL2	1600	1686	250	19,07	34,1	860
JL3	2030	2388	180	16,24	33,3	870
JL4*	/	2128	500	21,9*	30	864*
JL5*	/	1858	300	21,9*	30	864*
JL6	1970	2188	533	27,55	29,9	880
JL7	360	494	170	15,85	20,7	880
JL8	910	1109	235	20,56	25,4	830
JL9	2770	2773	350	27,8	34,5	880
JL10*	/	1415	350	19,71*	27	864*
JL11*	/	925	250	19,71*	27	864*
C2	/	678	25	10,93	18,12	866
C3	/	934	150	11,36	25,91	866
C4	/	1120	250	14,59	23,7	866
C5	/	1365	15	13,26	24,31	866
C6	/	1309	110	17,44	26,72	750

Tableau 4-2 Caractéristiques des arbres modélisés

Masses et dimensions des arbres modélisés. Les modélisations pour les arbres JL4, JL5, JL10 et JL11 ont seulement concerné des essais de *PR*. Les valeurs de densité et de proportion du houppier pour ses arbres sont issues de moyennes des données de Lundström et al. (2009). Les valeurs calibrées sont celles permettant de reproduire le comportement de l'arbre observé sur le terrain lors des simulations de *PR*.

4.3.1.3 Modélisation de l'ancrage de l'arbre

De manière identique aux modélisations de l'enracinement mises en place par Lundström et al. (2009) et Toe (2016), la contribution de l'enracinement au comportement de l'arbre est représentée par l'intermédiaire d'un moment résistant appliqué sur le *nœud* à la base du tronc (Figure 4-3), la déformation de l'enracinement étant assimilé à une rotation située à la base de l'arbre.

La valeur de ce moment résistant appliqué au *nœud* à la base du tronc dépend de l'orientation $\Delta\theta_{1-2}$ de la *connexion* reliant ce *nœud* au *nœud* directement adjacent autour des axes *x* et *y* (Figure 3-3). À chaque pas de temps, l'incrément de moment résistant de l'enracinement dM_{root} est ajouté à la valeur du moment résistant du pas de temps précédent : M_{root} (Équation 4-4).

$$dM_{root} = K_{root} * d\Delta\theta_{1-2}$$

Équation 4-4

Avec K_{root} , le coefficient de raideur de l'ancrage et $d\Delta\theta_{1-2}$ l'accroissement de la rotation de la *connexion* reliant les deux *nœuds* inférieurs du tronc lors d'un pas de temps.

Par ailleurs, la valeur de ce moment résistant est limitée à une valeur maximale M_a atteinte pour une rotation de l'ancrage α_a (Figure 4-2). Enfin, la raideur de l'enracinement K_{root} est identique lors des phases de chargement et de déchargement de l'enracinement.

Le comportement mécanique de l'enracinement peut ainsi être décrit soit par le couple de variables K_{root}, M_a , soit par le couple K_{root}, α_a . Ce modèle de l'enracinement permet de prendre en compte de façon simplifiée les déformations permanentes du système racinaire.

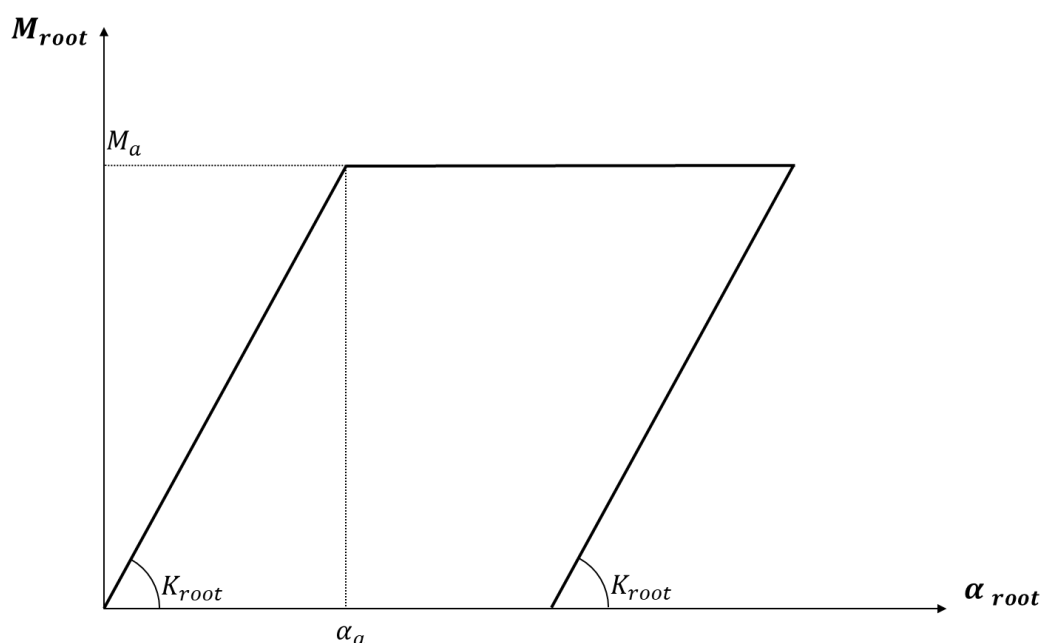


Figure 4-2 Loi de comportement mécanique décrivant l'enracinement

Loi de comportement mécanique du moment résistant de l'enracinement

Les essais de *PR* réalisés in situ permettent de calibrer la raideur de l'enracinement K_{root} de manière à ce que le modèle d'arbre traduise les réponses statique et dynamique mesurées. Comme la rotation de l'enracinement ne doit pas dépasser α_a lors de ces essais, les valeurs de M_a et α_a ne peuvent pas être déterminées à l'aide de ces essais.

Ainsi, les valeurs de M_a et α_a sont estimées à l'aide de relations empiriques issues d'essais de *Pulling* destructif :

La valeur de M_a est prédite à l'aide de la relation empirique issue d'essais réalisés par T. Lundström et al. (2007) (Équation 4-5).

$$M_a = \Phi_{DbH}^2 * l_{arbre} * 41.9 [kNm], (R^2 = 0.76)$$

Équation 4-5

De la même manière, la valeur de α_a est prédite par la relation empirique issue d'essais réalisés par Tor Lundström et al. (2007b) (Équation 4-6) :

$$\alpha_a = 11.9 * (\Phi_{DbH}^2 * l_{arbre})^{-0.53} [^\circ], (R^2 = 0.85)$$

Équation 4-6

Pour les arbres JL1 à JL11 les valeurs de K_{root} sont issues des travaux de Jonsson et al. (2006). Pour les arbres C2 à C6, la valeur de K_{root} est tout d'abord estimée à une valeur K_{root_i} à l'aide d'une analyse des moments résistants et des rotations de l'enracinement issues des essais de *PR* in situ, grâce à une approche simple ne prenant pas en compte l'effet de déstabilisation induit par le poids de l'arbre dans le calcul de la raideur de l'enracinement (cf. : Réponse statique des arbres). La valeur K_{root_i} est ensuite ajustée afin que la modélisation traduise le comportement statique et dynamique observé lors des essais in situ, c'est-à-dire des déformations du tronc, une rotation de l'enracinement et une fréquence de résonance (f_0) identiques à celles observées.

Afin de réaliser des comparaisons, la raideur de l'enracinement est aussi estimée à l'aide d'une relation empirique issue d'essais réalisés par Jonsson et al. (2006) (K_{root_p}) (Équation 4-7).

$$K_{root_p} = 28427 * \Phi_{DbH}^2, \left[\frac{kNm}{rad} \right], R^2 = 0.64$$

Équation 4-7

Une autre estimation de raideur de l'enracinement (K_{root_d}) est réalisée à l'aide des deux relations empiriques permettant d'estimer le moment résistant maximal de l'enracinement (M_a , Équation 4-5) et l'angle de rotation de l'enracinement pour lequel celui-ci est atteint (α_a , Équation 4-6) (Équation 4-8).

$$K_{root_d} = M_a / \alpha_a$$

Équation 4-8

Le comportement mécanique de l'enracinement n'est calibré qu'à l'aide de deux variables du triplet (K_{root} , M_a , α_a), la troisième devant être déduite des deux précédentes (Figure 4-2). Comme la valeur de K_{root} est estimée puis ajustée à l'aide de résultats d'essais de *PR* in situ, il est nécessaire de prédire à l'aide des relations empiriques soit M_a (Équation 4-5), soit α_a (Équation 4-6), puis de déduire la variable restante. Afin de limiter les hypothèses sur la valeur M_a , dont la valeur détermine fortement la vulnérabilité de l'enracinement, celle-ci est prédite (Équation 4-5). La valeur de α_a est ensuite déduite de la valeur de M_a (Équation 4-8).

Il est à noter que, pour les arbres JL4, JL5, JL10 et JL11, la valeur de M_a n'a pas calculée, car seules des simulations d'essais de *PR* non destructifs sont réalisées pour ces arbres (Tableau 4-3).

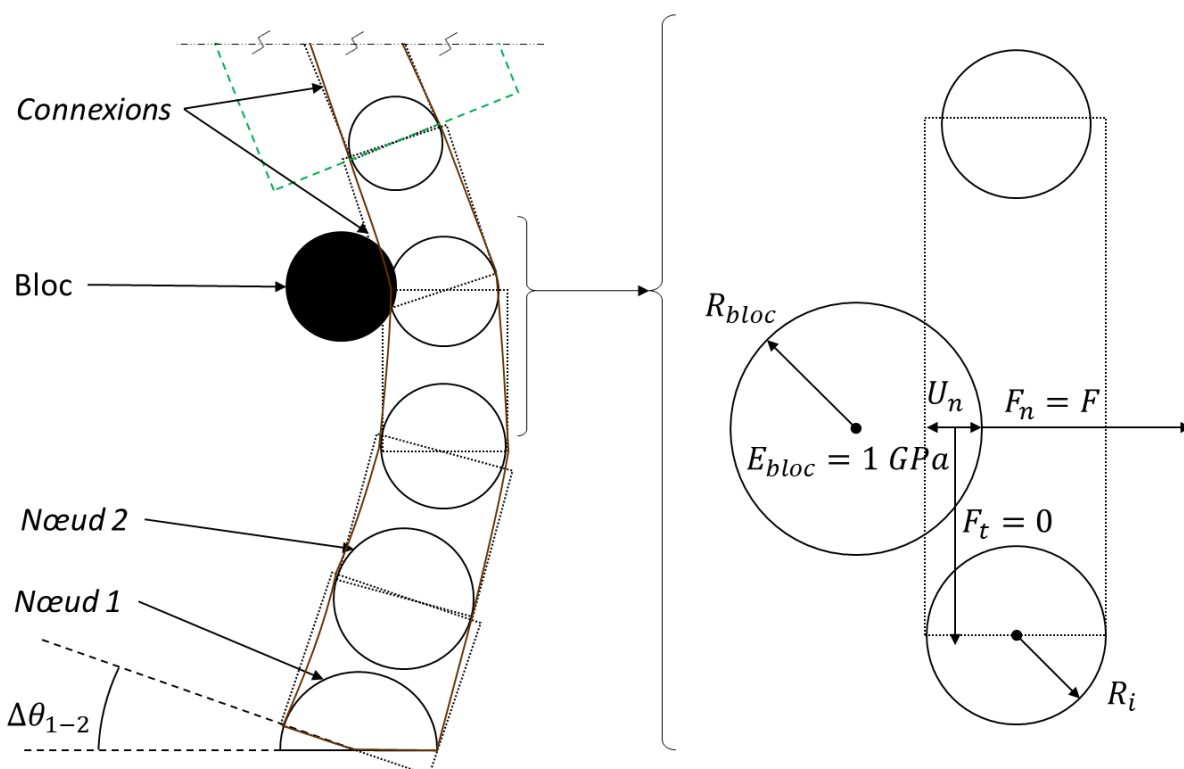


Figure 4-3 Modélisation par la MED des arbres lors d'un impact simulé

Déformations et rotation de la modélisation par la MED des arbres lors d'un impact simulé

4.3.1.4 Modélisation du matériau bois

La loi de comportement mécanique du matériau du bois de la modélisation est représentée par un modèle élastoplastique (Figure 4-4). Cette loi de comportement est issue des travaux de Olmedo et al. (2016) ainsi que de ceux de Toe (2016), réalisés sur des échantillons de hêtre (*Fagus sylvatica*).

Dans les travaux de Olmedo et al. (2016) et de Toe (2016), la contrainte maximale avant plastification du matériau (σ_{Elast}) est définie comme étant une fraction de la contrainte maximale avant rupture (σ_{rupt} ou *MOR*) (Équation 4-9). Cette proportion a été fixée à l'issue de travaux de calibration sur des échantillons de hêtre (*Fagus sylvatica*). Cette valeur est utilisée dans ce travail portant sur des épicéas (*Picea abies* (L. Karst)), car ce paramètre a une influence faible sur le comportement de l'arbre lors des impacts (Toe, 2016) :

$$\sigma_{Elast} = \alpha_{Elast} * \sigma_{rupt}$$

Avec : $\alpha_{Elast} = 0.63$

Équation 4-9

Les seuils de contraintes (σ_{Elast} , σ_{rupt}), sont associés à des moments résistants maximaux pour chacun des nœuds de la modélisation (Équation 2-12, Équation 2-13)

La réponse mécanique de la tige à un chargement en flexion est modélisée par une relation multilinéaire, permettant de calculer le moment résistant en flexion appliqué à chacun des *nœuds* en fonction de l'orientation relative des *connexions* (Équation 2-8).

Les différents coefficients de raideurs K_{elast} , K_{plast} et $K_{décharge}$, définissant les relations linéaires associées à la loi de comportement, sont calculés en fonction des caractéristiques géométriques et des modules d'élasticité équivalents du tronc associés aux différentes phases de la loi de comportement (E_{elast} ou MOE , E_{plast} et $E_{décharge}$) (Équation 2-9, Équation 2-10, Équation 2-11). Les valeurs des rapports α_{plast} et $\alpha_{décharge}$ entre ces modules d'élasticité équivalents ont été caractérisées dans les travaux de Toe (2016) (Équation 4-10, Équation 4-11, Figure 4-4). Ces valeurs sont utilisées dans ce travail portant sur des épicéas (*Picea abies* (L. Karst)), car ces paramètres ont également une influence faible sur le comportement de l'arbre lors des impacts Toe (2016) :

$$E_{plast} = \alpha_{plast} * E_{elast}$$

Avec : $\alpha_{plast} = 0.26$

Équation 4-10

$$E_{décharge} = \alpha_{décharge} * E_{elast}$$

Avec : $\alpha_{décharge} = 0.76$

Équation 4-11

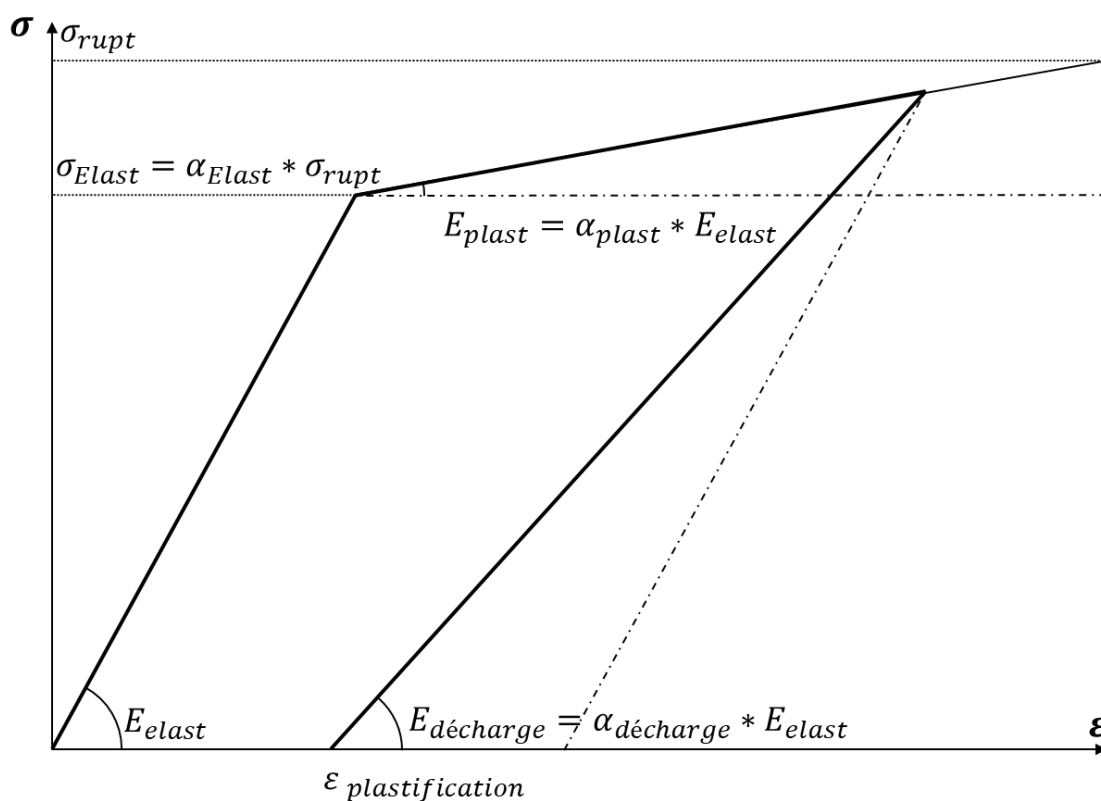


Figure 4-4 Loi de comportement mécanique du le matériau bois

Loi de comportement mécanique selon une dimension du matériau bois pour la modélisation par la MED de l'arbre.

Le couple de paramètres (E_{elast}, σ_{rupt}) ou (MOE, MOR) doit être défini pour chaque arbre. Les valeurs de MOR (σ_{rupt}) pour les arbres JL1 à JL3 et JL6 à JL9 ont été mesurées dans le cadre des travaux de T. Lundström et al. (2008). Les valeurs de MOR des arbres C2 à C6 ont été fixées à la valeur moyenne de MOR mesurée dans les travaux de T. Lundström et al. (2008), soit 47,78 MPa. Les arbres JL4, JL5, JL10 et JL11, n'ont pas de valeurs de MOR fixées, car les modèles de ces arbres n'ont été utilisés que pour simuler des sollicitations PR non destructives (Tableau 4-3).

Pour les arbres JL1 à JL11, les valeurs de MOE sont issues des travaux de Jonsson et al. (2006). Pour les arbres C2 à C6, la valeur de MOE est calibrée pour chacun des arbres modélisés de manière à traduire les réponses statique et dynamique mesurées lors des essais de PR réalisés in situ, c'est-à-dire des déformations du tronc, une rotation de l'enracinement et une fréquence de résonance (f_0) identiques à celles observées. Avant la calibration, MOE est estimé à une valeur E_{elasti} , calculée à l'aide des déformations et efforts issus des essais de PR réalisés in situ, grâce à une approche simple ne prenant pas en compte l'effet de déstabilisation induit par le poids de l'arbre dans le calcul de la raideur de l'enracinement (cf. : Réponse statique des arbres).

Arbres modélisés	E_{elast} ou MOE [MPa]	σ_{rupt} ou MOR [MPa]	K_{root} [kNm/rad]	M_a [kNm]
JL1	6550	51,2	5267	209,8
JL2	6900	61,6	5087	217,3
JL3	6000	63,1	4510	335
JL4*	7800	/	2599	/
JL5*	6800	/	4212	/
JL6	7300	44,4	5033	242,5
JL7	13500	59,7	1589	30
JL8	8500	53,3	2308	75
JL9	7600	49	8500	361,4
JL10*	9500	/	5170	/
JL11*	9500	/	2450	/
C2	5250	47,78	2257	73
C3	7700	47,78	9900	121,8
C4	7000	47,78	26000	125,1
C5	6500	47,78	14500	151
C6	8750	47,78	13750	114,7

Tableau 4-3 Propriétés mécaniques des arbres modélisés

Propriétés mécaniques des arbres modélisés. Les valeurs de E_{elast} ou MOE et K_{root} correspondent aux valeurs calibrées pour que la modélisation par la MED reproduise le comportement de chaque arbre observé lors des essais de PR in situ. Les valeurs de σ_{rupt} ou MOR sont issues des travaux de T. Lundström et al. (2008). Le M_a est issu de la relation empirique de T. Lundström et al. (2007) (Équation 4-5). Les arbres JL4, JL5, JL10 et JL11 n'ont pas de valeurs de MOR et de M_a définies car ils n'ont été modélisés que pour des sollicitations de PR non destructives.

4.3.2 Calibration du modèle MED

La modélisation par la MED de chaque arbre est calibrée de telle manière que les simulations traduisent le comportement mécanique de l'arbre mesuré in situ lors d'un essai de PR réalisé soit dans le cadre de ce travail de thèse (cf. : Application du protocole) soit dans le cadre de travaux antérieurs (Jonsson et al., 2007, 2006).

La modélisation par la MED reprend les dimensions de l'arbre suivantes :

- Diamètre de l'arbre (Φ_{DbH})
- Conicité du tronc (dec_{moy})
- Dans le cas où le diamètre au sommet (Φ_{top}) est supérieur au diamètre minimal (Φ_{min}),
 - o Hauteur de l'arbre (l_{arbre})
 - o Longueur du houppier (l_{houpp})
- Dans le cas contraire, la hauteur de l'arbre (l_{arbre}) et la longueur du houppier (l_{houpp}) sont tronquées d'une valeur de $l_{n.mod}$ (Équation 4-1) afin de respecter le diamètre minimal (Φ_{min}) de la modélisation (Figure 4-1).

Le comportement mécanique de la modélisation est ajusté par la calibration des grandeurs suivantes :

- Masse de l'arbre (m_{arbre}) par ajustement de :
 - o la masse du houppier (m_{Houpp}),
 - o la masse du tronc (m_{tronc}), via sa densité (D_{tronc}), pour l'arbre C6
- Raideur de l'enracinement (K_{root}) et le module d'Young équivalent du tronc ($E_{elast} = MOE$), pour les arbres C2 à C6

Le comportement mécanique de la modélisation est comparé à celui observé lors des essais de PR in situ (cf. : Application du protocole) à l'aide des grandeurs suivantes :

- Lors de la phase de maintien du PR :
 - o La rotation de la base du tronc
 - o Le déplacement du tronc au niveau du point de sollicitation
 - o L'effort dans le câble de traction associé à ce déplacement et à cette rotation
- Lors de la phase de vibration libre après la phase de libération du PR :
 - o La première fréquence de résonance de l'arbre

Les mesures sont réalisées sur la seconde partie de la phase de maintien, afin de limiter l'influence des phénomènes transitoire. Les valeurs comparées sont des valeurs médianes, afin de s'affranchir de l'influence des oscillations résiduelles.

Les modélisations des arbres C2 à C6 sont calibrées à la fois pour ajuster leur réponse statique et dynamique, ce qui représente un ajustement des valeurs des paramètres (K_{root} , E_{elast} , m_{Houpp} , m_{tronc} , m_{arbre}). Les modélisations des arbres JL1 à JL11 sont quant à elles seulement calibrées afin d'ajuster leur réponse dynamique, ce qui représente seulement un ajustement des masses du modèle (m_{Houpp} , m_{tronc} , m_{arbre}).

La calibration de la modélisation suit ainsi le protocole suivant :

- Pour les arbres C2 à C6 et JL1 à JL11 : modélisation initiale de l'arbre
 - Définition des dimensions (\emptyset_{DbH} , dec_{moy} , l_{arbre} , l_{Houp}) par rapport aux dimensions relevées lors de l'essai de *PR* (Tableau 4-1).
 - Définition initiale de la raideur de l'enracinement (K_{root_i}), issue des essais de la bibliographie (Jonsson et al., 2006) et des essais réalisés dans ce travail de thèse (cf. : Application du protocole).
 - Définition initiale du module d'Young du tronc (E_{elast_i}), issues des essais de la bibliographie (Jonsson et al., 2006) et des essais réalisés dans ce travail de thèse (cf. : Application du protocole).
 - Définition initiale de la masse du tronc (m_{tronc}), via son volume modélisé et sa densité (Tableau 4-2).
 - Définition initiale de la masse du houppier (m_{Houp}), via la relation empirique prédisant la masse de l'arbre (m_{arbre}), retranchée de la masse du tronc (m_{tronc}) (Équation 4-2). À cette étape, la densité du tronc peut être réduite si nécessaire afin que (m_{Houp}) soit toujours positive (Tableau 4-2).

- Pour les arbres C2 à C6 : calibration des raideurs afin d'ajuster la réponse statique de la modélisation :
 - Ajustement de la raideur en pied (K_{root}) pour obtenir la même rotation de la modélisation en pied que lors des essais de *PR* (Tableau 4-3).
 - Ajustement du module d'Young du tronc (E_{elast}) pour obtenir le même déplacement du tronc au niveau du point de sollicitation que lors des essais de *PR*. (Tableau 4-3).
 - L'ajustement de E_{elast} influe sur la déformation du tronc, qui influe en retour sur la déstabilisation induite par le poids de l'arbre. Ainsi la valeur de K_{root} , est réajustée légèrement lorsque la valeur de E_{elast} est modifiée. De la même manière, la modification de la valeur de K_{root} nécessite de réajuster légèrement la valeur de E_{elast} .

- Pour les arbres C2 à C6 et JL1 à JL11 : calibration des masses afin d'ajuster la réponse dynamique de la modélisation :
 - Ajustement de la masse du houppier (m_{Houp}) pour obtenir la même première fréquence de résonance (f_0) lors de la phase de réponse libre du *PR* que celle observée lors des essais in situ. Lorsque la valeur de m_{Houp} devient trop faible pour avoir une influence sur la fréquence de résonance de l'arbre, la densité du tronc est réduite, afin de réduire la masse du tronc (m_{tronc}) ainsi que la masse globale de l'arbre (m_{arbre}).
 - L'ajustement des masses de l'arbre (m_{Houp} , m_{tronc} , m_{arbre}) influent sur la déstabilisation induite par le poids de l'arbre. Ainsi, les valeurs de K_{root} et E_{elast} sont légèrement réajustés lorsque m_{Houp} , m_{tronc} et m_{arbre} sont modifiées. De la même manière, les modifications de K_{root} et E_{elast} nécessitent le réajustement de m_{Houp} , m_{tronc} et m_{arbre} .

4.3.3 Évaluation de la capacité de la modélisation par la MED à prédire la réponse de l'arbre à l'impact d'un bloc

La modélisation par la MED de l'arbre calibrée est utilisée pour simuler la réponse d'un arbre à une sollicitation de type impact afin d'évaluer la capacité de cette modélisation à prédire la réponse de l'arbre à l'impact. Les résultats des simulations sont comparés à différents résultats d'essais d'impact issus de la littérature.

L'impact est modélisé de manière analogue aux travaux de Toe (2016). Le bloc est modélisé par une sphère, de rayon (R_{bloc}), de densité (D_{bloc}) et de module d'Young constant ($E_b = 1[GPa]$) (Figure 4-3). Le coefficient de friction entre le bloc et le tronc est nul. Le bloc n'a pas de vitesse de rotation initiale. Sa vitesse de translation, son angle d'impact par rapport à la tige et sa masse sont définis de telle manière qu'ils reproduisent les essais d'impact réalisés dans les travaux de Dorren et Berger (2006) et de Lundström et al. (2009), notamment en ce qui concerne l'énergie du bloc avant impact.

L'interaction entre le bloc et le tronc lors de l'impact est modélisée à l'aide de forces appliquées au niveau du point de contact entre le bloc et les connexions constituant le tronc. Ces forces sont calculées à partir des interpénétrations et des vitesses relatives entre les objets. La force de contact (F) est normale à la surface de contact entre le bloc et les connexions, du fait de l'absence de frottement tangentiel (Équation 2-15, Équation 2-16, Figure 4-3). La valeur du MOE radial du tronc ($MOEr = 1.5 [GPa]$) est constante, comme dans les travaux de Toe (2016).

Des essais d'impacts ont été réalisés in situ sur 15 épicéas (*Picea abies* (L.)) dont les arbres JL1 à JL3 et JL6 à JL9 dans les travaux de Lundström et al. (2009). Ces essais ont permis d'évaluer la quantité d'énergie perdue par le bloc au cours d'un impact avec un arbre, notamment pour les arbres JL1, JL2, JL7 et JL8 ($W_{capL2009-ob}$). À partir de ces résultats, Lundström et al. (2009) proposent une relation empirique permettant de prédire la quantité d'énergie maximale perdue par le bloc au cours d'un impact avec un arbre ($W_{capL2009}$) en fonction du diamètre de l'arbre (ϕ_{DbH}) et de la hauteur relative de l'impact (Hr_{imp}) par rapport à celle de l'arbre (l_{arbre}) (Équation 4-12). La relation empirique proposée est mise en place pour une gamme d'énergie d'impact allant de 8 kJ à 170 kJ (moyenne : 110 kJ, écart-type : 43 kJ) :

$$W_{capL2009} [kJ] = 9.02 * 10^2 * \phi_{DbH}^2 - 7.15 * 10^3 * \phi_{DbH}^2 * Hr_{imp}$$

Équation 4-12

Dorren et Berger (2006) proposent également une relation empirique permettant de prédire la quantité d'énergie perdue par le bloc au cours d'un impact avec un arbre ($W_{capDB2006}$) en fonction du diamètre de l'arbre (ϕ_{DbH}) (Équation 4-13). Cette relation empirique est établie à la suite d'essai d'impact sur 9 sapins (*Abies alba* (M.)), puis extrapolée aux épicéas (*Picea abies* (L.)) en la multipliant par le rapport d'énergie de fracture du bois entre ces deux espèces, ici d'une valeur de 0.9. Cette relation empirique proposée est mise en place pour une gamme d'énergie d'impact allant de 10 kJ à au moins 700 kJ (moyenne de 337 kJ) :

$$W_{capDB2006} [kJ] = 0.9 * 0.0387 * (\phi_{DbH}/100)^{2.31}$$

Équation 4-13

Les valeurs d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact issues de ces relations empiriques ($W_{capDB2006}$ et $W_{capL2009}$) et observations ($W_{capL2009-ob}$) sont comparées par la suite avec celles issues des modélisations notées W_{cap} ou ΔEJ_{imp} .

Afin d'explorer les différentes gammes d'énergie d'impact des essais de Dorren et Berger (2006) et de Lundström et al. (2009), plusieurs modalités de simulation d'impacts ont été mises en place (Figure 4-5, Tableau 4-4) :

- La modalité 1 correspond aux modélisations d'impacts avec les caractéristiques des essais de Lundström et al. (2009). Les modélisations par la MED calibrées des arbres JL1 à JL3 et JL6 à JL9 sont impactées par des sphères de masses identiques à celles des « impacteurs » utilisés dans ces essais et selon un angle incident et une vitesse identiques, afin de solliciter les arbres avec la même énergie incidente (EJ_{imp}). Cette modalité permet d'évaluer la capacité de la modélisation à simuler l'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact (W_{cap}) lorsque les propriétés mécaniques des arbres (K_{root} , E_{elast}) sont connues et pour les conditions d'essais de Lundström et al. (2009).
- La modalité 1bis correspond à la simulation d'impacts sur les arbres C2 à C6 avec les caractéristiques moyennes des essais de Lundström et al. (2009). Cette modalité a pour but de prolonger l'évaluation de la capacité de la modélisation à simuler W_{cap} lorsque les propriétés des arbres (K_{root} , E_{elast}) sont calibrées et pour les conditions d'essais de Lundström et al. (2009).
- La modalité 2 correspond à la modélisation d'impacts sur les arbres JL1 à JL3 et JL6 à JL9 et C2 à C6 avec les caractéristiques moyennes des essais de Dorren et Berger (2006). Cette modalité a pour objectif d'évaluer la capacité de la modélisation à simuler correctement (W_{cap}) par rapport à la relation empirique ($W_{capDB2006}$, Équation 4-13) pour laquelle les caractéristiques des impacts modélisés sont différentes, notamment avec des énergies d'impact plus importantes.

De plus, il est possible de calculer la proportion d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact à l'aide de la valeur d'énergie incidente du bloc (EJ_{imp}) et des valeurs d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact issues des modélisations, des relations empiriques et des observations in situ (W_{cap} , $W_{capL2009}$, $W_{capDB2006}$, $W_{capL2009-ob}$) (Équation 4-14, Équation 4-15, Équation 4-16, Équation 4-17) :

$$\Delta W_{cap} = \frac{EJ_{imp} - W_{cap}}{EJ_{imp}}$$

Équation 4-14

$$\Delta W_{capL2009} = \frac{EJ_{imp} - W_{capL2009}}{EJ_{imp}}$$

Équation 4-15

$$\Delta W_{capDB2006} = \frac{EJ_{imp} - W_{capDB2006}}{EJ_{imp}}$$

Équation 4-16

$$\Delta W_{capL2009-ob} = \frac{EJ_{imp} - W_{capL2009-ob}}{EJ_{imp}}$$

Équation 4-17

Les valeurs de proportion d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact issues de ces relations empiriques ($\Delta W_{capDB2006}$ et $\Delta W_{capL2009}$) et observations ($\Delta W_{capL2009-ob}$) sont comparées par la suites avec celles issues des modélisations notées ΔW_{cap} ou $\Delta_n EJ_{imp}$.

Impacts modélisés	Hauteur d'impact (H_{imp}) [m]	Vitesse incidente du bloc (Vel_{bloc}) [m/s]	Volume du bloc (V_{bloc}) [m ³]	Densité du bloc [kg/ m ³]	Angle incident de l'impact [°]	énergie d'impact (EJ_{imp}) [kJ]	Énergie dissipée observée ($W_{capL2009-ob}$) [kJ]	Modalité d'impact
JL1_L_L	1,85	15,8	0,357	2500	32	111	96	Modalité 1
JL2_L_L	0,7	17,5	0,357	2500	33	137	128	
JL3_L_L	0,9	22	0,237	2500	33	143	159*	
JL6_L_L	0,72	19,5	0,277	2500	30	132	169*	
JL7_L_L	1,2	5,7	0,197	2500	26	8	11	
JL8_L_L	1,36	13,3	0,237	2500	28	52	50	
JL9_L_L	1,4	17,7	0,317	2500	30	124	137*	
C2_L_L	0,73	15,9	0,283	2500	30,3	90	/	Modalité 1bis
C3_L_L	1,05	15,9	0,283	2500	30,3	90	/	
C4_L_L	0,96	15,9	0,283	2500	30,3	90	/	
C5_L_L	0,98	15,9	0,283	2500	30,3	90	/	
C6_L_L	1,08	15,9	0,283	2500	30,3	90	/	
C2_D_D	1,3	15,9	0,95	2800	0	337	/	Modalité 2
C3_D_D	1,3	15,9	0,95	2800	0	337	/	
C4_D_D	1,3	15,9	0,95	2800	0	337	/	
C5_D_D	1,3	15,9	0,95	2800	0	337	/	
C6_D_D	1,3	15,9	0,95	2800	0	337	/	
JL1_D_D	1,3	15,9	0,95	2800	0	337	/	
JL2_D_D	1,3	15,9	0,95	2800	0	337	/	
JL3_D_D	1,3	15,9	0,95	2800	0	337	/	
JL6_D_D	1,3	15,9	0,95	2800	0	337	/	
JL7_D_D	1,3	15,9	0,95	2800	0	337	/	
JL8_D_D	1,3	15,9	0,95	2800	0	337	/	
JL9_D_D	1,3	15,9	0,95	2800	0	337	/	

Tableau 4-4 Caractéristiques des impacts modélisés

Caractéristiques des impacts modélisés sur les différentes modélisations par la DEM calibrées des arbres. Les impacts modélisés sont identifiés par un code : X_Y_Z. X correspond à la modélisation par la DEM d'arbre calibrée, Y correspond à la masse et l'angle incident des impacts, Z correspond à la vitesse des impacts. D correspond aux essais de Dorren et Berger (2006) et L aux essais de Lundström et al. (2009). L'énergie dissipée observée correspond à ($W_{capL2009-ob}$) ; les valeurs avec une (*) correspondent aux valeurs extrapolées dans les travaux de Lundström et al. (2009).

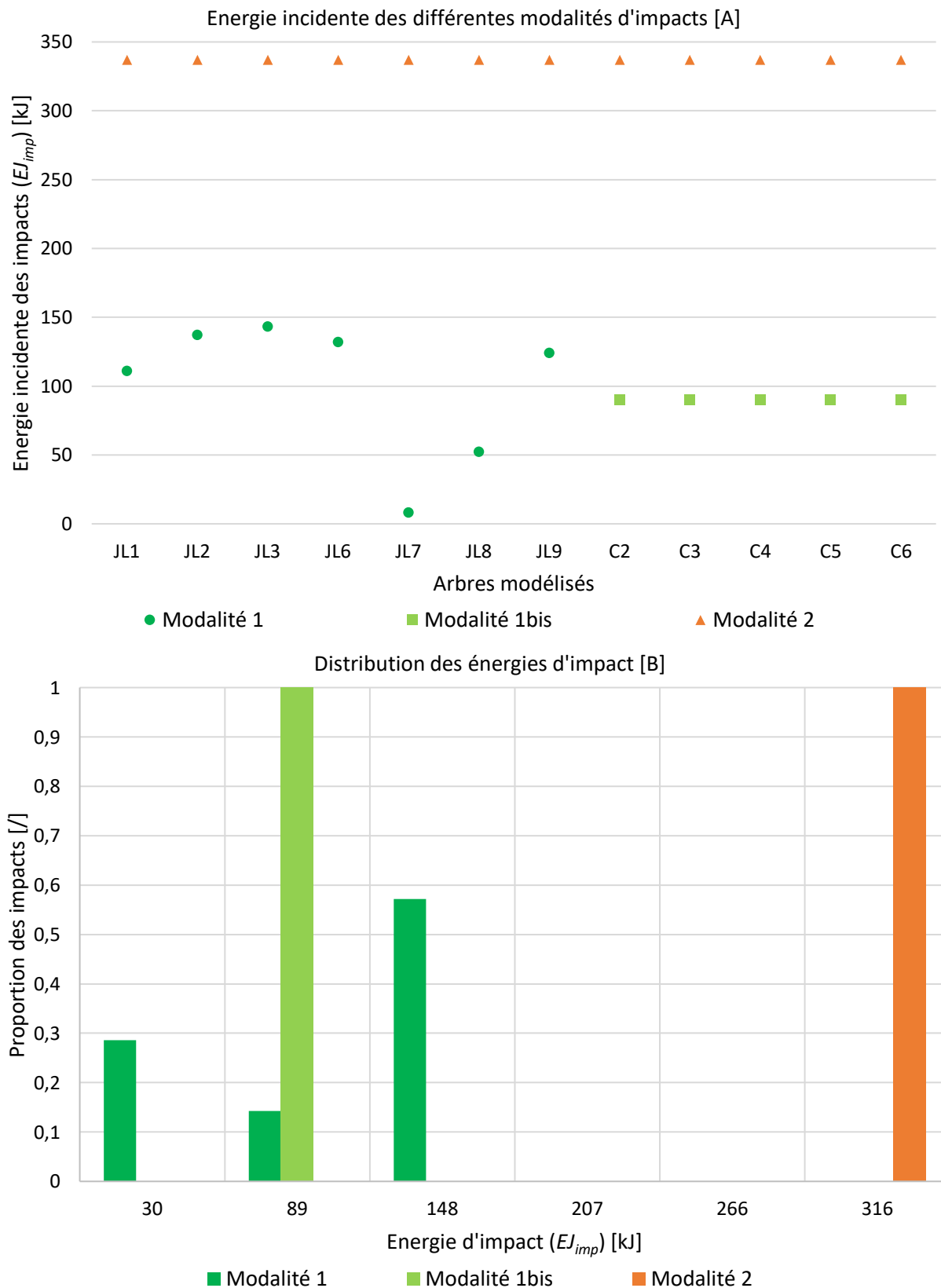


Figure 4-5 Caractéristiques des impacts simulés sur les différents arbres modélisés

Énergie incidente des impacts (EJ_{imp}) simulés appliqués sur les arbres modélisés par la MED en fonction des modalités d'impacts (Tableau 4-4). La modalité 1 est représentée par des ronds vert foncé, la modalité 1bis par des carrés vert clair et la modalité 2 par des triangles orange. [A] impacts simulés sur les différents arbres modélisés. [B] distribution des impacts, par intervalles de 130 kJ, en fonction des modalités d'impacts.

4.4 Résultats et discussions

4.4.1 Géométrie des arbres

La conicité du tronc employée (dec_{moy}) pour la modélisation par la *MED* de tous les arbres (C2 à C6 et JL1 à JL11) est comprise entre 0.56 cm/m et 1.79 cm/m avec une valeur moyenne de 1.12 cm/m et un écart-type de 0.35 cm/m , soit 31 % de la valeur moyenne de dec_{moy} . Les valeurs de dec_{moy} des arbres JL1 à JL11 sont comprises entre 0.87 cm/m et 1.38 cm/m , avec une valeur moyenne de 1.2 cm/m tandis que les valeurs de dec_{moy} des arbres C2 à C6 sont comprises entre 0.56 cm/m et 1.79 cm/m avec une valeur moyenne de 1.02 cm/m .

Brüchert et al. (2000) ont observé des valeurs de dec_{moy} dans des gammes de valeurs similaires, allant de 0.45 cm/m pour un écart-type de 0.1 cm pour des arbres de diamètre moyen 13 cm et de hauteur moyenne 16.7 m , à 1.05 cm/m pour un écart-type de 0.21 cm/m pour des arbres de diamètre moyen 24 cm et de hauteur moyenne 18.7 m . Les arbres dominants ayant la conicité la plus forte et l'élanement le plus faible.

Pour les arbres C2 à C6, la valeur de dec_{moy} est calculée entre 1.30 m et le point de sollicitation. Cette partie du tronc est systématiquement hors du houppier, la conicité du tronc y est plus faible que dans le houppier (Brüchert et al., 2000), ce qui induit des diamètres au sommet du tronc (\varnothing_{Top}) particulièrement importants (valeurs moyennes de 0.126 m) et des diamètres à la base (\varnothing_{Base}) du tronc plus faibles que ceux observés (Tableau 4-1, Figure 3-5). Pour les arbres JL1 à JL11, la valeur de \varnothing_{Top} est fixée de manière arbitraire à une valeur plus faible (0.05 cm), ce qui induit une conicité plus forte de ces arbres.

4.4.2 Calibration du modèle MED à l'aide des essais de PR

4.4.2.1 Raideur d'enracinement calibrée K_{root}

La loi modélisant l'évolution du moment résistant de l'enracinement en fonction de la rotation de l'ancrage de l'arbre a volontairement été définie de façon très simple dans la modélisation par la MED afin de limiter le nombre de paramètres à calibrer.

En réalité, l'évolution du moment résistant de l'enracinement en fonction de la rotation de l'ancrage de l'arbre est plus complexe. Ce moment résistant varie de manière fortement non linéaire en fonction de la rotation de l'ancrage de l'arbre, avec notamment aucune phase de raideur constante, contrairement à la modélisation utilisée ici (Figure 4-2) (T. Lundström et al., 2007). Lors de leurs travaux, Lundström et al. (2007c) ont constaté que la courbe du moment résistant en fonction de la rotation de l'ancrage de l'arbre est similaire pour tous les arbres, une fois celle-ci normalisée par le moment maximum (M_a) et par l'angle de rotation de l'ancrage lorsque ce moment maximum est atteint (α_a). Bien que cette modélisation plus fine de l'enracinement permette de modéliser correctement le comportement mécanique de l'arbre en flexion (T. Lundström et al., 2008), elle n'est cependant pas nécessaire pour modéliser la réponse de l'arbre à un impact, où une modélisation plus simple et proche de celle présentée dans nos travaux est mise en place par Lundström et al. (2009), (Figure 4-2). Enfin, il est à noter que les capacités de la modélisation de l'enracinement présentée dans nos travaux à traduire convenablement le comportement de l'ancrage racinaire lors de l'impact d'un bloc ont été montrées dans les travaux de Toe (2016).

La raideur d'enracinement (K_{root}) moyenne calibrée pour tous les arbres (C2 à C6 et JL1 à JL11) est de 7071 kNm/rad , avec un écart-type de 6200 kNm/rad soit 88 % de la valeur moyenne. Les arbres JL1 à JL11 ont une valeur de K_{root} moyenne plus faible que les arbres C2 à C6 avec respectivement 4248 kNm/rad en moyenne contre 13281 kNm/rad en moyenne. De plus, les arbres JL1 à JL11 ont une gamme de valeurs de K_{root} moins étendue et moins élevée, avec respectivement 1589 kNm/rad à 8500 kNm/rad contre 2257 kNm/rad à 26000 kNm/rad (Tableau 4-5). Il apparaît deux groupes de valeurs de (K_{root}) : un constitué des arbres JL1 à JL11 suivant la relation empirique de Jonsson et al. (2006) ($K_{root,p}$) et un groupe constitué des arbres C2 à C6, testés dans le chapitre 3, ne suivant pas cette relation empirique (Figure 4-6).

Les écarts entre les valeurs de K_{root} des arbres C2 à C6 et celles issues de la relation empirique de Jonsson et al. (2006) (K_{root_p}) vont de -17% à 626% , tandis que les écarts entre les valeurs de K_{root} des arbres JL1 à JL11 et celles de K_{root_p} vont seulement de -53% à 33% (Tableau 4-5). Il est à noter que les valeurs de K_{root} des arbres C2 à C6 sont calculées pour de plus faibles rotations de la base de l'arbre que pour les arbres JL1 à JL11 avec une valeur de 0.373° en moyenne contre 0.5° (Tableau 4-5). Ces différences de raideurs peuvent donc s'expliquer par le fait que la raideur d'enracinement de l'arbre présente un comportement non linéaire, avec un assouplissement progressif à mesure que la rotation de l'arbre augmente (Jonsson et al., 2006; T. Lundström et al., 2007). Par ailleurs, les arbres C2 à C6 ont un élancement plus faible (70 contre 76) et une proportion de houppier plus réduite (62 % contre 73 %) par rapport aux arbres JL1 à JL11 (cf. : Comparaison à des résultats issus de la littérature) et les lieux de tests sont à une altitude plus faible et sur un type de sol différent, ce qui pourrait aussi modifier le comportement mécanique de l'enracinement (Peltola et al., 2000).

Enfin, on observe que pour les arbres C2 à C6 les différences du fait de la calibration entre les valeurs de K_{root_i} , calculées de manière simpliste, et de K_{root} sont assez peu marquées avec une raideur de l'enracinement globalement plus importante à l'issue de la calibration, avec respectivement une valeur moyenne pour K_{root} de 14373 kNm/rad pour contre 13281 kNm/rad pour K_{root_i} (Figure 4-6, Tableau 4-5). Ces observations sont conformes à celles réalisées par Jonsson et al. (2006), qui observe une réduction de la raideur de l'enracinement observée jusqu'à 14 % du fait de la déstabilisation de l'arbre par son poids lors d'essais de *Pulling*. Les faibles écarts observés entre les valeurs de K_{root_i} et de K_{root} confirment l'intérêt d'utiliser la valeur de K_{root_i} comme une estimation de celle de K_{root} avant calibration, plutôt que d'utiliser la valeur prédite de K_{root_p} , qui présente des écarts plus importants, avec 14 % d'écart entre la valeur de K_{root_i} et celle de K_{root} pour les arbres C2 à C6 contre 65 % entre la valeur de K_{root_p} et celle de K_{root} (Figure 4-6, Tableau 4-5).

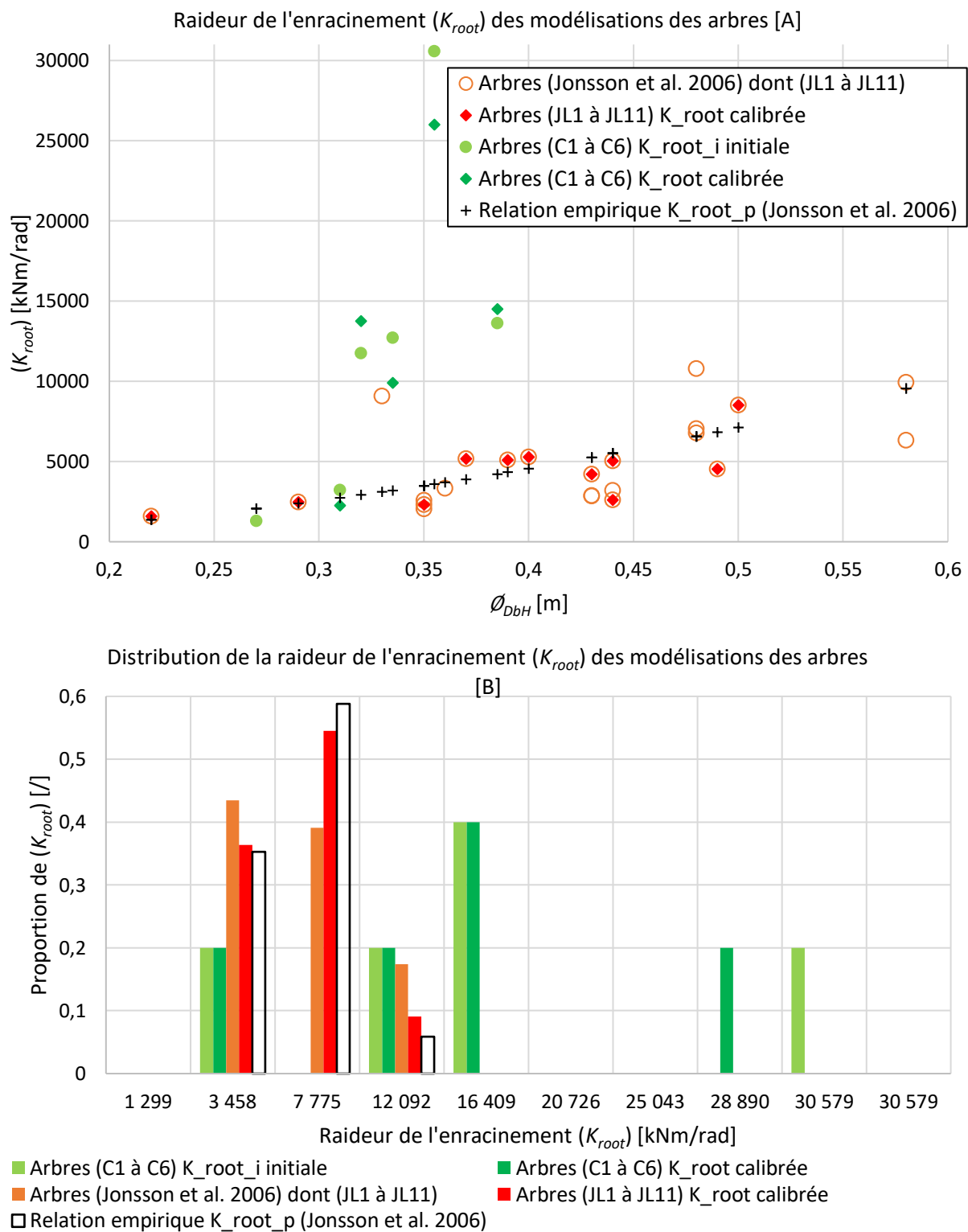


Figure 4-6 Raideur de l'enracinement des arbres modélisés

Raideurs de l'enracinement (K_{root}) calibrées. Les valeurs de K_{root} associées aux arbres JL1 à JL11 sont issues directement des travaux de Jonsson et al. (2006) (cercles oranges et losanges rouges). Les valeurs de K_{root} associées aux arbres C2 à C6 correspondent à une évaluation sans prise en compte de l'effet du poids de l'arbre (K_{root_i} – ronds vert clair) et à une calibration à l'aide de la modélisation de l'arbre (K_{root} – triangles vert foncé). Les valeurs de K_{root_p} (croix noires) sont calculées à l'aide de la relation empirique issue des travaux de Jonsson et al. (2006). [A] Raideurs de l'enracinement (K_{root}) des différents arbres modélisés. [B] distribution des Raideurs de l'enracinement (K_{root}), par intervalles de 4317 kNm/rad, des différents arbres modélisés.

Arbres modélisés	K_{root} calibré [kNm/rad]	K_{root_p} (Jonsson et al., 2006) [kNm/rad]	Écart [°]	Rotation maximale de l'enracinement [°]
JL1	5267	4548	0,16	0,5
JL2	5087	4324	0,18	0,5
JL3	4510	6825	-0,34	0,5
JL4*	2599	5503	-0,53	0,5
JL5*	4212	5256	-0,20	0,5
JL6	5033	5503	-0,09	0,5
JL7	1589	1376	0,15	0,5
JL8	2308	3482	-0,34	0,5
JL9	8500	7107	0,20	0,5
JL10*	5170	3892	0,33	0,5
JL11*	2450	2391	0,02	0,5
C2	2257	2732	-0,17	0,45
C3	9900	3190	2,10	0,26
C4	26000	3583	6,26	0,08
C5	14500	4214	2,44	0,14
C6	13750	2911	3,72	0,17

Tableau 4-5 Raideur de l'enracinement des arbres modélisés

Raideur de l'enracinement (K_{root}) calibrées. Les valeurs de K_{root} des arbres JL1 à JL11 sont issues directement des travaux de Jonsson et al. (2006). Les arbres JL4, JL5, JL10 et JL11 (*) n'ont été modélisés que pour des sollicitations de *PR* non destructives.

4.4.2.2 Raideur du tronc calibrée ($MOE = E_{elast}$)

La valeur moyenne du *MOE* de la modélisation calibrée de tous les arbres (C2 à C6 et JL1 à JL11) est de 7822 *MPa*, avec un écart-type de 1861 *MPa*, soit 24 % de la valeur moyenne. Les arbres JL1 à JL11 ont une valeur moyenne de *MOE* plus importante que les arbres C2 à C6 avec respectivement 8813 *MPa* en moyenne contre 7040 *MPa* en moyenne. Les arbres JL1 à JL11 ont une gamme de valeur de *MOE* plus étendue et plus élevée que les arbres C2 à C6 avec respectivement 6000 *MPa* à 13500 *MPa* contre 5250 *MPa* à 8750 *MPa*. Les valeurs des *MOE* calibrées sont du même ordre de grandeur que celles observées par Peltola et al. (2000), celles-ci ayant une valeur moyenne de 7730 *MPa* et un écart-type de 1940 *MPa* (Tableau 4-6).

La valeur initiale du *MOE* (E_{elast_i}) des arbres C2 à C6 est calculée à l'aide des efforts et déformations observés lors des essais de *PR* in situ, sans prise en compte de la déstabilisation induite par le poids de l'arbre (Tableau 3-6). Cette valeur de E_{elast_i} est plus faible que la valeur du *MOE* calibrée, avec une moyenne de 5243 *MPa*, soit 34 % d'écart. Ce phénomène est observé par Jonsson et al. (2006), où la non-prise en compte de l'effet du poids induit une sous-évaluation des raideurs de l'arbre, de 2 % à 19 %. Bien que cet écart soit plus important que l'écart entre les valeurs de K_{root_i} et celles de K_{root} , la méthode de calibration permet d'aboutir à une valeur de *MOE* calibrée réaliste. Ainsi, du fait de la gamme de variation plus réduite du *MOE* par rapport à celle de K_{root} avec un écart-type de respectivement 24 % de la moyenne contre 88 %, l'utilisation d'une valeur de *MOE* moyenne issue de la bibliographie comme valeur initiale avant calibration semble envisageable.

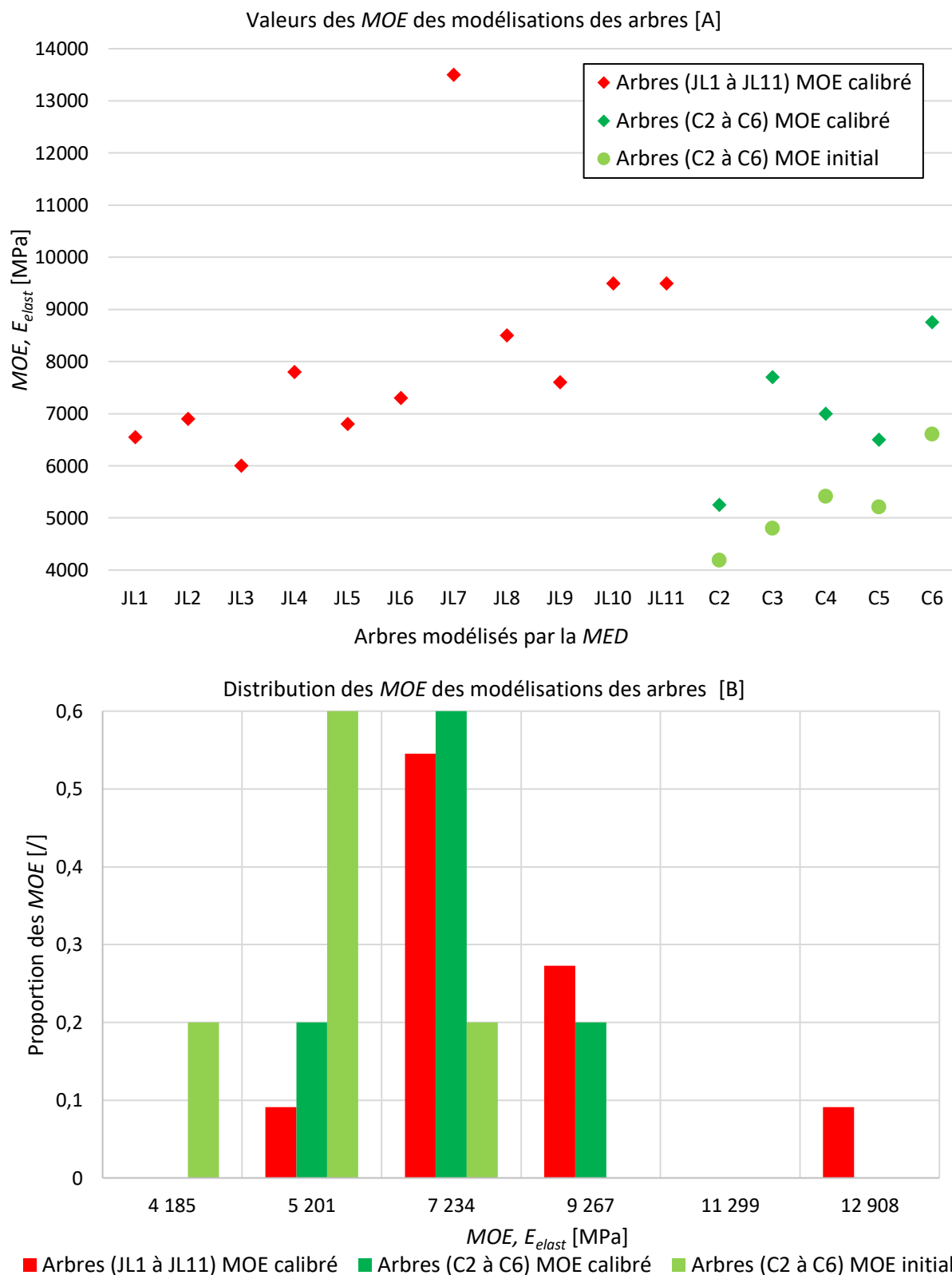


Figure 4-7 Raideur du tronc des arbres modélisés

Valeurs des raideurs du tronc (*MOE*) calibrées des modélisations des arbres ayant été testés par un essai de *PR*. Les valeurs des *MOE* des arbres JL1 à JL11 sont issues directement des travaux de Jonsson et al. (2006) (losange rouge). Les valeurs des *MOE* des arbres C2 à C6 sont issues d'une évaluation sans prise en compte de l'effet du poids de l'arbre (points vert clair) et des valeurs calibrées utilisées dans la modélisation de l'arbre (losange vert foncé). Graphique [A] : Valeur des *MOE* des différents arbres modélisés. Graphique [B] distribution des *MOE*, par intervalles de 2.032 *GPa*, des différents arbres modélisés.

Arbres modélisés	MOE calibré [MPa]	E_{elast_i} ou MOE initial [MPa]	Écart [/]
JL1	6550	6550	/
JL2	6900	6900	/
JL3	6000	6000	/
JL4*	7800	7800	/
JL5*	6800	6800	/
JL6	7300	7300	/
JL7	13500	13500	/
JL8	8500	8500	/
JL9	7600	7600	/
JL10*	9500	9500	/
JL11*	9500	9500	/
C2	5250	4185	0,25
C3	7700	4798	0,60
C4	7000	5414	0,29
C5	6500	5208	0,25
C6	8750	6608	0,32

Tableau 4-6 MOE des arbres modélisés

MOE calibrées et estimés in situ (E_{elast_i}) des modélisations par la MED des arbres. Les valeurs de MOE des arbres JL1 à JL11 sont issues directement des travaux de Jonsson et al. (2006). Les arbres JL4, JL5, JL10 et JL11 (*) n'ont été modélisés que pour des sollicitations de PR non destructives.

4.4.2.3 Masse de l'arbre (m_{arbre}) calibrée

La masse de l'arbre (m_{arbre}) moyenne de la modélisation calibrée de tous les arbres (C2 à C6 et JL1 à JL11) est de 1497 kg, avec un écart-type de 620 kg soit 41 % de la valeur moyenne. Les arbres JL1 à JL11 ont une valeur moyenne de m_{arbre} calibrée plus importante que les arbres C2 à C6 avec respectivement 1686 kg en moyenne contre 1081 kg en moyenne. De plus, arbres JL1 à JL11 ont une gamme de valeur de m_{arbre} plus étendue et plus élevée, avec 494 kg à 2773 kg contre 678 kg à 1365 kg pour les arbres C2 à C6 (Tableau 4-7). Pour les arbres JL1 à JL3 et JL6 à JL9, l'écart entre la valeur de m_{arbre} calibrée et celle mesurée in situ est compris entre -3 % et 37 % avec une moyenne de 13 %. Les valeurs de m_{arbre} calibrées ainsi que celles des m_{arbre} mesurées forment un seul groupe homogène, proportionnel à $\Phi_{DbH}^2 * l_{arbre}$, tandis que les valeurs de m_{arbre_p} pour les arbres JL1 à JL11 calculées à l'aide de l'Équation 4-2 sont légèrement inférieures (Figure 4-8), tout en restant proportionnelles à $\Phi_{DbH}^2 * l_{arbre}$.

La relation empirique mise en place pour prédire la masse de l'arbre (m_{arbre_p} – Équation 4-2) conduit à des valeurs de m_{arbre_p} plus faibles que celles des m_{arbre} calibrées ou mesurées in situ, avec une différence de -25 % en moyenne avec des écarts allant de -13 % à 88 %. Les écarts sont plus importants pour les arbres JL1 à JL11 que pour les arbres C2 à C6, avec respectivement -29 % en moyenne contre -18 % en moyenne. Bien que la relation empirique mise en place prenne en compte l'élanement et la proportion du houppier des arbres (Équation 4-2), elle n'est pas suffisamment performante pour prédire correctement la valeur de m_{arbre} . Les différences géométriques entre les arbres C2 à C6 et les arbres JL1 à JL11, telles que leur plus faible proportion de houppiers, leur plus faible dimension, et leur plus faible élanement, semblent limiter le phénomène de sous-évaluation de la valeur de m_{arbre} .

Pour les arbres JL1 à JL3 et JL6 à JL9, la méthode de calibration mise en place permet de réduire les écarts entre m_{arbre} calibrée et observées. Ainsi, bien que la conicité du tronc modélisée ait une influence sur la répartition des masses du modèle d'arbre, celle-ci a une influence limitée sur la valeur de m_{arbre} calibrée, qui reste proche celle observée. Enfin, l'utilisation des valeurs de m_{arbre_p} comme masse de l'arbre initiale avant calibration semble pertinente, car les valeurs de m_{arbre} calibrées restent proches de celles-ci ainsi que des valeurs de m_{arbre} observées (Figure 4-8).

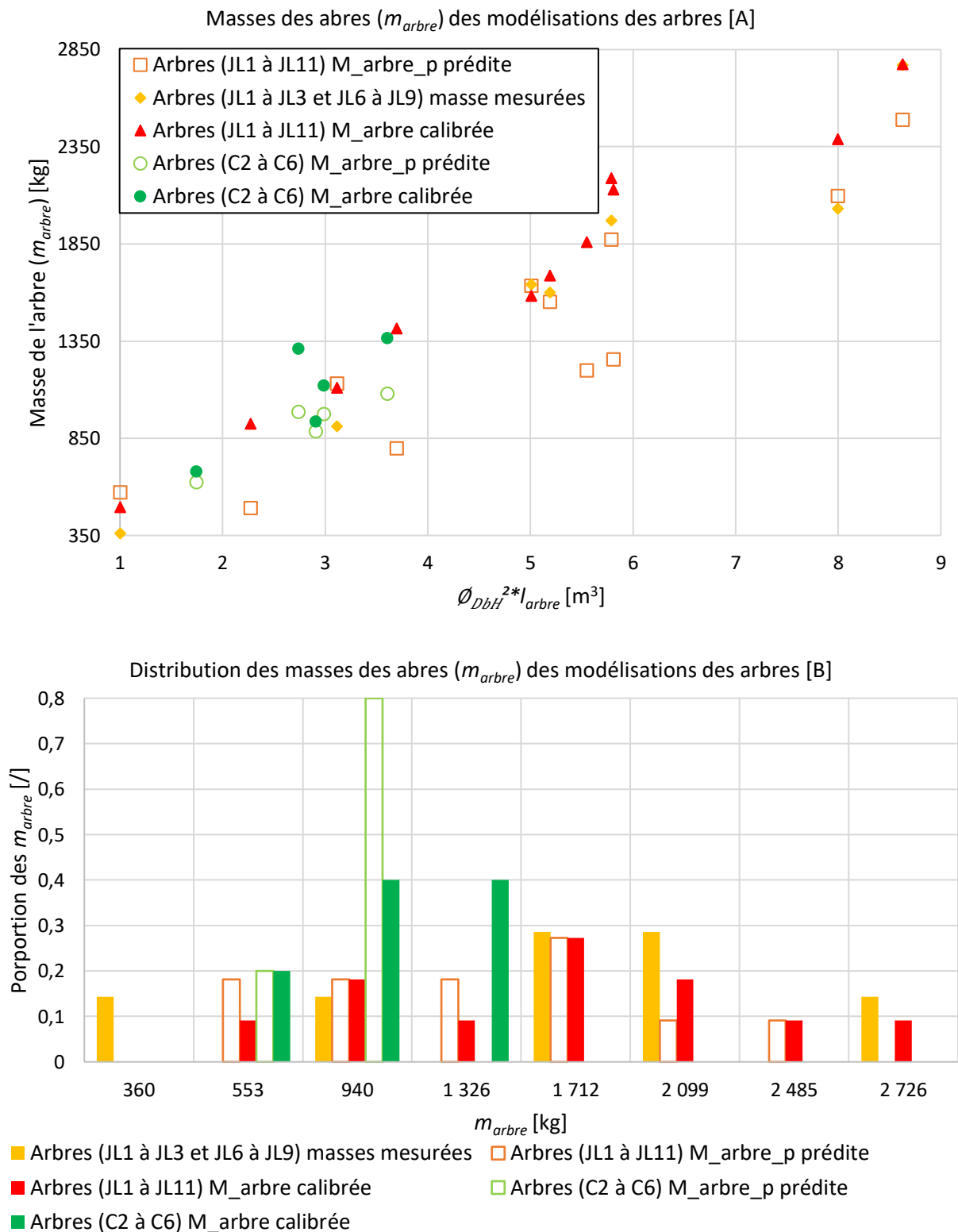


Figure 4-8 Masse des arbres modélisés

Masses des arbres (m_{arbre}) calibrées. Pour les arbres JL1 à JL11, les valeurs de m_{arbre} sont issues de la calibration de la modélisation de l'arbre (triangle rouge). Pour les arbres C2 à C6, les valeurs de m_{arbre} sont également issues de la calibration (point vert foncé). Pour les arbres JL1 à JL3 et JL6 à JL9, des valeurs de m_{arbre} mesurées sur le terrain (Lundström et al. (2009) - losange jaune) sont également disponibles. Les carrés orange et cercles verts correspondent aux m_{arbre_p} issues d'une relation empirique calculée à l'aide des données issues des travaux de Lundström et al. (2009) (Équation 4-2). [A] m_{arbre} des différents arbres modélisés. [B] distribution des valeurs de m_{arbre} , par intervalles de 386 kg, des différents arbres modélisés.

Arbres modélisés	m_{arbre} calibrée [kg]	m_{arbre_p} [kg]	m_{arbre} observée [kg]	Écart entre m_{arbre} calibrée et m_{arbre_p} [/]	Écart entre m_{arbre} calibrée et observée [/]
JL1	1581	1634	1640	-0,032	-0,036
JL2	1686	1552	1600	0,086	0,054
JL3	2388	2096	2030	0,139	0,176
JL4*	2128	1255	/	0,696	/
JL5*	1858	1199	/	0,550	/
JL6	2188	1872	1970	0,169	0,111
JL7	494	572	360	-0,136	0,372
JL8	1109	1131	910	-0,020	0,219
JL9	2773	2487	2770	0,115	0,001
JL10*	1415	799	/	0,772	/
JL11*	925	491	/	0,885	/
C2	678	623	/	0,088	/
C3	934	885	/	0,055	/
C4	1120	975	/	0,149	/
C5	1365	1078	/	0,266	/
C6	1309	985	/	0,328	/

Tableau 4-7 Masses des arbres modélisés

Masse des arbres (m_{arbre}) calibrées. Masses des arbres issues d'une relation empirique (m_{arbre_p}) calculée à l'aide des données issues des travaux de (Lundström et al., 2009) (Équation 4-2). Pour les arbres JL1 à JL3 et JL6 à JL9, des valeurs de m_{arbre} mesurées sur le terrain sont disponibles (m_{arbre} observées) (Lundström et al., 2009). (*) Les arbres JL4, JL5, JL10 et JL11 n'ont été modélisés que pour des sollicitations de PR non destructives et leur masse n'a pas été mesurée.

4.4.2.4 Masse de houppier (m_{Houpp}) calibrée

Les masses de houppiers (m_{Houpp}) calibrée pour tous les arbres (C2 à C6 et JL1 à JL11) ont une valeur moyenne de 242 kg et un écart-type de 140 kg, soit 58 % de la moyenne. Les arbres JL1 à JL11 ont une valeur moyenne de m_{Houpp} calibrée plus importante que les arbres C2 à C6 avec respectivement 302 kg en moyenne contre 110 kg en moyenne. De plus, les arbres JL1 à JL11 ont une gamme de valeur de m_{Houpp} plus étendue et plus élevée, avec 180 kg à 533 kg contre 15 kg à 250 kg pour les arbres C2 à C6 (Tableau 4-2). La valeur de m_{Houpp} est systématiquement plus faible que la masse de houppiers prédite (m_{Houpp_p}) et est relativement indépendante de la variable $\Phi_{DbH}^2 * l_{arbre}$, qui est la variable explicative de la masse de l'arbre (m_{arbre} , Équation 4-2) ainsi que de la masse du houppier prédite par construction (m_{Houpp_p} , Équation 4-3) (Figure 4-9).

La valeur de m_{Houpp_p} est calculée en retranchant la masse du tronc à la masse totale de l'arbre. Ainsi, la valeur de M_{Houpp_p} est proportionnelle à $\Phi_{DbH}^2 * l_{arbre}$ ainsi qu'à la longueur de houppier (l_{houpp}) (Équation 4-2, Équation 4-3, Figure 4-9). Du fait de cette formulation, la valeur de m_{Houpp_p} cumule les écarts issus du calcul de la valeur de m_{tronc} ainsi que de ceux du calcul de la valeur de m_{arbre_p} par rapport aux valeurs observées, ce qui peut induire des écarts importants avec la valeur de m_{Houpp} réelle.

La calibration de la masse de houppier permet d'ajuster la masse et l'inertie de la modélisation de l'arbre afin que celle-ci reproduise le comportement dynamique de l'arbre à un essai de PR. Ainsi, la calibration de la valeur de m_{Houpp} doit corriger tous les écarts issus des hypothèses simplificatrices émises lors de la modélisation de l'arbre, ce qui peut expliquer des écarts importants entre celle-ci et la valeur de m_{Houpp_p} . Ainsi, l'utilisation de m_{Houpp_p} comme valeur initiale avant la calibration du comportement mécanique du modèle d'arbre ne semble pas essentielle, même s'il n'est pas exclu que l'utilisation de m_{Houpp_p} ait participé aux faibles écarts entre m_{arbre} calibrée et observée (Figure 4-8).

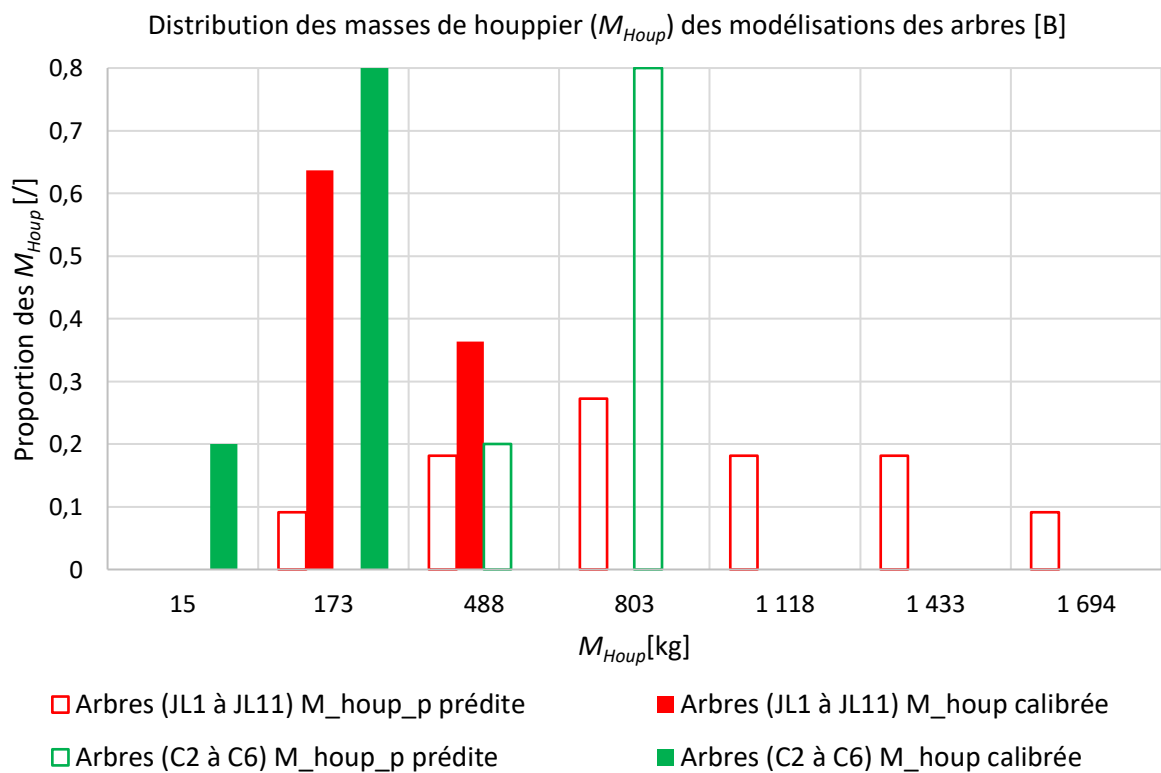
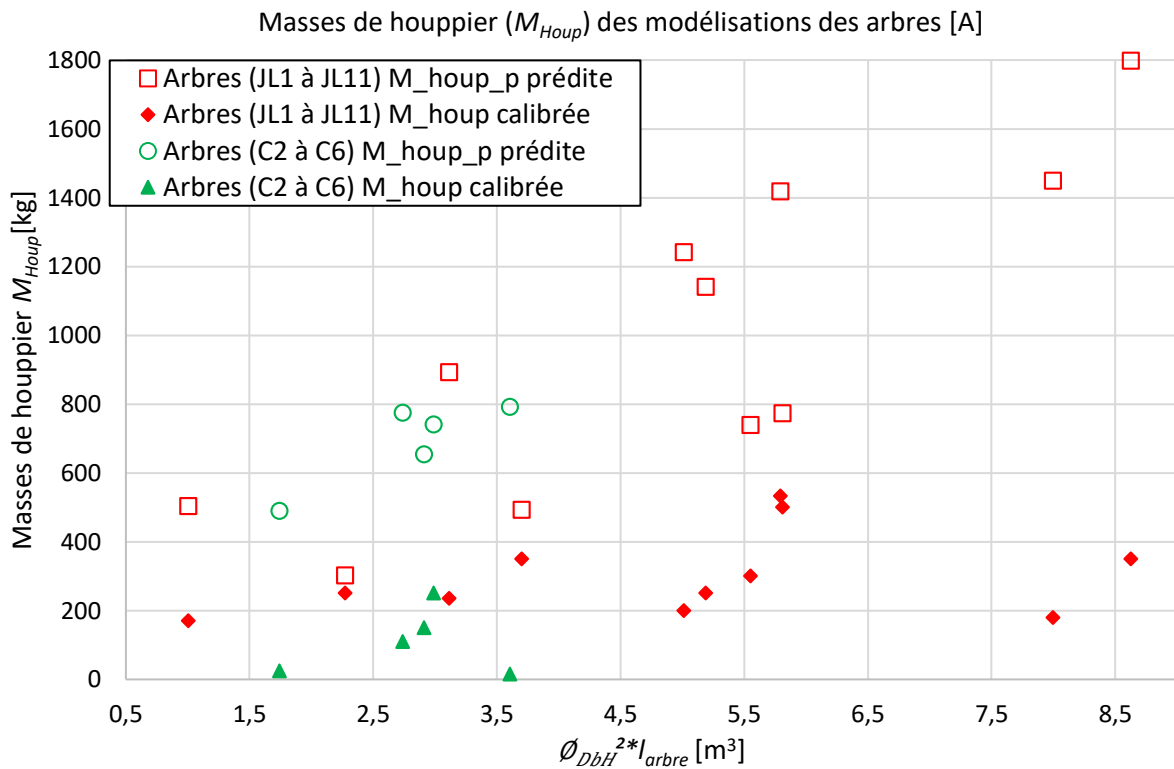


Figure 4-9 Masse de houppiers des arbres modélisés

Masses de houppiers (m_{Houp}) calibrées. Pour les arbres JL1 à JL11, les valeurs de m_{Houp} sont issues la calibration de la modélisation de l'arbre (losanges rouges). Pour les arbres C2 à C6, les valeurs de m_{Houp} sont également issues de la calibration (triangles verts). Les carrés rouges et cercles verts correspondent aux m_{Houp} issues d'une relation empirique calculée à l'aide des données issues des travaux de Lundström et al. (2009) (Équation 4-2). [A] m_{Houp} des différents arbres modélisés. [B] distribution des valeurs de m_{Houp} , par intervalles de 315 kg, des différents arbres modélisés.

4.4.3 Observations générales sur la calibration

Les m_{Houpp} ajustées sont significativement plus faibles que celles prédites à l'aide de la relation empirique issue des essais de Lundström et al. (2009), même lors de la calibration des arbres de ces essais. La modélisation du tronc comme un cône tronqué avec une masse en tête avec la masse du houppier répartie de manière uniforme (Figure 4-1) n'est ainsi pas satisfaisante vis-à-vis de ce critère.

Il n'a été nécessaire de réduire la densité du tronc (D_{tronc}) de la modélisation de l'arbre par la *MED* (de 866 kg/m^3 à 750 kg/m^3) que pour un seul des arbres testés (C6) afin de réduire la masse totale de l'arbre pour que la modélisation ait la même fréquence fondamentale que celle observée. Cette valeur de D_{tronc} reste dans la même gamme de valeur que dans les travaux de Tor Lundström et al. (2007a), avec des densités observées pour des épicéas (*Picea abies* (L. Karst)) allant de 450 kg/m^3 à 950 kg/m^3 et le plus souvent entre 600 kg/m^3 et 950 kg/m^3 .

La simulation de la réponse libre de la modélisation dure 50 s, ce qui permet une résolution fréquentielle de 0.02 Hz, soit au maximum $\pm 4\%$ de la fréquence fondamentale des arbres modélisés. Par ailleurs, le comportement mécanique de cette modélisation est peu sensible aux changements de masses et de raideurs, de manière analogue à un système masse-ressort. Par analogie, dans le cas d'un système masse-ressort, la masse intervient à la racine carrée dans la prédiction de la fréquence, tout comme la raideur (Équation 2-20). Cette faible sensibilité induit une diversité dans les valeurs de raideurs et de masses du modèle dont la fréquence de résonance est dans la gamme de résolution fréquentielle de la fréquence cible de la calibration.

L'évolution du comportement dynamique de l'arbre lorsque les raideurs du tronc et de l'enracinement (MOE et K_{root}) sont modifiées est fortement non linéaire. Une faible modification d'une raideur induira une faible modification de la réponse de l'arbre, tandis qu'une modification légèrement plus importante d'une raideur induira une modification beaucoup plus importante de la réponse de l'arbre. Ce phénomène est dû à l'effet de la déstabilisation de l'arbre par son poids, qui augmente la déformation de celui-ci dès qu'il est significativement déformé. Ainsi, pour de faibles déformations de l'arbre, plusieurs couples de raideurs du tronc et de l'enracinement (MOE et K_{root}) induisent des déformations suffisamment proches des valeurs cibles de la calibration pour être considérés comme satisfaisants.

L'utilisation de relations empiriques et de relations analytiques simplifiées pour déterminer des valeurs initiales des raideurs du tronc et de l'enracinement (MOE et K_{root}) ainsi que pour déterminer les valeurs initiales des masses de l'arbre (m_{arbre_p} , m_{Houpp}) permet de limiter les écarts entre les valeurs calibrées et les valeurs réalistes observées in situ. Les hypothèses simplificatrices mises en place lors de la modélisation de l'arbre pouvant cependant générer des écarts entre les valeurs calibrées et observées.

4.4.4 Comportement de la modélisation par la MED calibrée à l'impact

4.4.4.1 Modélisation du matériau bois

La loi de comportement mécanique du matériau bois dans la modélisation par la MED proposée est constituée de différentes sections linéaires dont le point d'inflexion (σ_{Elast}) est défini comme étant une fraction de la contrainte maximale admissible par le matériau (σ_{rupt}) (Figure 4-4, Figure 4-1, Équation 4-9). De la même manière, les pentes des différentes sections linéaires sont définies comme une fraction de la pente correspondant au module d'Young du matériau (Équation 4-10, Équation 4-11). Les coefficients utilisés (α_{Elast} , α_{plast} , $\alpha_{décharge}$) sont issus des travaux d'Olmedo (2015) réalisés sur du hêtre (*Fagus sylvatica*) et appliqués directement à l'épicéa. Dans les travaux de Lundström et al. (2009) une approche différente est mise en place : le matériau bois est modélisé à l'aide d'une loi élastoplastique parfaite. De plus, les points d'inflexion entre les différentes phases du comportement mécanique du matériau lors d'une phase de chargement sont définis par leur déformation, et non leur contrainte : le matériau suit une loi de comportement élastique jusqu'à $0.91 * \frac{\sigma_{rupt}}{E_{elast}}$ puis une loi plastique parfaite jusqu'à $2.4 * 0.91 * \frac{\sigma_{rupt}}{E_{elast}}$ où la rupture intervient. Dans le cas de la modélisation proposée ici, la plastification du matériau intervient pour une déformation de celui-ci 30 % plus faible et la rupture pour une déformation 6 % plus faible. Ainsi, le matériau proposé ici a une déformation à la rupture plus réduite, avec une plastification intervenant plus rapidement.

Par ailleurs, les valeurs de contraintes à la rupture (*MOR* ou σ_{rupt}) du matériau mis en place dans la modélisation présentée ici sont issues des travaux de T. Lundström et al. (2008). Elles varient de 44.4 MPa à 63.1 MPa. Ces valeurs sont dans les gammes de valeur de celles observées pour des sections d'épicéa (Dorren et Berger, 2006; Lundström et al., 2009; Tor Lundström et al., 2008; Peltola et al., 2000, 1999). Les propriétés mécaniques du matériau sont homogènes le long du tronc de l'arbre, comme dans modélisation de l'arbre utilisée dans les travaux de Lundström et al. (2009).

4.4.4.2 Description générale des impacts générés

La valeur moyenne de l'énergie perdue par le bloc lors des impacts (W_{cap}) toutes modalités confondues, est de 119 kJ, avec un écart-type de 83 kJ, soit 69 % de la moyenne. Les relations empiriques ($W_{capL2009}$, Équation 4-12 et $W_{capDB2006}$, Équation 4-13) prédisent une valeur moyenne de W_{cap} de 88 kJ et 159 kJ, avec des écarts-types de 41 kJ et 71 kJ, soit respectivement 47 % et 44 % de la moyenne (Tableau 4-8). La moyenne de la proportion d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact (ΔW_{cap} , Équation 4-14) est de 0.62, avec un écart-type de 0.25 soit 40 % de la moyenne. Les valeurs moyennes de ΔW_{cap} déduites des relations empiriques ($\Delta W_{capL2009}$ et $\Delta W_{capDB2006}$, Équation 4-15 et Équation 4-16) sont respectivement de 0.5 et 0.96, avec des écarts-types de 0.32 soit 64 % de la moyenne et 0.29, soit 41 % de la moyenne (Tableau 4-10).

Les simulations d'impact produisent des valeurs de W_{cap} proches de celles prédites par les relations empiriques ($W_{capL2009}$, $W_{capDB2006}$). De plus, les valeurs de W_{cap} issues de la modélisation sont proches de celles observées in situ ($W_{capL2009-ob}$) (Tableau 4-9). Ainsi, les valeurs de W_{cap} issues des simulations sont proches de la relation empirique issue des travaux de Dorren et Berger (2006) ($W_{capDB2006}$) pour les impacts à plus hautes énergies (modalité 2), avec un écart moyen de -2% et de la relation empirique issue des travaux de Lundström et al. (2009) pour ceux à plus basses énergies (modalité 1 et 1bis, écarts moyens respectivement de -27% et -6%). Il en est de même pour la valeur de ΔW_{cap} (Tableau 4-11), avec respectivement des écarts moyens pour les modalités 1, 1bis et 2 de -15% , -6% et -2% .

De plus, la modélisation proposée a tendance à surévaluer la valeur de W_{cap} par rapport à celle de $W_{capL2009}$ à mesure que l'énergie initiale du bloc augmente. Ainsi, la valeur de W_{cap} est plus faible que celle de $W_{capL2009}$ pour des impacts sollicitant moyennement l'arbre (modalité 1 et 1bis) avec -27% et -6% d'écart en moyenne, tandis que la valeur de W_{cap} est plus importante pour les impacts de modalité 2, avec 93% d'écart en moyenne (Tableau 4-9). Il en est de même pour la valeur de ΔW_{cap} , qui est sous-évaluée pour les impacts les moins énergétiques et surévalués pour les impacts les plus énergétiques (Tableau 4-11), avec un écart avec la valeur de $\Delta W_{capL2009}$ de -15% et -6% pour la modalité 1 et 1 bis de 93% pour la modalité 2.

Les relations empiriques issues des travaux de Dorren et Berger (2006) et ceux de Lundström et al. (2009) ($W_{capL2009}$, $W_{capDB2006}$) ne prennent pas en compte l'énergie initiale du bloc dans le calcul de W_{cap} . Ainsi, lorsque l'énergie d'impact dépasse la plage d'énergie initiale du bloc sur lesquelles elles sont ajustées, ces relations sous-évaluent les valeurs de W_{cap} ainsi que celles de ΔW_{cap} (Tableau 4-9, Tableau 4-11), du fait qu'une part croissante de l'énergie du bloc perdue lors de l'impact est transférée à l'arbre lors de sa mise en mouvement.

Modalité d'impact		W_{cap} [kJ]	$W_{capL2009}$ [kJ]	$W_{capL2009-ob}$ [kJ]	$W_{capDB2006}$ [kJ]
Modalité1	Minimum	4,40	23,70	11,00	43,90
	Moyenne	80,64	106,26	107,14	186,06
	Maximum	118,80	170,00	169,00	292,80
	Écart-type	39,05	49,40	54,08	80,39
	Proportion de la moyenne	0,48	0,46	0,5	0,43
Modalité1 bis	Minimum	62,90	59,00	/	97,10
	Moyenne	66,16	71,74	/	122,08
	Maximum	69,00	91,00	/	160,10
	Écart-type	2,43	11,42	/	22,50
	Proportion de la moyenne	0,04	0,16	/	0,18
Modalité2	Minimum	25,40	22,10	/	43,90
	Moyenne	164,21	83,28	/	159,40
	Maximum	330,80	158,80	/	292,80
	Écart-type	93,84	39,90	/	70,53
	Proportion de la moyenne	0,57	0,48	/	0,44

Tableau 4-8 Quantité d'énergie perdue par le bloc au cours des impacts

Quantité d'énergie perdue par le bloc au cours des impacts W_{cap} selon les différentes modalités d'impact (Tableau 4-4). Les valeurs de W_{cap} , sont issues de la modélisation de l'arbre. Les valeurs ($W_{capL2009}$, $W_{capDB2006}$), sont issues respectivement des relations empiriques issues les travaux de Lundström et al. (2009) (Équation 4-12) et de Dorren et Berger (2006) (Équation 4-13). Les valeurs de $W_{capL2009-ob}$ sont issues d'observations ou d'extrapolations réalisées lors des travaux de Lundström et al. (2009).

Modalité d'impact		Écart entre W_{cap} et $W_{capL2009}$ [/]	Écart entre W_{cap} et $W_{capL2009-ob}$ [/]	Écart entre W_{cap} et $W_{capDB2006}$ [/]
Modalité1	Minimum	-0,82	-0,60	-0,90
	Moyenne	-0,27	-0,27	-0,60
	Maximum	0,41	0,12	-0,38
	Écart-type	0,34	0,21	0,16
	Proportion de la moyenne	-1,22	-0,76	-0,27
Modalité1 bis	Minimum	-0,25	/	-0,57
	Moyenne	-0,06	/	-0,44
	Maximum	0,08	/	-0,34
	Écart-type	0,13	/	0,09
	Proportion de la moyenne	-2,29	/	-0,21
Modalité2	Minimum	0,15	/	-0,42
	Moyenne	0,93	/	-0,02
	Maximum	2,66	/	0,49
	Écart-type	0,64	/	0,27
	Proportion de la moyenne	0,69	/	-15,51

Tableau 4-9 Comparaison de la quantité d'énergie perdue par le bloc au cours des impacts

Écart entre l'énergie perdue par le bloc au cours des impacts issue de la modélisation W_{cap} et les différentes relations empiriques et observations (Dorren et Berger, 2006; Lundström et al., 2009) ($W_{capL2009}$, $W_{capL2009-ob}$ et $W_{capDB2006}$) selon les différentes modalités d'impact (Tableau 4-4, Équation 4-12, Équation 4-13).

Modalité d'impact		ΔW_{cap} [/]	$\Delta W_{capL2009}$ [/]	$\Delta W_{capL2009-ob}$ [/]	$\Delta W_{capDB2006}$ [/]
Modalité1	Minimum	0,54	0,69	0,86	1,00
	Moyenne	0,76	0,93	0,96	1,00
	Maximum	0,97	1,00	1,00	1,00
	Écart-type	0,13	0,11	0,05	0,00
	Proportion de la moyenne	0,17	0,12	0,05	0,00
Modalité1 bis	Minimum	0,70	0,66	/	1,00
	Moyenne	0,74	0,80	/	1,00
	Maximum	0,77	1,00	/	1,00
	Écart-type	0,03	0,12	/	0,00
	Proportion de la moyenne	0,04	0,15	/	0,00
Modalité2	Minimum	0,08	0,07	/	0,13
	Moyenne	0,49	0,25	/	0,47
	Maximum	0,98	0,47	/	0,87
	Écart-type	0,28	0,12	/	0,21
	Proportion de la moyenne	0,57	0,47	/	0,44

Tableau 4-10 Proportion d'énergie perdue par le bloc au cours des impacts

Proportion d'énergie perdue par le bloc au cours des impacts (ΔW_{cap} , Équation 4-14) selon les différentes modalités d'impact (Tableau 4-4). Les valeurs de ΔW_{cap} , sont issues de la modélisation de l'arbre. Les valeurs ($\Delta W_{capL2009}$, $\Delta W_{capDB2006}$), sont issues respectivement des relations empiriques issues des travaux de Lundström et al. (2009) (Équation 4-15) et de Dorren et Berger (2006) (Équation 4-16). Les valeurs de $\Delta W_{capL2009-ob}$ sont issues d'observations ou d'extrapolations réalisées lors des travaux de Lundström et al. (2009) (Équation 4-17).

Modalité d'impact		Écart entre ΔW_{cap} et $\Delta W_{capL2009}$ [/]	Écart entre ΔW_{cap} et $\Delta W_{capL2009-ob}$ [/]	Écart entre ΔW_{cap} et $\Delta W_{capDB2006}$ [/]
Modalité1	Minimum	-0,46	-0,46	-0,46
	Moyenne	-0,15	-0,20	-0,24
	Maximum	0,41	0,12	-0,03
	Écart-type	0,25	0,16	0,13
	proportion de la moyenne	-1,62	-0,80	-0,54
Modalité1 bis	Minimum	-0,24	/	-0,30
	Moyenne	-0,06	/	-0,26
	Maximum	0,08	/	-0,23
	Écart-type	0,13	/	0,03
	proportion de la moyenne	-2,32	/	-0,10
Modalité2	Minimum	0,15	/	-0,42
	Moyenne	0,93	/	-0,02
	Maximum	2,66	/	0,49
	Écart-type	0,64	/	0,27
	proportion de la moyenne	0,69	/	-15,51

Tableau 4-11 Comparaison de la proportion d'énergie perdue par le bloc au cours des impacts

Écart entre la proportion d'énergie initiale du bloc perdue par celui-ci au cours des impacts issue de la modélisation (ΔW_{cap} , Équation 4-14) et des différentes relations empiriques et observations (Dorren et Berger, 2006; Lundström et al., 2009) ($\Delta W_{capL2009}$, $\Delta W_{capL2009-ob}$ et $\Delta W_{capDB2006}$) selon les différentes modalités d'impact (Tableau 4-4, Équation 4-15, Équation 4-16, Équation 4-17).

4.4.4.3 Effet du rebond du bloc sur W_{cap} et ΔW_{cap}

Lorsque l'énergie d'impact (EJ_{imp}) est faible (modalité 1 et modalité 1bis, Tableau 4-4), on observe de façon quasi systématique le rebond du bloc, tandis que, pour des énergies d'impact plus importantes (modalité 2), le bloc ne rebondit plus du fait de la rupture de l'arbre à la suite de l'impact (Figure 4-10).

La valeur de W_{cap} des impacts pour lesquels il y a rebond est plus faible et proche de la valeur prédite $W_{capL2009}$, avec un écart de -18% . Tandis que la valeur de W_{cap} des impacts pour lesquels il n'y a pas de rebond est plus proche de la valeur prédite $W_{capDB2006}$, avec un écart moyen de 7% (Figure 4-10).

On observe que pour les impacts pour lesquels il y a rebond du bloc (modalité 1 et modalité 1bis), les valeurs de ΔW_{cap} sont plus importantes, avec une valeur moyenne de ΔW_{cap} de 75% . À l'inverse, on observe des valeurs de ΔW_{cap} plus faibles pour les impacts pour lesquels il y a rupture de l'arbre sans rebond du bloc (modalité 2), avec une valeur moyenne de ΔW_{cap} de 49% (Tableau 4-10, Figure 4-11).

De la même manière que pour W_{cap} on observe que les valeurs de ΔW_{cap} des impacts de modalité 1 et 1bis sont proches, tout en étant plus faibles, des valeurs prédites $\Delta W_{capL2009}$ avec un écart moyen de -11% , tandis que les valeurs de ΔW_{cap} des impacts de modalité 2 sont proches des valeurs prédites $\Delta W_{capL2009}$ avec un écart moyen de -2% (Tableau 4-11, Figure 4-11).

Ainsi, les impacts avec une énergie initiale faible (modalités 1 et 1bis) sont des impacts pour lesquels il y a rebond du bloc. Du fait du rebond, l'énergie résiduelle du bloc à l'issue de l'impact correspond à l'énergie restituée au bloc par l'arbre au cours de l'impact. La proportion d'énergie restituée est cependant faible, la valeur de ΔW_{cap} étant importante pour ces modalités d'impacts. Ce type d'impact est relativement bien décrit par les relations empiriques issues des travaux de Lundström et al. (2009) ($W_{capL2009}$, Équation 4-12 et $\Delta W_{capL2009}$, Équation 4-15). À l'inverse, pour les impacts avec une énergie initiale plus importante (modalité 2), où il n'y a pas de rebond du bloc, l'énergie résiduelle du bloc correspond à une part de son énergie initiale n'ayant pas pu être mobilisée lors de l'impact, du fait notamment de la destruction de l'arbre. Ce type d'impact étant par ailleurs relativement mieux décrit par les relations empiriques issues des travaux de Dorren et Berger (2006) ($W_{capDB2006}$, Équation 4-13 et $\Delta W_{capDB2006}$, Équation 4-17).

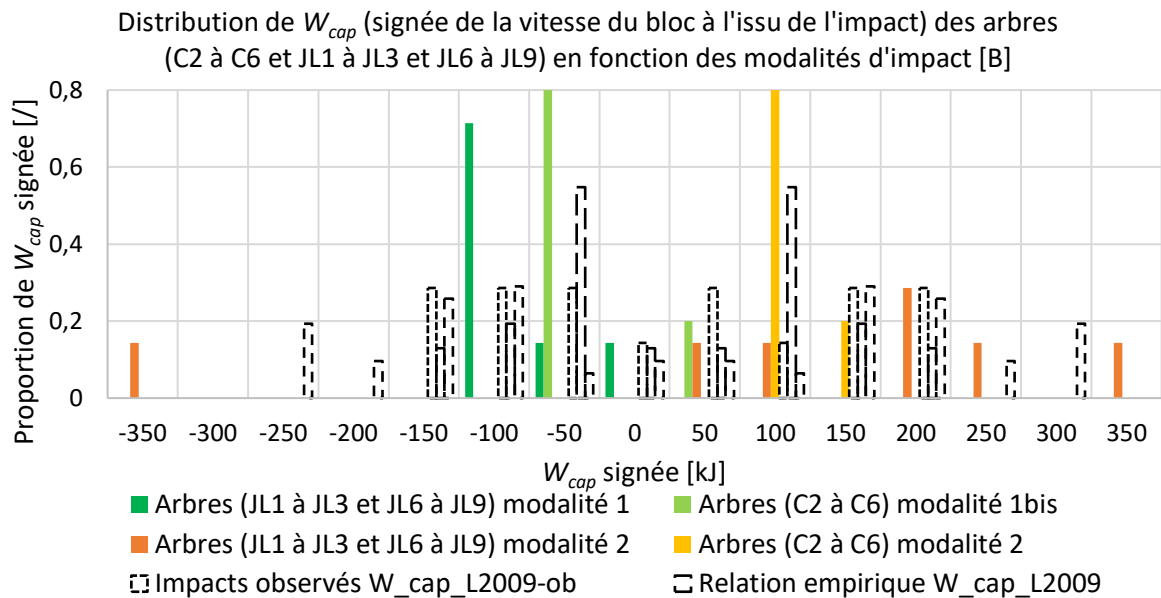
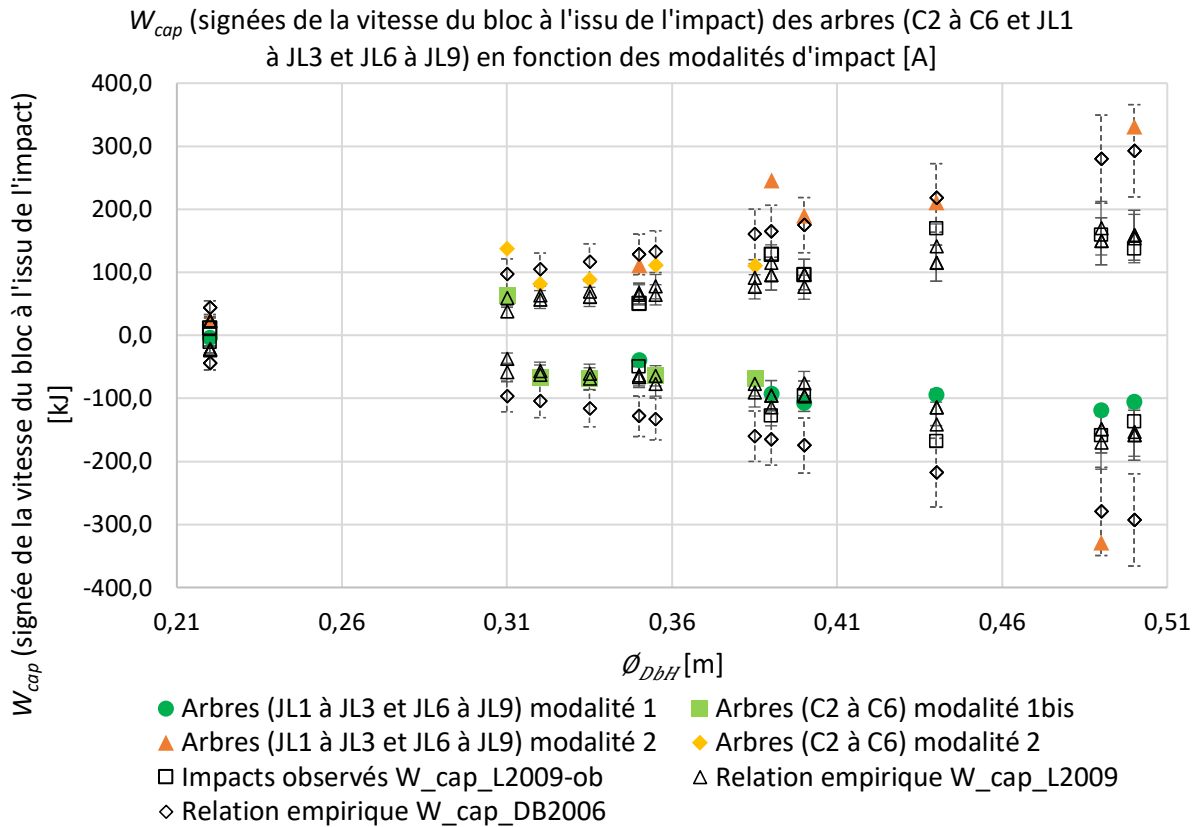


Figure 4-10 Quantité d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact signée par la vitesse du bloc

Quantité d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact W_{cap} signée par la vitesse du bloc à l'issue de l'impact en fonction des différentes modalités d'impact (Tableau 4-4). Le rebond du bloc est représenté par des valeurs négatives de valeur de W_{cap} . Valeurs de W_{cap} des arbres JL1 à JL3 et JL6 à JL9 : Cercles vert foncé pour la modalité 1, triangles orange pour la modalité 2. Valeurs de W_{cap} des arbres C2 à C6 : carrés vert clair pour la modalité 1bis, losanges jaunes pour la modalité 2. Valeurs issues des relations empiriques : $W_{capL2009}$, triangles vides noirs, (Équation 4-12, Lundström et al. (2009)) et $W_{capDB2006}$, losanges vides noirs, (Équation 4-13, Dorren et Berger (2006)). Valeurs issues d'observation : $W_{capL2009-ob}$, carrés vides noirs, (Lundström et al., 2009). Les barres d'erreurs correspondent à $\pm 20\%$ des valeurs prédites par les relations empiriques. Graphique [A] : Valeur de W_{cap} des différentes modalités d'impact. Graphique [B] : Distribution de W_{cap} des différentes modalités d'impacts, par intervalles de 50 kJ.

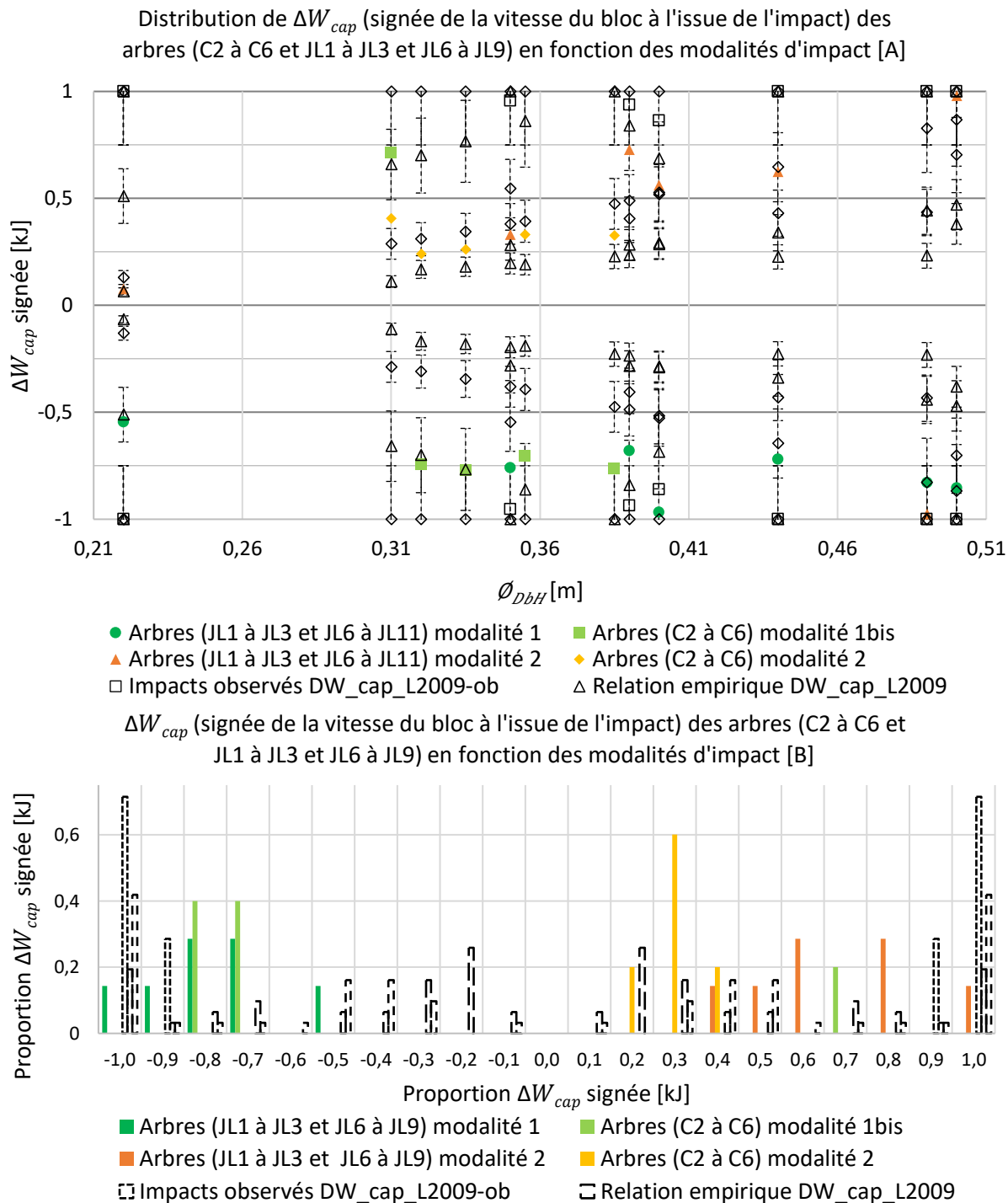


Figure 4-11 Proportion d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact signée par la vitesse du bloc

Proportion d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact (ΔW_{cap}) signée par la vitesse du bloc à l'issue de l'impact en fonction des différentes modalités d'impact (Tableau 4-4). Le rebond du bloc est représenté par des valeurs négatives de valeur de ΔW_{cap} . Valeurs de ΔW_{cap} des arbres JL1 à JL3 et JL6 à JL9 : Cercles vert foncé pour la modalité 1, triangles orange pour la modalité 2. Valeurs de ΔW_{cap} des arbres C2 à C6 : carrés vert clair pour la modalité 1bis, losanges jaunes pour la modalité 2. Valeurs issues des relations empiriques : $\Delta W_{capL2009}$, triangles vides noirs, (Équation 4-15, Lundström et al. (2009)) et $\Delta W_{capDB2006}$, losanges vides noirs, (Équation 4-16, Dorren et Berger (2006)). Valeurs issues d'observation : $\Delta W_{capL2009-ob}$, carrés vides noirs, (Équation 4-17, Lundström et al. (2009)). Les barres d'erreurs correspondent à $\pm 20\%$ des valeurs prédites par les relations empiriques. Graphique [A] : Valeur de ΔW_{cap} des différentes modalités d'impact. Graphique [B] : Distribution de ΔW_{cap} des différentes modalités d'impacts, par intervalles de 10 %.

4.5 Conclusions

Dans ce chapitre, une modélisation par la *MED* de l'arbre est mise en place et calibrée, dans le but d'ajuster ses réponses statique et dynamique pour que celles-ci correspondent à celles observées lors d'essais de *PR* non destructifs réalisés dans le chapitre 3 et issus de la bibliographie (Jonsson et al., 2007, 2006). Une fois les modélisations des arbres calibrées, celles-ci ont été utilisées pour simuler des impacts, selon des modalités représentatives d'impacts issus de la bibliographie, afin de comparer les quantités d'énergies perdues par le bloc lors des impacts (W_{cap} issues des simulations avec celles observées ($W_{cap_{L2009-ob}}$) et prédites ($W_{cap_{L2009}}$, $W_{cap_{DB2006}}$) par les relations empiriques issues la bibliographie (Dorren et Berger, 2006; Lundström et al., 2009).

À l'aide de ces résultats, il est possible de tirer plusieurs conclusions :

- Les modules d'Young calibrés (MOE ou E_{elast}) des arbres testés au chapitre 3 (C2 à C6) sont légèrement inférieurs à ceux de la bibliographie, tout en restant dans des valeurs observées in situ.
- Les raideurs d'enracinement calibrées (K_{root}) sont significativement plus importantes pour les arbres C2 à C6 que pour ceux issus de la bibliographie (JL1 à JL11). Ces écarts semblent être en partie induits par les différences de rotation de l'enracinement lors des différents essais de *PR* réalisés in situ.
- Les masses totales des arbres calibrées (m_{arbre}) sont légèrement supérieurs à celles observées et prédites (m_{arbre_p}). Cet écart est plus important pour les arbres de plus grandes dimensions, les plus élancés et avec la plus grande proportion de houppiers.
- L'ajustement de la masse des arbres (m_{arbre}) au travers de la masse du houppier calibrée (m_{Houp}) permet de calibrer la réponse dynamique du modèle. Les écarts entre les masses calibrées et prédites permettent de compenser la différence de répartition des masses entre la modélisation et les arbres testés in situ.
- L'utilisation de relations empiriques et de relations analytiques simplifiées afin de déterminer grossièrement les valeurs des grandeurs à calibrer permet de limiter la diversité de jeux de grandeurs calibrées.
- Les écarts entre les valeurs de W_{cap} issues de la modélisation et celles issues des relations empiriques sont plus faibles lorsque les impacts simulés correspondent à ceux ayant servi à la mise en place des relations empiriques.
- Les valeurs de W_{cap} issues de la modélisation sont proches de celles observées ($W_{cap_{L2009-ob}}$) ou prédites ($W_{cap_{L2009}}$, $W_{cap_{DB2006}}$) (écart entre -27% et -2%), et sont sur évaluées à mesure que la quantité d'énergie initiale du bloc augmente.

- Les relations empiriques permettant de prédire la valeur de W_{cap} correspondent à deux types de comportements de l'arbre à l'impact. La relation empirique issue des travaux de Lundström et al. (2009) ($W_{capL2009}$) correspond à des impacts à plus faible énergie pouvant induire typiquement un rebond du bloc, tandis que celle issue des travaux de Dorren et Berger (2006) ($W_{capDB2006}$) correspond à des impacts à plus forte énergie pouvant induire typiquement la destruction de l'arbre. La même remarque peut être faite entre la proportion d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact issue des simulations (ΔW_{cap}) et prédites par des relations empiriques ($\Delta W_{capL2009}$ et $\Delta W_{capDB2006}$).

À l'aide de la modélisation par la *MED* de l'arbre présentée dans ce chapitre, il est possible de simuler le comportement à l'impact de l'arbre à l'aide de l'observation de son comportement statique et dynamique à un essai non destructif de type *PR*.

Cette modélisation est utilisée dans le chapitre 5 pour mettre en place une campagne de simulation d'impacts, afin d'identifier les grandeurs caractérisant l'arbre et l'impact qui ont une influence sur la vulnérabilité de l'arbre à l'impact. La calibration de cette modélisation afin qu'elle soit représentative d'arbres mécaniquement réalistes sera basée sur celle mise en place dans ce chapitre, à savoir l'ajustement des masses et des raideurs du modèle afin que la fréquence de résonance de celui-ci respecte les observations réalisées in situ.

Enfin, le protocole de mesure développé dans le chapitre 3, couplé à la modélisation de l'arbre et à la méthode de calibration de celle-ci présentées dans ce chapitre peuvent directement être employés afin de caractériser directement le comportement d'un arbre à l'impact.

5 Prédiction de la vulnérabilité de l'arbre : construction d'un métamodèle.

5.1 Introduction

L'objectif des travaux présentés dans ce chapitre est d'identifier les grandeurs qui permettent de prédire la vulnérabilité de l'arbre à l'impact. L'analyse détaillée de l'endommagement des arbres à l'issue d'un impact, au travers de la mise en place d'une campagne de simulation d'impacts, est tout d'abord présentée. Une approche basée sur la création et l'utilisation de métamodèles permettant la prédiction de la vulnérabilité des arbres est ensuite proposée.

Les arbres sont modélisés à l'aide de l'approche développée dans le chapitre 4. Un ensemble d'arbres, avec des dimensions variées et un comportement mécanique réaliste, est sollicité à des localisations variées par un ensemble de blocs de caractéristiques dimensionnelles variées, afin de produire un ensemble varié de conditions d'impact. L'endommagement de l'arbre est caractérisé par deux ou quatre classes d'endommagement, définissant sa vulnérabilité. La vulnérabilité de l'arbre est enfin prédite à l'aide d'un métamodèle permettant de relier la classe d'endommagement d'un arbre à ses caractéristiques mécaniques et dimensionnelles ainsi qu'aux caractéristiques de l'impact.

Un ensemble d'arbres au comportement statique et dynamique réaliste est tout d'abord généré à l'aide d'une méthode adaptée de la calibration de la modélisation utilisée dans le chapitre 4. Dans cette approche, un premier ensemble d'arbres est généré à l'aide de relations empiriques issues des travaux de Jonsson et al. (2006), Lundström et al. (2008, 2007) et Toe (2016) dans les gammes de grandeurs de ceux-ci. Certains arbres sont ensuite exclus de l'analyse selon des critères de réalisme de leur réponse statique et dynamique, afin de définir un ensemble d'arbres aux comportements mécaniques réalistes.

Un ensemble de conditions d'impact est ensuite généré, avec des dimensions de bloc impactant, des caractéristiques cinématiques d'impact et de localisation du point d'impact dans les gammes de grandeurs observées in situ (Dorren et Berger, 2006; Lundström et al., 2009; Toe et al., 2017). Cet ensemble de conditions d'impact est appliqué à chacun des arbres de l'ensemble d'arbres réalistes défini ci-dessus, de manière à générer le jeu de résultats de la campagne de simulation.

Une fois les simulations d'impacts réalisées, le comportement des arbres lors des impacts ainsi que leur état d'endommagement à l'issue des impacts est analysé, dans le but d'identifier les grandeurs influençant la réponse de l'arbre à l'impact, ainsi que son endommagement. Une métamodélisation s'appuyant sur la méthode des Support Vecteurs Machines (SVM) est mise en place, afin de relier l'état d'endommagement de l'arbre à l'issue de l'impact, c'est-à-dire sa classe de vulnérabilité, avec les caractéristiques de l'arbre ainsi que de celles du bloc. Dans les grandeurs décrivant l'impact, plusieurs ne sont pas accessibles in situ par un essai mécanique non destructif sur l'arbre, et d'autres, concernant la cinétique du bloc et la localisation de l'impact sur l'arbre, ne sont pas observables a priori. Ainsi, deux jeux de variables explicatives sont proposés, l'un prenant en compte toutes les grandeurs indépendantes décrivant l'arbre et l'impact, l'autre ne prenant en compte que des grandeurs accessibles de manière non destructive in situ. La performance de la méta modélisation associée à chacun des jeux de variable est ensuite étudiée. L'effet de la classification de l'endommagement sur la performance du métamodèle est également étudié.

5.1.1 Enjeux du chapitre

- Mise en place d'une campagne de simulation d'impact sur des arbres réalistes (1)
- Analyse des grandeurs influençant la réponse des arbres à l'impact et leur vulnérabilité associée (2)
- Mise en place d'un métamodèle prédisant la classe de vulnérabilité d'un arbre (3)

5.2 Matériel et méthode

5.2.1 Génération d'un ensemble d'arbres réalistes

L'ensemble d'arbres réalistes est généré de manière itérative : les arbres sont tout d'abord générés aléatoirement, puis, ils sont sélectionnés en fonction du réalisme de leurs dimensions et de leur comportement mécanique à une sollicitation de type *PR*.

La modélisation par la *MED* développée dans le chapitre 4 est paramétrable à l'aide de 18 variables, 7 définissant les propriétés du bloc et de l'impact, les 11 autres définissant les dimensions et les propriétés mécaniques de l'arbre :

- Diamètre de l'arbre à 1.30m (ϕ_{DbH}),
- Diamètre au sommet de l'arbre (ϕ_{Top}),
- Diamètre minimal avant concentration des masses (ϕ_{min}),
- Masse totale de l'arbre (m_{arbre}),
- Longueur du houppier (l_{houpp}),
- Hauteur de l'arbre (l_{arbre}),
- Densité du tronc (D_{tronc}),
- Module d'Young (*MOE* ou E_{elast}),
- Raideur de l'enracinement (K_{root}),
- Contrainte maximale à la rupture (*MOR* ou σ_{rupt}),
- Moment résistant maximal de l'enracinement (M_a).

Les variables ϕ_{Top} et ϕ_{min} sont fixées à respectivement (0.05 m et 0.1 m). La longueur de houppier (l_{Houpp}) est définie comme étant une proportion variable de la hauteur de l'arbre (l_{arbre}), qui est elle-même définie comme un multiple variable du diamètre de l'arbre (ϕ_{DbH}). La masse de l'arbre (m_{arbre}) et le moment résistant maximal de l'enracinement (M_a) sont calculés en utilisant les relations empiriques utilisées au chapitre 4 (Équation 4-2 et Équation 4-5). Les dimensions et les propriétés mécaniques de l'arbre sont ainsi définies par 7 variables indépendantes.

Une composante indépendante ($CI_{M_{arbre}}$ et CI_{M_a}) est ajoutée aux variables m_{arbre_p} et M_a , afin de reproduire la dispersion des valeurs de m_{arbre} et M_a de manière à ce que celles-ci soient du même ordre de grandeur que les dispersions observées lors des mesures in situ. Les composantes indépendantes $CI_{m_{arbre}}$ et CI_{M_a} sont générées aléatoirement dans une gamme correspondant à ± 3 fois l'écart-type associé aux relations empiriques dont elles sont issues.

$$m_{arbre\ g\acute{e}n\acute{e}r\acute{e}} = m_{arbre_p} + CI_{m_{arbre}}$$

Équation 5-1

$$M_{a\ g\acute{e}n\acute{e}r\acute{e}} = M_{a\ pr\acute{e}dit} + CI_{M_a}$$

Équation 5-2

Par conséquent, les dimensions et les propriétés mécaniques des arbres modélisés sont définies par 9 variables indépendantes. Les nonuplés définissant les arbres sont générés aléatoirement au sein de gammes de valeurs définies à l'aide de la technique d'échantillonnage par hyper cube latin (*LHS*) (Tableau 5-1). Les autres variables paramétrant l'arbre dans la modélisation par la *MED* sont ensuite calculées et le réalisme des arbres générés est évalué.

Les arbres générés sont soumis à une sollicitation de type *PR*, afin d'évaluer leur comportement mécanique. Les variables caractérisant la sollicitation de type *PR* sont calculées pour chaque arbre en fonction de ses caractéristiques :

- La valeur de l'effort de sollicitation du *PR* est calculée de manière à générer un moment résistant de l'enracinement correspondant à 25 % du moment résistant maximal de l'arbre (M_a) (Équation 5-3). La déstabilisation induite par le poids de l'arbre est prise en compte de manière simple dans le calcul de l'effort de sollicitation du *PR* : la masse de l'arbre est assimilée à une masse ponctuelle située à mi-hauteur de l'arbre.
- L'effort du *PR* est appliqué à 23.58 % de la hauteur de l'arbre, ce qui correspond à la hauteur moyenne des essais de *PR* réalisés in situ.
- Les phases de montée en charge et de maintien de la sollicitation de type *PR* ont une durée de 10 s et la phase de libération de 0.03 s.

$$F_{PR} = \frac{0.25 * M_a - \sin(0.25^\circ) * m_{arbre} * 9.81 * \frac{l_{arbre}}{2}}{H_{sollicitation}}$$

Équation 5-3

Paramètres	Valeur minimale	Valeur maximale
\varnothing_{DbH} [m]	0.15	0.75
l_{Houp} [m]	$0.4 * l_{arbre} : 3$	$0.9 * l_{arbre} : 74.25$
l_{arbre} [m]	$50 * \varnothing_{DbH} : 7.5$	$110 * \varnothing_{DbH} : 82.5$
D_{tronc} [kg/m ³]	700	900
MOE [GPa]	4	15
MOR [MPa]	40	65
$CI_{m_{arbre}}$ [kg]	$-3 * 189$	$3 * 189$
CI_{M_a} [kNm]	$-3 * 1.4$	$3 * 1.4$
K_{root} [kNm/rad]	1000	41422

Tableau 5-1 Gamme de variation des paramètres définissant les arbres générés

Gamme de variation des paramètres définissant les arbres générés, sans critères de réalisme appliqués.

Le réalisme des arbres générés est ensuite évalué par plusieurs critères. Seuls les arbres répondant à tous ces critères sont considérés comme réalistes et sont sélectionnés pour être utilisés dans les simulations d'impact :

- La hauteur des arbres (l_{arbre}) doit être inférieure à 45 m
- La masse du houppier (m_{Houp}) doit être non nulle
- La raideur de l'enracinement (K_{root}), calculée de manière aléatoire (Tableau 5-1), doit être supérieure à ($K_{root_{min}}$) (Équation 5-4).
- La valeur de K_{root} doit être supérieure à 1000 kNm/rad. Soit une valeur environ 30 % inférieure à la plus faible valeur de raideur observée lors de la calibration de la modélisation par MED de l'arbre (ch4, 4.2.1 figure 4-1).
- Le moment résistant de l'enracinement au cours de l'essai de PR doit être inférieur au M_a (Tableau 5-1), de manière à éviter la plastification de l'enracinement lors de l'essai de PR. Ce critère peut ne pas être rempli dans le cas d'arbres particulièrement instables, pour lesquels la déstabilisation de l'arbre du fait de son poids est fortement sous-estimée (Équation 5-3), ce qui induit une trop forte sollicitation de l'arbre lors de l'essai de PR.
- La contrainte maximale appliquée sur le tronc doit être inférieure à la contrainte maximale avant plastification du matériau (σ_{Elast}) calculée de manière aléatoire (Tableau 5-1), de manière à éviter la plastification du tronc lors de l'essai de PR.
- La première fréquence de résonance de la réponse vibratoire libre des arbres générés doit être comprise dans l'intervalle de plus ou moins trois fois l'écart-type de la fréquence (f_{est})(Équation 5-5).

Le seuil ($K_{root_{min}}$) correspond à la raideur de l'enracinement prédite à l'aide d'une relation empirique établie par régression linéaire des raideurs d'enracinement issues de la modélisation des arbres (JL1 à JL11 et C2 à C6) mise en place au chapitre 3 (Équation 5-4), à laquelle est soustrait trois fois l'écart-type de cette relation empirique. Cela signifie que, au regard de l'ensemble des valeurs de raideur d'enracinement utilisées, 99,85 % des raideurs de l'enracinement ont une valeur supérieure à ($K_{root_{min}}$).

$$K_{root_{min}} = k_{K_{root}} * \Phi_{DbH}^2 - 3 * eq_{K_{root}} \left[\frac{kNm}{rad} \right]$$

Avec :

$$k_{K_{root}} = 35260 \left[\frac{kNm}{rad * m^2} \right], eq_{K_{root}} = 7196 \left[\frac{kNm}{rad} \right]$$

Équation 5-4

La valeur de la première fréquence de résonance (f_{est}) est estimée à l'aide d'une relation empirique établie par régression linéaire des fréquences de résonances issues des travaux de Jonsson et al. (2007) ainsi que celles issues des essais réalisés au chapitre 3 (Équation 5-5). L'intervalle de plus ou moins trois fois l'écart-type de la relation empirique correspond à une dispersion de 99,7 % des valeurs de fréquence de l'ensemble utilisé pour calculer la relation empirique, par rapport à celle-ci.

$$f_{est} = 0.10 + 243.97 * \frac{\Phi_{DbH}}{l_{arbre}} \text{ [Hz]}, R^2 = 0.42, err_{st} = 0.033$$

Équation 5-5

Les arbres sélectionnés selon ces critères sont considérés comme réalistes par la suite (ensemble A_{adr}).

5.2.2 Conditions d'impact

Une fois que l'ensemble des arbres réalistes est généré (A_{adr}), un ensemble de conditions d'impact (B_m) est appliqué à chaque arbre afin de générer l'ensemble des impacts ($I_{A_{adr}*B_m}$).

Les gammes de variation des paramètres des blocs en mouvement (B_m) sont issues de travaux d'essais d'impact et de simulations (Dorren et Berger, 2006; Lundström et al., 2009; Toe et al., 2017) (Tableau 5-2).

Gamme de variations des variables	Toe et al. (2017)	Dorren et Berger (2006)	Lundström et al. (2009)
Volume du bloc (V_{bloc}) [m ³]	De 0.1 à 1	0.49	/
Masse du bloc (m_{bloc}) [kg]	/	/	De 492 à 862
Densité du bloc (D_{bloc}) [kg/m ³]	De 1600 à 2800	2800	/
Vitesse du bloc (Vel_{bloc}) [m/s]	De 0 à 40	De 0 à 32 (minimum)	De 5.7 à 22
Vitesse de rotation du bloc (ω_{bloc}) [rad/s]	De 0 à 60	/	0
Hauteur de l'impact sur l'arbre (H_{imp}) [m]	De 0 à 5	0.15-0.74-2	0.7-1.20-1.85
Angle de l'impact (α_{imp}) [°]	De -40 à 40	/	De 26 à 35
Excentrement de l'impact (ε_{imp}) [% ϕ_{DbH}]	De 0 % à 100 %	De 0 % à 100 %	0 %
Énergie cinétique du bloc (EJ_{imp}) [kJ]	De 2 à 4223	De 0 à 700 kJ (minimum)	De 8 à 170

Tableau 5-2 Gammes de variation des paramètres décrivant les blocs de la bibliographie

Gammes de variation des paramètres décrivant les blocs utilisés dans les travaux de Dorren et Berger (2006), Lundström et al. (2009) et Toe et al. (2017)

La modélisation de l'arbre développée dans le chapitre 4 (cf. : Modèle MED de l'arbre, Figure 4-1, Figure 5-1) permet de caractériser l'impact d'un bloc contre un arbre à l'aide de 7 paramètres. Le bloc, modélisé par une sphère, est caractérisé par son volume (V_{bloc}) et sa densité, fixée à 2650 kg/m^3 , comme dans les travaux de Bourrier et al. (2012). La cinématique du bloc avant impact est décrite à l'aide de trois variables : la vitesse du bloc (Vel_{bloc}), sa vitesse de rotation (ω_{bloc}) et l'angle d'impact (α_{imp}) (Figure 5-1). La vitesse de rotation du bloc est initialement nulle. Comme le frottement entre le bloc et l'arbre est supposé nul, cette variable n'a pas d'influence sur l'impact. Enfin, la localisation du point d'impact est décrite à l'aide de deux variables : la hauteur d'impact (H_{imp}) et son excentrement par rapport à l'axe du tronc, exprimé en proportion du diamètre (ε_{imp}) (Figure 5-1).

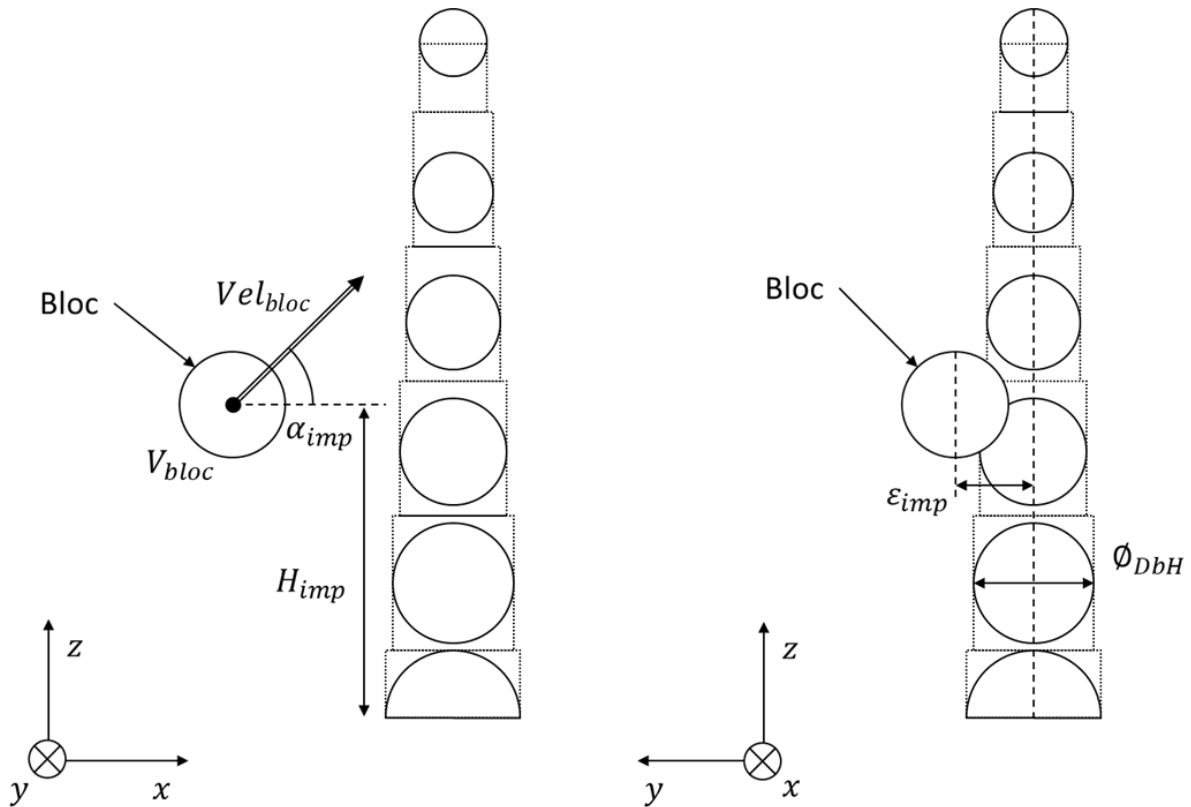


Figure 5-1 Variables caractérisant l'impact

Représentation des variables caractérisant l'impact. Avec V_{bloc} : le volume du bloc, Vel_{bloc} : la vitesse initiale du bloc, H_{imp} : la hauteur d'impact, α_{imp} : l'angle d'impact, ϵ_{imp} : l'excentrement de l'impact, exprimé en proportion du diamètre (ϕ_{DbH}) de la modélisation de l'arbre.

Ainsi, 5 paramètres aléatoires sont nécessaires pour caractériser les conditions d'impact. Pour chaque impact, ce quintuplé de paramètres est généré aléatoirement (Tableau 5-3), par la technique d'échantillonnage par hyper cube latin (*LHS*). Les gammes de valeurs explorées sont semblables à celles utilisées dans les travaux de Toe et al. (2017).

Paramètres	Valeur minimale	Valeur maximale
Volume du bloc (V_{bloc}) [m^3]	0.1	1
Vitesse du bloc (vel_{bloc}) [m/s]	5	40
Hauteur d'impact (H_{imp}) [m]	0	5
Angle d'impact (α_{imp}) [$^\circ$]	-40	40
Excentrement de l'impact (ϵ_{imp}) [%Diam _{impact}]	0	1

Tableau 5-3 Gamme de variation des paramètres définissant les impacts modélisés

Gamme de variation des paramètres définissant les blocs en mouvement et la localisation des impacts modélisés.

L'ensemble des paramètres définissant les impacts (I_r), est généré en combinant l'ensemble des paramètres définissant les conditions d'impact (B_m) à l'ensemble des paramètres définissant les arbres réalistes (A_{adr}). Cet ensemble permet de paramétrer une campagne de simulation d'impact à l'aide de la modélisation développée dans le chapitre 4 (cf. : Modèle MED de l'arbre, Figure 4-1, Figure 5-1).

5.2.3 Simulations d'impacts

Les simulations d'impact sont réalisées selon le protocole défini dans le chapitre 4. Les simulations sont paramétrées à l'aide de l'ensemble des impacts (I_r), considérés comme réalistes.

Pour chaque simulation d'impact, un critère d'arrêt de la simulation est défini de manière à optimiser le temps de calcul. Ainsi, la simulation est arrêtée dans les cas suivants :

- Rupture du tronc,
- Plastification de l'enracinement,
- Durée de simulation supérieure à vingt fois la durée d'une oscillation libre de l'arbre modélisé,
- Distance entre le bloc et la base de l'arbre supérieure à la longueur de l'arbre (l_{arbre}).

À l'issue des simulations, la quantité d'énergie perdue par le bloc est relevée, ainsi que sa vitesse résiduelle. La contrainte maximale au sein du tronc lors de la simulation ainsi que le moment maximal au niveau de l'ancrage sont également relevés.

5.2.4 Classification de l'endommagement

L'état mécanique du tronc dépend de la contrainte maximale atteinte par le tronc lors de la sollicitation. Si cette contrainte est inférieure à la contrainte maximale avant plastification du tronc (σ_{Elast}), le tronc est considéré comme non endommagé. Si la contrainte maximale est comprise entre σ_{Elast} et la contrainte maximale à la rupture (σ_{rupt}), le tronc est considéré comme « plastifié ». Enfin, si la contrainte maximale appliquée est supérieure à σ_{rupt} , le tronc est considéré comme détruit.

L'enracinement est considéré comme intact tant que le moment résistant au niveau de l'enracinement n'a pas atteint le moment résistant maximal (M_a). L'enracinement est considéré comme endommagé au-delà.

La vulnérabilité de l'arbre à l'impact est exprimée de manière qualitative par plusieurs classes, définies par la combinaison des niveaux d'endommagement du tronc et de l'enracinement (Tableau 5-4). Deux classifications de la vulnérabilité sont définies. Une classification détaillée de l'endommagement, permettant de distinguer les différents états mécaniques du tronc (intact, plastifié, rompu) ainsi que l'état mécanique de l'enracinement (intact, plastifié), est proposée. Cette classification est utilisée pour analyser le comportement des arbres à l'impact. Par ailleurs, une classification binaire de l'endommagement permettant seulement de faire la distinction entre les arbres avec ou sans compartiments détruits est aussi proposée. Cette classification est utilisée pour la prédiction de la vulnérabilité de l'arbre.

Plastification du tronc	Rupture du tronc	Plastification de l'enracinement	Classification détaillée	Classification binaire	Description de la classe de vulnérabilité
0	0	0	A	AB	Pas d'endommagement
1	0	0	B	AB	Plastification du tronc
1	1	0	C	CD	Rupture du tronc
1	1	1	D	CD	Rupture du tronc et plastification de l'enracinement
1	0	1	D	CD	Plastification du tronc et de l'enracinement
0	0	1	D	CD	Plastification de l'enracinement

Tableau 5-4 Définition des différentes classes de vulnérabilité de l'arbre

Définition des différentes classes de vulnérabilité de l'arbre en fonction de l'état d'endommagement du tronc et de l'enracinement.

5.2.5 Métamodèles de prédiction de la vulnérabilité à l'impact

Un métamodèle permettant de prédire la classe de vulnérabilité des arbres est construit à l'aide des données issues de l'ensemble des impacts réalistes simulés (I_r) dans l'optique de prédire l'endommagement de l'arbre suite à l'impact. Dans ce travail, seule la classification binaire de la vulnérabilité de l'arbre est considérée. Ce métamodèle permet de prédire la classe de vulnérabilité de l'arbre à l'impact à partir de paramètres définissant l'arbre, le bloc et les conditions d'impact.

Certains de ces paramètres sont accessibles à l'aide de mesures non destructives in situ :

- Fréquence fondamentale (f_0),
- Diamètres (\emptyset_{DbH} , \emptyset_{Top} , \emptyset_{min}),
- Hauteurs (l_{Houp} , l_{arbre}),
- Élanement de l'arbre (ell_{arbre}),
- Raideur du tronc (MOE),
- Raideur de l'enracinement (K_{root}).

D'autres paramètres ne sont accessibles qu'à l'aide d'essais plus intrusifs sur l'arbre :

- Masses (m_{arbre} , m_{Houp} , m_{tronc}),
- Densité du tronc (D_{tronc}),
- Résistances maximales du tronc et de l'ancrage (MOR , M_a).

Enfin, certains paramètres ne sont pas observables a priori :

- Volume et cinématique du bloc (V_{bloc} , Vel_{bloc} , ω_{bloc}),
- Localisation de l'impact sur l'arbre (H_{imp} , α_{imp} , ε_{imp}).

Deux métamodèles sont mis en place avec différents jeux de variables explicatives (Tableau 5-5) :

Un premier métamodèle, utilisant 12 variables explicatives, permet de prendre en compte l'ensemble des variables identifiées comme potentiellement explicatives de la vulnérabilité. Ce premier métamodèle prend en compte les variables indépendantes définissant l'impact (V_{bloc} , vel_{bloc} , H_{imp} , α_{imp} , ε_{imp}), permettant la description complète de la sollicitation de l'arbre induite par l'impact. Il prend également en compte les variables initialement indépendantes définissant l'arbre (Φ_{DbH} , l_{arbre} , l_{houpp} , MOE , MOR , D_{tronc} , K_{root}), permettant une description complète des dimensions et des raideurs de l'arbre ainsi que de la résistance du tronc. Les variables définissant l'arbre prises en compte dans cette première classification sont construites comme étant indépendantes (Tableau 5-1). Cependant, du fait de la prise en compte des critères de réalisme dans la mise en place de l'ensemble d'arbres (A_{ddr}), elles ne le sont plus forcément complètement.

Le second métamodèle, prenant en compte 8 variables explicatives, ne prend en compte que des variables mesurables à l'aide d'un essai de *PR* in situ, ainsi que le volume du bloc (V_{bloc}), dont il est fait l'hypothèse qu'il peut être estimé sur un site d'étude donné, notamment par observation de blocs issus d'anciens évènements. La seule prise en compte de la variable (V_{bloc}) pour définir l'impact, ne permet qu'une description très limitée de la sollicitation de l'arbre lors de l'impact. La prise en compte des variables (f_0 , Φ_{DbH} , l_{arbre} , ell_{arbre} , l_{houpp} , MOE , K_{root}), permet une description des dimensions et des raideurs de l'arbre identique au premier métamodèle, sans toutefois décrire la résistance du tronc. La prise en compte de (f_0), permet une description indirecte et partielle de la masse de l'arbre ainsi que de la répartition de celle-ci. La prise en compte de l'élancement de l'arbre ($ell_{arbre} = l_{arbre} / \Phi_{DbH}$) permet une description indirecte et partielle de la stabilité de l'arbre. Comme pour le premier métamodèle, les variables prises en compte dans ce second métamodèle ne sont pas toutes indépendantes, en particulier ell_{arbre} et f_0 , cette dernière dépendant à la fois des masses, dimensions et raideurs de l'arbre.

Nombre de variables	12	8
Fréquence fondamentale (f_0) ^o [Hz]		*
Diamètre (\emptyset_{DbH}) ^o [m]	*	*
Hauteur (l_{arbre}) ^o [m]	*	*
Longueur de houppier (l_{houpp}) ^o [m]	*	*
Module d'Young (MOE) ^o [GPa]	*	*
Contrainte à la rupture (MOR) ⁱ [MPa]	*	
Densité du tronc (D_{tronc}) ⁱ [kg/m ³]	*	
Raideur de l'enracinement (K_{root}) ^o [kNm/rad]	*	*
Volume du bloc (V_{bloc}) ^{o'} [m ³]	*	*
Vitesse du bloc (vel_{bloc}) ⁿ [m/s]	*	
Hauteur d'impact (H_{imp}) ⁿ [m]	*	
Angle d'impact (α_{imp}) ⁿ [°]	*	
Excentricité de l'impact (ε_{imp}) ⁿ [% \emptyset_{DbH}]	*	
Élancement (ell_{arbre}) ^o [* \emptyset_{DbH}]		*

Tableau 5-5 Variables prises en compte dans les métamodèles

Tableau des variables prises en compte dans les métamodèles permettant de prédire la classe de vulnérabilité de l'arbre à l'issue de l'impact. X^o correspond aux variables observables in situ et X^{o'} à celles assimilées comme observables in situ. Xⁱ correspond aux variables observables de manière intrusive et Xⁿ correspond aux variables non observables à priori in situ.

5.2.6 Machine à vecteurs de support (SVM)

<http://uc-r.github.io/SVM>

Les métamodèles sont construits à l'aide d'une technique de métamodélisation basée sur l'utilisation des Machines à *Vecteurs de support*, ou Séparateurs à Vastes Marges (SVM). Cette technique permet de relier une variable discontinue de sortie à des variables continues d'entrée.

Les Machines à *Vecteurs de support* (SVM) sont un ensemble de méthodes numériques d'apprentissage supervisé employées pour résoudre des problèmes de discrimination. La méthode présentée est issue des travaux de Cortes et Vapnik (1995).

Soit un espace de variables d'entrées \mathbb{R}^N où les N points X_i de cet espace sont définis par leurs classes de sortie y_i , discrète et à deux niveaux $y_i \in \{-1; 1\}$, $i = 1, \dots, N$. Soit l'ensemble $S = \{(y_1, X_1), \dots, (y_i, X_i), \dots, (y_N, X_N)\}$.

L'objectif des SVM est de prédire la classe de sortie y_i d'un point (X_i) de l'espace des paramètres, à l'aide d'*hyperplans séparateurs* maximisant la distance entre les différents sous-ensembles homogènes en termes de niveau de classe de sortie.

La méthode des SVM comporte deux étapes. Dans un premier temps, un ensemble de vecteurs d'apprentissage, (S_{app}) où les (y_i, X_i) sont connus, est utilisé pour déterminer les *hyperplans séparateurs*. Les *hyperplans séparateurs* choisis sont ceux dont la distance (la *marge*) avec les points des sous-ensembles les plus proches est maximale. Les *hyperplans séparateurs* sont définis par des points de l'espace de travail appelés *Vecteurs de support* (Figure 5-2). Dans un second temps, ces *hyperplans séparateurs* sont utilisés pour déterminer la classe de sortie de l'ensemble de vecteurs de travail, (S_{trav}) où seuls les (X_i) sont connus. L'utilisation des *hyperplans séparateurs* pour la discrimination dans l'ensemble des vecteurs de travail (S_{trav}) est peu coûteuse en temps de calcul du fait de la définition de ces hyperplans à l'aide de leurs *vecteurs de support*.

Cette méthode peut être appliquée à des jeux de données linéairement séparables (ex : \mathbb{R}^+ et \mathbb{R}^-) ou non (ex. : norme de 1) ce qui est le plus courant (Figure 5-2). Dans le second cas, la représentation des variables d'entrée dans un espace de plus grande dimension permet d'augmenter la probabilité de présence d'un *hyperplan séparateur*. Le calcul de cette transformation étant coûteux, des « kernels tricks » sont utilisés ainsi que des fonctions spécifiques.

Soit φ la fonction transformant l'espace de variables d'entrée \mathbb{R}^N , vers l'espace de plus grande dimension \mathcal{Z} . Ainsi $z = \varphi(X)$, avec z le vecteur des variables d'entrées projetées dans l'espace de plus grande dimension.

L'*hyperplan séparateur* s'écrit ainsi (Équation 5-6):

$$w \cdot z + w_0 = 0$$

Équation 5-6

Cet *hyperplan séparateur* est paramétré par le couple : (w, w_0) , $w = (W_1, \dots, W_i, \dots, W_N)$ le vecteur de poids définissant la « pente » de l'hyperplan (Équation 5-6). Lorsque l'ensemble S est linéairement séparable, cet hyperplan s'écrit (Équation 5-7):

$$y_i \cdot (w^T \cdot z_i + w_0) \geq 0, \text{ avec } 1 \leq i \leq N$$

Équation 5-7

Dans le cas où le problème est linéairement séparable, il existe une infinité d'*hyperplans séparateurs* possibles. L'*hyperplan optimal* est celui maximisant la distance avec les points les plus proches de l'ensemble S (ces points sont appelés *vecteurs de support*). Cette distance, appelée la *marge*, s'écrit (Équation 5-8):

$$\frac{y_i \cdot (w^T \cdot z_i + w_0)}{\|w\|}$$

Équation 5-8

L'*hyperplan séparateur optimal* est défini ainsi par ses *vecteurs de support* (Équation 5-9):

$$\max_{w, w_0} \left(\frac{1}{\|w\|} \min_i (y_i \cdot (w^T \cdot z_i + w_0)) \right)$$

Équation 5-9

Prédiction de la vulnérabilité de l'arbre : construction d'un métamodèle.

Une fois w et w_0 normalisées, les *vecteurs de support* de part et d'autre de la *marge* (z_{marge}^+ et z_{marge}^-) satisfont les conditions suivantes (Équation 5-10):

$$\begin{cases} w^T \cdot z_{marge}^+ + w_0 = 1 \\ w^T \cdot z_{marge}^- + w_0 = -1 \end{cases}$$

Équation 5-10

Ainsi, la *marge* s'écrit : $\frac{1}{\|w\|}$. il s'agit donc de minimiser $\|w\|$, $\frac{1}{2}w^T w$ pour trouver l'hyperplan optimal. Cet *hyperplan séparateur* optimal s'écrit (Équation 5-11, Équation 5-12):

$$\min_{w, w_0} \frac{1}{2} w^T w$$

Équation 5-11

Avec :

$$y_i \cdot (w^T \cdot z_i + w_0) \geq 1$$

Équation 5-12

Si l'ensemble n'est pas linéairement séparable, on peut tolérer une erreur de classification. En ajoutant une variable $\varepsilon_i \geq 0$ permettant de réduire les contraintes sur le vecteur d'apprentissage considéré. L'*hyperplan séparateur* minimisant l'erreur devenant le suivant (Équation 5-13):

$$y_i \cdot (w^T \cdot z_i + w_0) \geq 1 - \varepsilon_i$$

Avec : $1 \leq i \leq N$ et $\varepsilon_i \geq 0$.

Équation 5-13

Et le problème d'optimisation s'écrit ainsi (Équation 5-14):

$$\min_{w, w_0, \varepsilon} \frac{1}{2} w^T w + C \sum_{i=1}^N \varepsilon_i$$

Avec : $y_i \cdot (w^T \cdot z_i + w_0) \geq 1 - \varepsilon_i$, $1 \leq i \leq N$ et $\varepsilon_i \geq 0$

Équation 5-14

Dans l'équation (Équation 5-14), C est une constante permettant d'établir un équilibre entre la maximisation des *marges* et la tolérance vis-à-vis des erreurs de classification commises. Ce paramètre est défini comme un paramètre de régularisation.

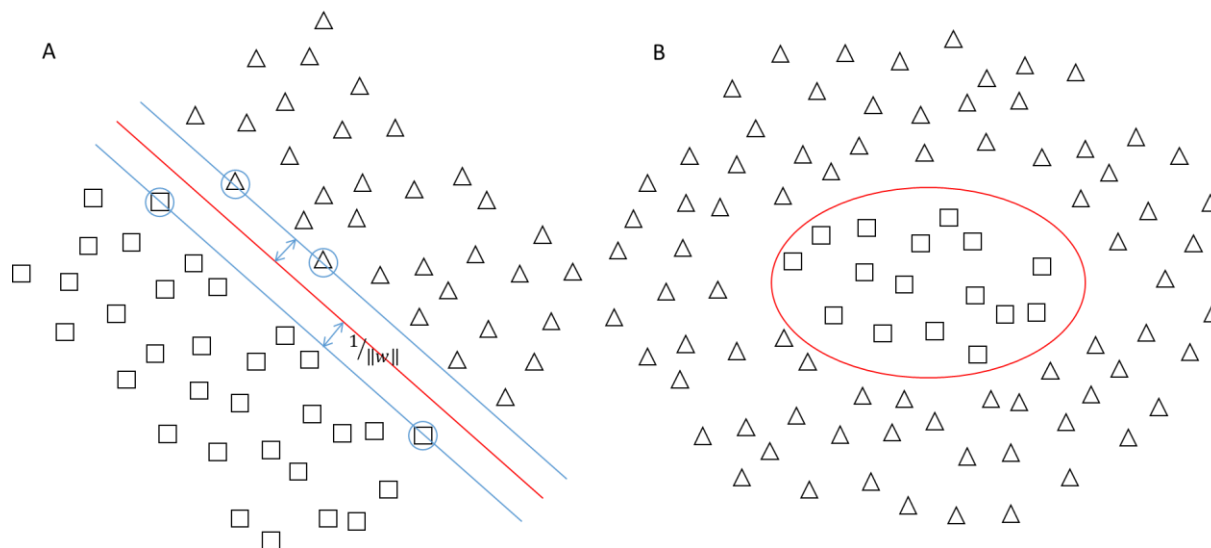


Figure 5-2 Exemples d'hyperplans séparateurs

Exemples d'hyperplans séparateurs. Soit A un ensemble linéairement séparable et B un ensemble non linéairement séparable. En rouge l'hyperplan optimal, les points entourés en bleu correspondant aux vecteurs de support, la marge ($\frac{1}{\|w\|}$), correspondant à la distance entre les deux.

La prédiction de la vulnérabilité de l'arbre à l'aide d'une métamodélisation par SVM est réalisée à l'aide du logiciel R (4.0.5) et du package : e1071 (1.7-6 (Meyer, 2021)). Ce package permet de résoudre le problème d'optimisation (Équation 5-14) issu des développements de Cortes et Vapnik (1995). L'ajustement du SVM est issu des travaux de Dugelas (2020). L'hyperplan séparateur utilisé dans cette étude utilise une fonction noyau à base radiale (RBF) $K(X_i, X_j) = \exp(-\gamma \|X_i - X_j\|^2)$, avec pour paramètre $\gamma > 0$. La classification par SVM utilisant cette fonction est ainsi ajustable par deux paramètres : γ et un paramètre de régularisation C (Équation 5-14).

Les ajustements des paramètres (γ, C) se fait à l'aide d'une exploration systématique de l'espace des paramètres de l'hyperplan. Pour chacun des jeux de paramètres (γ, C) , l'erreur de classification, de type « leave one out », est calculée. Le jeu de paramètres avec l'erreur la plus faible est considéré comme celui permettant d'obtenir la classification la plus performante. L'exploration de l'espace du jeu de paramètre étant coûteuse en temps de calcul, celle-ci est réalisée en trois étapes :

- Une première étape, où 49 paires de paramètres (γ, C) (soit 7 valeurs par paramètres) issues d'une très large gamme de variation $\{2^{-15}, \dots, 2^{15}\}$ sont testées, avec p incréments. Les paramètres (γ^{i_1}, C^{j_1}) sont les paramètres optimaux de cette étape et (i_1, j_1) les indices des incréments correspondants.
- Deux étapes où 49 paires de paramètres sont testées à chaque fois, avec une gamme de variation plus restreinte, correspondant à ± 1 incréments de la gamme de variation précédente autour de la valeur optimale de l'étape précédente : $C_n \in \{C^{j_{n-1}-1}_{n-1}, \dots, C^{j_{n-1}+1}_{n-1}\}$ et $\gamma_n \in \{\gamma^{i_{n-1}-1}_{n-1}, \dots, \gamma^{i_{n-1}+1}_{n-1}\}$.

Ainsi au total, 147 paires de paramètres sont testées, sur un échantillon de l'ensemble des impacts simulés (I_r) utilisé pour l'apprentissage (I_{r-a}). L'échantillon est sélectionné à l'aide d'une méthode d'échantillonnage par hyper cube latin (*LHS*).

Les différentes classes de vulnérabilité sont représentées avec des proportions très variables au sein du jeu de données (Tableau 5-8). Pour éviter de négliger l'une des classes de vulnérabilité, le taux d'échantillonnage est différent pour chacune de ces classes, afin que toutes les classes aient un effectif proche dans l'ensemble d'impact I_{r-a} . Ces disparités d'échantillonnage permettent de réduire l'erreur de classification pour les classes avec les effectifs les plus faibles. Le taux d'échantillonnage est compris entre 0.15 % et 3 % pour les classes de vulnérabilité les plus représentées, celui-ci pouvant atteindre 15 % pour les classes les moins représentées.

Une fois les paramètres optimaux du *SVM* trouvés pour l'ensemble d'apprentissage (I_{r-a}), le *SVM* est utilisé sur l'ensemble d'impact complet I_r , auquel est soustrait l'ensemble I_{r-a} ($I_{r-te} = I_r - I_{r-a}$). Le *SVM* est aussi utilisé sur un ensemble d'impact I_{r-tc} , dont les variables d'entrées ont les mêmes gammes de variation celles de l'ensemble I_{r-a} et auquel est soustrait l'ensemble I_{r-a} (Équation 5-15).

$$I_{r-tc} = I_r - I_{r-a} - X_i < \min_{I_{r-a}} X_i - X_i > \max_{I_{r-a}} X_i, \forall i \in N$$

Équation 5-15

Les différentes classifications mises en place sont comparées à l'aide de trois indicateurs :

- La *performance de prédiction* pour une classe de vulnérabilité considérée. Cela représente la proportion d'arbres dont la prédiction de la classe de vulnérabilité est correcte par rapport à l'ensemble des arbres de même classe de vulnérabilité prédite. Plus cet indicateur tend vers 1 et plus la classification prédit correctement la classe des arbres (Équation 5-16).

$$P_{pred}(Y) = \frac{\sum(y_p = Y)}{\sum y_p}$$

Équation 5-16

Avec : y_p la classe de vulnérabilité prédite et Y la classe de vulnérabilité pour laquelle est calculé l'indicateur

- La *performance de détection* pour une classe de vulnérabilité considérée. Cela représente la proportion d'arbres dont la prédiction de la classe de vulnérabilité est correcte par rapport l'ensemble des arbres de même classe de vulnérabilité. Plus cet indicateur tend vers 1 et plus la classification détecte correctement la classe de vulnérabilité des arbres (Équation 5-17).

$$P_{det}(Y) = \frac{\sum(y_p = Y)}{\sum Y}$$

Équation 5-17

Avec : y_p la classe de vulnérabilité prédite et Y la classe de vulnérabilité pour laquelle est calculé l'indicateur

- La *performance de prédiction* pour toutes les classes. Cela représente la proportion d'arbres dont la prédiction de la classe de vulnérabilité est correcte (Équation 5-18).

$$P_{predG} = \frac{\sum_{vY} \sum (y_p = Y)}{N}$$

Équation 5-18

Avec : y_p la classe de vulnérabilité prédite, Y la classe de vulnérabilité pour laquelle est calculé l'indicateur et N la population de l'ensemble sur lequel est appliqué le SVM (I_{r-a} , I_{r-te} ou I_{r-tc}).

5.3 Résultats et discussions

5.3.1 Description du jeu de données issu des simulations

5.3.1.1 Arbres réalistes générés

La procédure de génération de l'ensemble d'arbres réalistes vise à générer des arbres ayant des propriétés mécaniques, des dimensions et un comportement dynamique à un essai de *PR* réaliste, c'est-à-dire comprises dans une gamme de dispersion de ± 3 fois les écarts-types des relations empiriques décrivant ces paramètres (Tableau 5-6).

Sur 5434 arbres générés, 3801 sont considérés comme réalistes (A_{adr}). Les gammes de variation des grandeurs décrivant les arbres générés initialement et les arbres réalistes (A_{adr}) sont pratiquement identiques en ce qui concerne les dimensions des arbres (Φ_{DbH} , l_{Houp} , l_{arbre} , ell_{arbre}), ainsi que les propriétés mécaniques du tronc (D_{tronc} , MOE , MOR). On observe cependant une suppression des arbres ayant des valeurs de K_{root} , de M_a , de m_{arbre} et de f_0 les plus faibles ou les plus importantes (Tableau 5-6).

Par ailleurs, la fréquence de résonance (f_0) des arbres considérés comme réalistes (A_{adr}) a une gamme de variation plus importante que celle avec laquelle est calculée la relation empirique permettant sa prédiction (Tableau 5-6) :

- 15 % des arbres générés ont une fréquence de résonance inférieure à 0.14 Hz, et moins de 1 % ont une fréquence de résonance de 0.06 Hz.
- 11 % des arbres générés ont une fréquence de résonance supérieure à 0.32 Hz et celle-ci est supérieure à 0.5 Hz dans moins de 1 % des cas.

Il est à noter que la résolution fréquentielle des simulations ayant permis de mesurer (f_0) est de 0.02 Hz, ce qui induit une imprécision de 33 % pour la valeur minimale des fréquences de résonances observées pour les arbres réalistes (A_{adr}).

Ainsi, 74 % des arbres générés (A_{adr}) ont leur fréquence de résonance (f_0) comprise dans la gamme de fréquences de résonances pour laquelle la relation empirique qui permet de prédire (f_0) est calculée. Les dimensions des arbres générés dont la fréquence de résonance est plus faible que la gamme fréquence observées correspondent principalement à des arbres de grandes dimensions, peu testés in situ. Ainsi, comme les autres critères de réalismes sont respectés pour ces arbres, et que la fréquence de résonance des arbres diminue à mesure que leurs dimensions augmentent ($f_0 \propto \sqrt{\frac{1}{\phi_{DbH}}}$, toutes choses égales par ailleurs), ces arbres sont considérés comme réalistes.

variables	Arbres testés et issus de la bibliographie		Modèle <i>MED</i> calibré des arbres (JL1 à JL11 et C2 à C6)		Arbres générés		Arbres réalistes (A_{adr})	
	Minimum	Maximum	Minimum	Maximum	Minimum	Maximum	Minimum	Maximum
ϕ_{DbH} [m]	0.15	0.73	0.22	0.5	0.15	0.75	0.15	0.75
ϕ_{Top} [m]	/		0.0085	0.206	0.05		0.05	
ϕ_{min} [m]	/		0.1					
l_{Houp} [m]	9.9	29	10.93	27.8	3.4	40	3.4	40
l_{arbre} [m]	12	40	18.12	34.75	7.71	45	7.75	45
D_{tronc} [kg/m ³]	600	930	750	880	700	900	700	900
<i>MOE</i> [GPa]	/		5.25	13.5	4	15	4	15
K_{root} [kNm/rad]	/		1589	26000	1000	41422	1016	41417
<i>MOR</i> [MPa]	33.9	63.1	44.4	63.1	40	65	40	65
M_a [kNm]	10	833	10	833	4.4	1043	6.9	1043
ell_{arbre} [l]	52	106	58	95	50	110	50	110
m_{arbre} [kg]	360	2820	494	2773	118	6494	207	6637
f_0 [Hz]	0.14	0.32	0.14	0.32	0.02	1.62	0.06	0.78

Tableau 5-6 Gammes de variations des grandeurs décrivant les arbres de la bibliographie

Gammes de variations des grandeurs décrivant les arbres issus de la bibliographie (Dorren et Berger, 2006; Lundström et al., 2009), ceux issus des travaux du chapitre 4 (JL1 à JL11 et C2 à C6) et ceux générés et filtrés comme étant réalistes dimensionnellement et dynamiquement (A_{adr}).

5.3.1.2 Évaluation de la représentativité du jeu d'arbres sélectionné

L'ensemble d'arbres considéré comme réaliste (A_{adr}) est générée de manière itérative, le nombre d'individus au sein de cet ensemble est un compromis entre l'exploration complète de l'espace des paramètres et le temps de calcul nécessaire pour les simulations impacts. L'espace des paramètres est considéré comme exploré lorsque la distribution des fréquences de résonances (f_0) des arbres modélisés ne varie plus significativement lorsque le nombre d'arbres au sein de l'ensemble augmente.

La distribution globale de la fréquence de résonance (f_0) est peu sensible à l'augmentation de la population d'arbres considérés comme réalistes (A_{ddr}). L'amplitude maximale de la gamme des fréquences de résonance (f_0) est atteinte à partir d'une population d'arbres supérieure à 60 % de l'ensemble (A_{ddr}). Ainsi, la population totale de (A_{ddr}) (soit 3801 arbres) est considérée comme représentant correctement l'espace des paramètres à partir duquel les modélisations *MED* sont paramétrées (Figure 5-3).

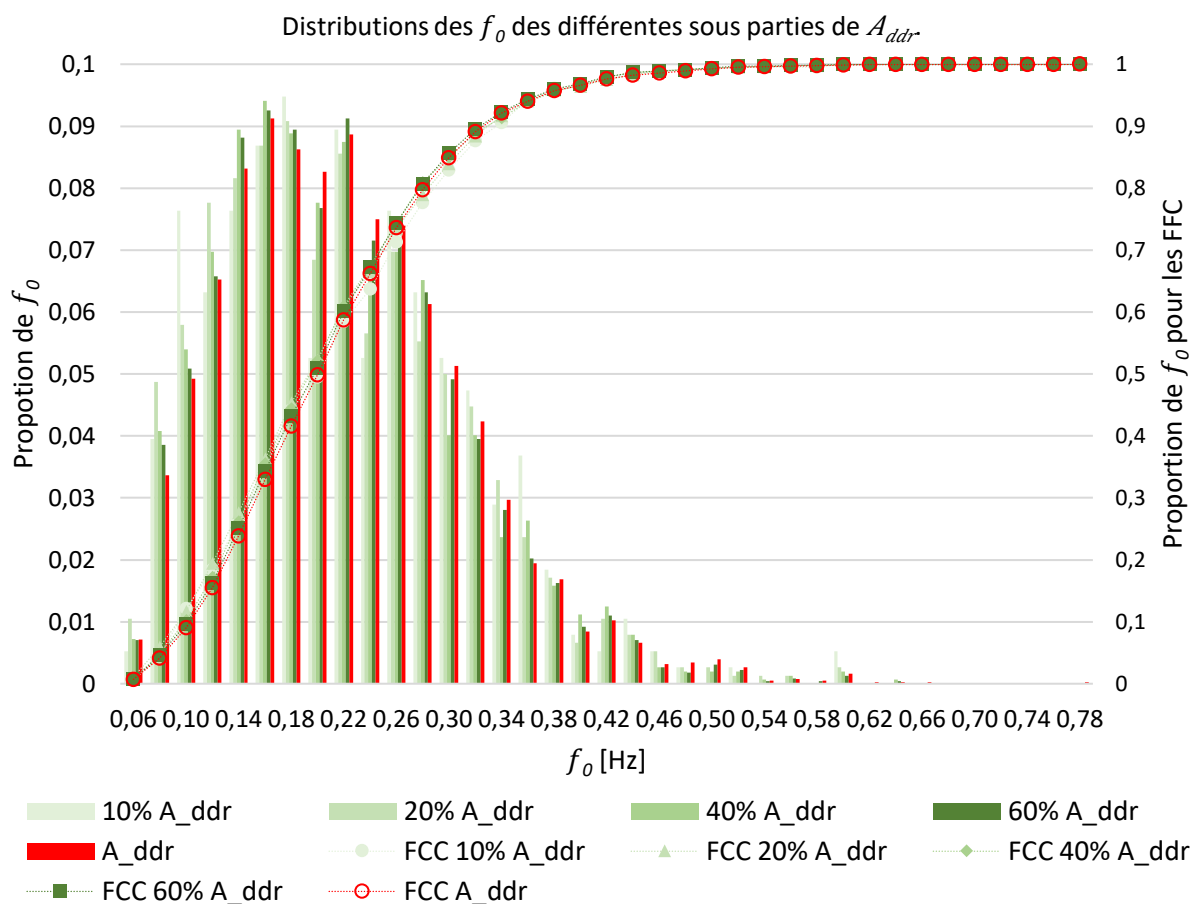


Figure 5-3 Distributions des fréquences de résonances (f_0) des arbres générés

Distributions et fréquences cumulées croissantes (FCC) des fréquences de résonances (f_0) des arbres générés et considérés comme réalistes (A_{ddr}). Sont représentées en rouge et avec des disques comme marqueurs la distribution et la FCC des f_0 de A_{ddr} . Sont représentées en vert très clair et avec des disques comme marqueurs la distribution et la FCC des f_0 d'un ensemble d'arbres générés d'une population correspondant à 10 % de A_{ddr} . Sont représentées en vert clair et avec des triangles comme marqueurs la distribution et la FCC des f_0 d'un ensemble d'arbres générés d'une population correspondant à 20 % de A_{ddr} . Sont représentées en vert et avec des losanges comme marqueurs la distribution et la FCC des f_0 d'un ensemble d'arbres générés d'une population correspondant à 40 % de A_{ddr} . Sont représentées en vert foncé et avec des carrés comme marqueurs la distribution et la FCC des f_0 d'un ensemble d'arbres générés d'une population correspondant à 60 % de A_{ddr} .

5.3.1.3 Rotations et déplacements lors du PR

La sollicitation de type *PR* appliquée aux arbres générés permet d'évaluer leurs propriétés mécaniques et ainsi de finaliser la sélection des arbres de l'ensemble A_{ddr} . Le caractère non destructif du *PR* est postulé à priori, les arbres sélectionnés (A_{ddr}) ne devant pas donc pas être endommagés à l'issue de la sollicitation de type *PR* (Tableau 5-7). Ainsi, les arbres de l'ensemble A_{ddr} sont ceux dont à l'a fois le $MOE = \sigma_{Elast}$ et le M_a n'ont pas été atteints lors de la sollicitation de type *PR* ainsi que ceux répondant aux autres critères de réalisme.

La manière dont est modélisée l'arbre (Figure 4-1), ainsi que les critères de sélection de ceux-ci sur leurs dimensions, leur résistance mécanique et sur leur comportement dynamique induisent un comportement statique des arbres de l'ensemble A_{ddr} avec des déformations et rotation du même ordre de grandeur que celles observées in situ (arbres C2 à C6 chapitre 3) (Tableau 5-7). La rotation moyenne de l'enracinement est légèrement plus faible que le seuil de 0.5° proposé dans les travaux de Buza et Divós (2016) et James et al. (2013). Comme la valeur de l'effort appliqué par la sollicitation de type *PR* (Équation 5-3) n'est pas calculée afin d'atteindre une valeur de rotation de l'enracinement spécifique, mais afin d'induire une valeur spécifique de moment résistant de l'enracinement, la gamme de variation de la rotation de l'enracinement est bien plus étendue, allant de 0.0026° à 13.14° . Ces valeurs de rotation restent cependant incluses dans la gamme de valeurs observée pour la rotation de l'enracinement (α_a) associée à l'atteinte du moment résistant maximal (M_a) dans les travaux de Lundström et al. (2007) ; cette valeur pouvant atteindre jusqu'à 15° .

A_{ddr}	Rotation enracinement [°]	Déplacement du tronc [m]
Minimum	0.0026	0.005
Moyenne	0.44	0.191
Maximum	13.14	2.80
Écart-type (proportion de la moyenne - proportion de la gamme de valeur)	0.91 (204 %-7 %)	0.194 (102 %-7 %)

Tableau 5-7 Réponse de l'arbre lors de la phase de maintien du PR

Rotations de l'enracinement et déformation du tronc lors de la phase de maintien de la sollicitation de type *PR* pour les arbres considérés comme réalistes (A_{ddr}). La rotation de l'enracinement correspond à la rotation médiane de l'enracinement lors de la phase de maintien de la sollicitation de type *PR*, la déformation du tronc correspond au déplacement médian du tronc au niveau du point de sollicitation lors de cette même phase de maintien.

5.3.2 Présentation des résultats de simulation

5.3.2.1 Classes de vulnérabilité

À la suite des impacts, moins de 5 % des arbres ne sont pas endommagés (classe A) et 85 % des arbres ont au moins un de leur compartiment détruit (classes C et D ou CD).

En particulier, on observe que 66 % des arbres impactés appartiennent à la classe de vulnérabilité D (Tableau 5-8) : leur enracinement est endommagé durant l'impact. Ainsi, dans ce travail, l'enracinement est le compartiment le plus vulnérable de l'arbre, ce qui est en accord avec les travaux de Peltola et al. (2000), dans lesquels 80 % des arbres soumis à un essai de *Pulling* sont déracinés avant la rupture de leur tronc, et de Lundström et al. (2009), dans lesquels 6 arbres sur 15 sont détruits au niveau de leur enracinement.

classe de vulnérabilité	Ensemble d'impacts réalistes (I_r)
A	13474 (4.47 %)
B	33109 (10.98 %)
AB	46583 (15.45 %)
C	55280 (18.33 %)
D	199648 (66.22 %)
CD	254928 (84.55 %)
Total	301511

Tableau 5-8 Effectifs des classes de vulnérabilité de l'ensemble des impacts générés

Effectifs des classes de vulnérabilité de l'ensemble d'impact (I_r). () le pourcentage de la classe de vulnérabilité par rapport à l'effectif total.

5.3.2.2 Lien entre la réduction d'énergie du bloc et la vulnérabilité

L'énergie maximale perdue par le bloc au cours de l'impact (W_{cap} ou $\Delta E_{J_{imp}}$) augmente en fonction du diamètre de l'arbre. par ailleurs, les distributions des classes de vulnérabilité A et B sont majoritairement associées aux impacts où la valeur de W_{cap} est la plus faible, (moyenne 30 kJ et 37 kJ), suivies des classes de vulnérabilité D et C (moyenne 65 kJ et 136 kJ). Ainsi, W_{cap} est également plus importante lorsque l'endommagement de l'arbre augmente. (Figure 5-6)

Les distributions des classes de vulnérabilité C et D sont associées aux impacts pour lesquels le rapport entre la vitesse du bloc à l'issue de l'impact et sa vitesse initiale ($Vel_{nfin_{bloc}}$) sont les plus importants (moyenne 82 % et 86 %), le bloc continuant sa trajectoire à l'issue de l'impact dans la majorité des cas. Les distributions des classes de vulnérabilité A et B ayant des valeurs de $Vel_{nfin_{bloc}}$ plus réduites (moyenne 6 % et 65 %), correspondant à des blocs plus fortement ralentis à l'issue de l'impact. De plus, la classe de vulnérabilité A comprend des impacts dont les valeurs de $Vel_{nfin_{bloc}}$ sont négatives, correspondant à des rebonds des blocs, le bloc ayant la même vitesse initiale dans 23 % des impacts de la classe de vulnérabilité A. (Tableau 7-1)(Figure 5-4).

De plus, on observe que la valeur de W_{cap} pour tous les impacts (I_r) est proche tout en étant inférieure à celle prédite par $W_{capL2009}$ pour des $W_{cap} < 150kJ$ et supérieure au-delà. Cela est particulièrement le cas pour les classes de vulnérabilité A et B, tandis que la valeur de W_{cap} pour la classe de vulnérabilité C est supérieure à celle prédite par $W_{capL2009}$ sur toute la gamme des paramètres testés. Enfin, la valeur de W_{cap} des impacts I_r est inférieure à celle prédite par la relation empirique $W_{capDB2006}$, sauf pour les classes de vulnérabilité C et D pour des $W_{cap} > 600kJ$. La valeur de W_{cap} de la classe de vulnérabilité C étant la plus proche de celle prédite par $W_{capDB2006}$ (Figure 5-6).

Dans le cas des classes de vulnérabilité C et D, les valeurs de W_{cap} sont inférieures dans 92 % des cas à celles prédites par la relation empirique $W_{capDB2006}$. Les blocs pour lesquels les valeurs de W_{cap} sont supérieures à $W_{capDB2006}$ ont des volumes importants ($V_{bloc} = 0.65 m^3$ en moyenne) et des vitesses d'impact importantes ($Vel_{bloc} = 36 m/s$ en moyenne).

Ainsi, plus le bloc a un volume et une énergie initiale importantes, plus il est en mesure de solliciter l'arbre de manière importante. Tant que cette sollicitation n'est pas suffisante pour endommager l'arbre, ce qui correspond aux classes de vulnérabilité A et B, la valeur de W_{cap} n'est pas limitée par les dimensions et les propriétés mécaniques de l'arbre, mais seulement par les caractéristiques de l'impact. A l'inverse, lorsque cette sollicitation est bien plus importante que celle nécessaire pour endommager l'arbre, ce qui correspond aux classes de vulnérabilité C et D, la valeur de W_{cap} comporte une part non négligeable d'énergie correspondant à la mise en mouvement l'arbre à l'issue de l'impact en plus de celle nécessaire à son l'endommagement. Dans ce second cas de figure, la valeur de W_{cap} dépend ainsi des caractéristiques de l'impact, en plus des propriétés mécaniques de l'arbre. De plus, les valeurs de W_{cap} de ce second cas de figure sont plus hétérogènes, les arbres étant plus vulnérables au niveau de leur enracinement (classe de vulnérabilité D) qu'au niveau de leur tronc (classe de vulnérabilité C) (Tableau 5-8), ce qui se traduit par des valeurs de W_{cap} significativement plus faible pour la classe de vulnérabilité D par rapport à la classe de vulnérabilité C.

Les valeurs prédites de $W_{capL2009}$ correspond globalement à la situation limite entre ces deux cas de figure, où l'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact correspond juste à celle nécessaire à l'endommagement de l'arbre et donc où la valeur de W_{cap} ne dépend que des propriétés mécaniques de l'arbre. La valeur prédite de $W_{capDB2006}$ correspondant à une valeur maximale de W_{cap} pour la majorité des impacts les moins énergétiques.

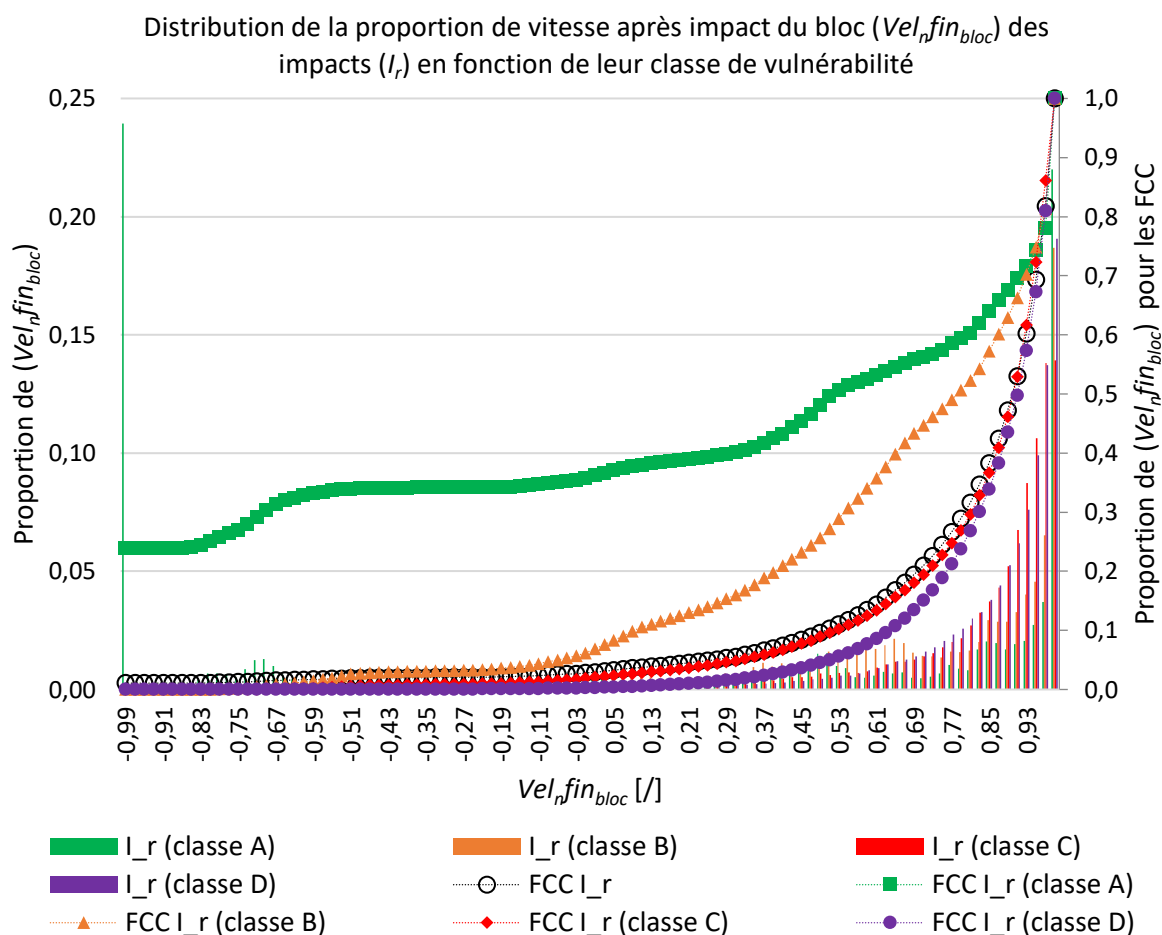


Figure 5-4 Distributions de la proportion de vitesse finale du bloc par rapport à sa vitesse initiale

Distribution et fréquences cumulées croissantes (FCC) de la proportion de vitesse finale du bloc selon l'horizontale par rapport à sa vitesse initiale ($Vel_{nfin_{bloc}}$) (Figure 5-4) de l'ensemble d'impacts réalistes I_r . Est représentée avec des cercles noirs la FCC de l'ensemble I_r . Sont représentés avec des carrés verts, losanges orange, triangles rouges et disques violets les FCC et distributions respectives des classes de vulnérabilité A, B, C et D de l'ensemble I_r .

Énergie perdue par le bloc au cours de l'impact (W_{cap}) en fonction du ϕ_{DbH} et des classes de la vulnérabilité.

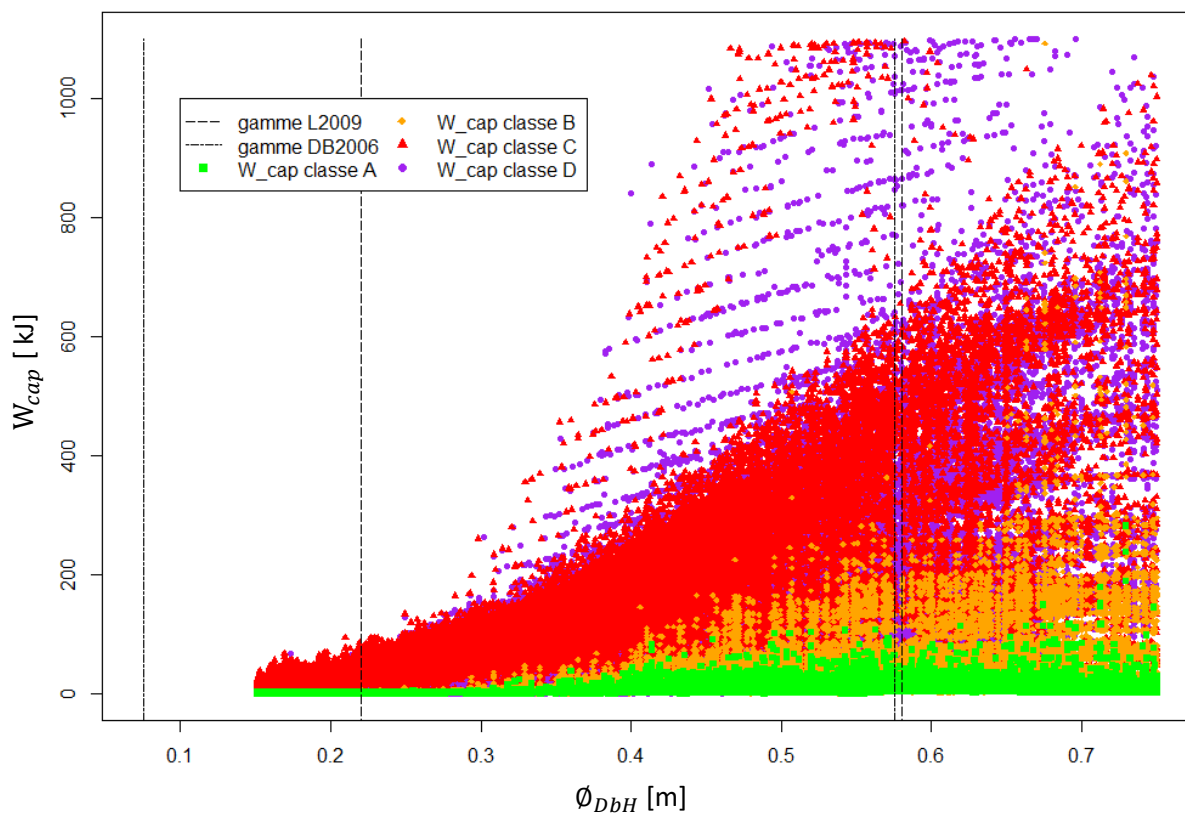


Figure 5-5 Énergie perdue par le bloc au cours de l'impact

Énergie perdue par le bloc au cours de l'impact (W_{cap}) des impacts de l'ensemble I_r en fonction du diamètre des arbres ϕ_{DbH} (Figure 5-5). Sont représentés avec des carrés verts, losanges orange, triangles rouges et disques violets les FCC respectives des classes de vulnérabilité A, B, C et D de l'ensemble I_r . Sont également représentées avec des tirets (--- et ...) noirs les gammes de valeurs de ϕ_{DbH} explorées lors de la mise en place des relations empiriques ($W_{capL2009}$, $W_{capDB2006}$).

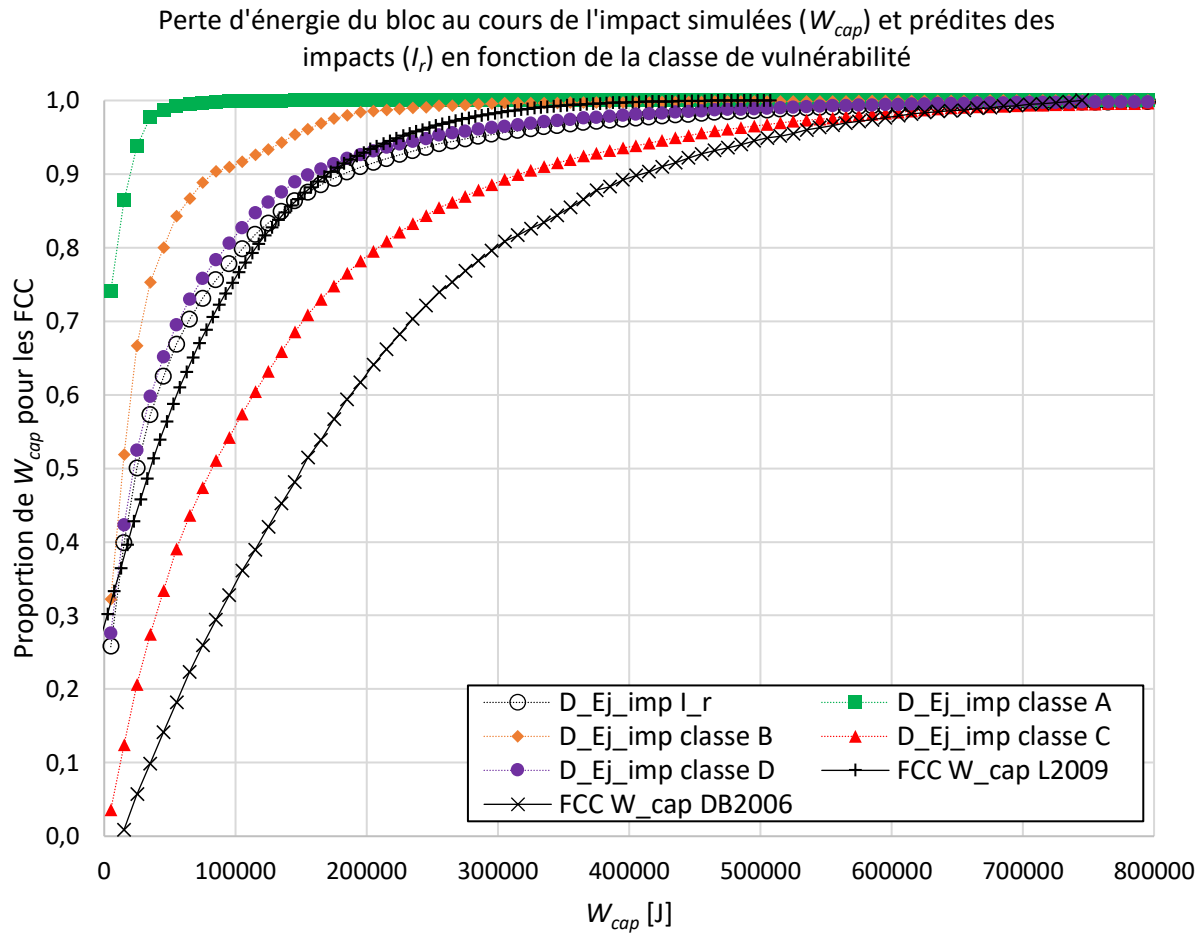


Figure 5-6 Distributions des énergies perdues par le bloc au cours de l'impact

Fréquences cumulées croissantes (FCC) des énergies perdues par le bloc au cours de l'impact (W_{cap} ou $\Delta E_{j_{imp}}$) en fonction des classes de vulnérabilités des arbres (Figure 5-6). Est représentée avec des cercles noirs la FCC de l'ensemble I_r . Sont représentées avec des carrés verts, losanges orange, triangles rouges et disques violets les FCC respectives des classes de vulnérabilité A, B, C et D de l'ensemble I_r . Sont également représentées avec des (+) et des (x) noirs les FCC de l'ensemble I_r respectivement prédites à l'aide des relations empiriques ($W_{capL2009}$, $W_{capDB2006}$).

5.3.2.3 Corrélations entre les variables décrivant (I_r)

Les relations entre les différentes variables décrivant les impacts simulés (I_r) sont analysées à l'aide des *coefficients de corrélation linéaires* (*coefficient de corrélation* de Pearson) calculés entre ces différentes variables. Ces coefficients sont compris entre -1 et 1 ; -1 correspondant à la diminution linéaire exacte d'une variable lors de l'augmentation d'une l'autre, 1 correspondant à une augmentation linéaire exacte et 0 à une absence de variation linéaire d'une variable par rapport à une autre. Les variables dont le *coefficient de corrélation* tend vers -1 ou 1 sont respectivement dites anticorrélées et corrélées entre elles, tandis que les variables sont dites non corrélées lorsque leur *coefficient de corrélation* tend vers 0.

Lorsque les classes de vulnérabilité ne sont pas prises en compte, on observe des *coefficients de corrélation* compris entre 0.31 et 0.59 entre les grandeurs dimensionnelles de l'arbre (\emptyset_{DBH} , l_{arbre} , l_{Houp} , m_{arbre}) et l'énergie et la proportion d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact (W_{cap} et ΔW_{cap}). L'augmentation de \emptyset_{DBH} , l_{arbre} , l_{Houp} et m_{arbre} ainsi que la diminution de ell_{arbre} induisent une augmentation de W_{cap} et ΔW_{cap} . On observe de plus des *coefficients de corrélation* compris entre -0.26 et -0.52 entre ε_{imp} , les caractéristiques relatives du bloc et de l'impact par rapport à l'arbre (mr_{bloc} et Hr_{imp}) d'une part et W_{cap} et ΔW_{cap} d'autre part. Le *coefficient de corrélation* entre V_{bloc} et W_{cap} est positif (0.12), tandis que celui avec ΔW_{cap} est négatif (-0.38) (Figure 5-7).

La valeur de W_{cap} est d'autant plus importante que l'arbre est de grandes dimensions, de grandes dimensions par rapport au bloc et à la localisation de l'impact (mr_{bloc} et Hr_{imp} faible), ainsi qu'avec un élancement faible et un moment résistant maximal de l'enracinement important. De plus, la valeur de W_{cap} est plus importante lorsque l'excentrement de l'impact est faible et que la capacité de l'impact à solliciter l'arbre est importante (V_{bloc} , EJ_{imp} importante), conformément aux observations de Dorren et Berger (2006) et Toe et al. (2017).

La valeur de ΔW_{cap} suit globalement une tendance similaire, diminuant cependant à mesure que la sollicitation de l'arbre augmente. ainsi, à mesure que la sollicitation de l'arbre augmente, la valeur de W_{cap} passe d'une limitation du fait de la capacité de l'impact à solliciter l'arbre, à une limitation du fait des propriétés mécaniques de l'arbre. Dans le premier cas, les valeurs de ΔW_{cap} peuvent être importantes, notamment lorsque le bloc est stoppé à l'issue de l'impact. Dans le second cas, les valeurs de ΔW_{cap} peuvent être faible, notamment pour les impacts les plus énergétiques détruisant l'arbre sans réduction significative de leur énergie. Ces deux cas de figures correspondent aux classes de vulnérabilité A et B d'une part et aux classes de vulnérabilité C et D aux classes d'autre part, les relations empiriques ($W_{capL2009}$, $W_{capDB2006}$) correspondant grossièrement aux situations limites entre ces deux cas de figure (Figure 5-6).

Par ailleurs, l'angle de l'impact (α_{imp}) n'a pas d'influence sur les valeurs de W_{cap} (Figure 5-7) du fait de l'absence de frottements pris en compte dans les simulations. Enfin, la fréquence de résonance de l'arbre (f_0), qui est une grandeur représentative du comportement mécanique de l'arbre, n'est pas corrélée aux valeurs W_{cap} (Figure 5-7). Ainsi, il n'est pas possible d'utiliser directement cette grandeur pour prédire directement l'efficacité de l'arbre.

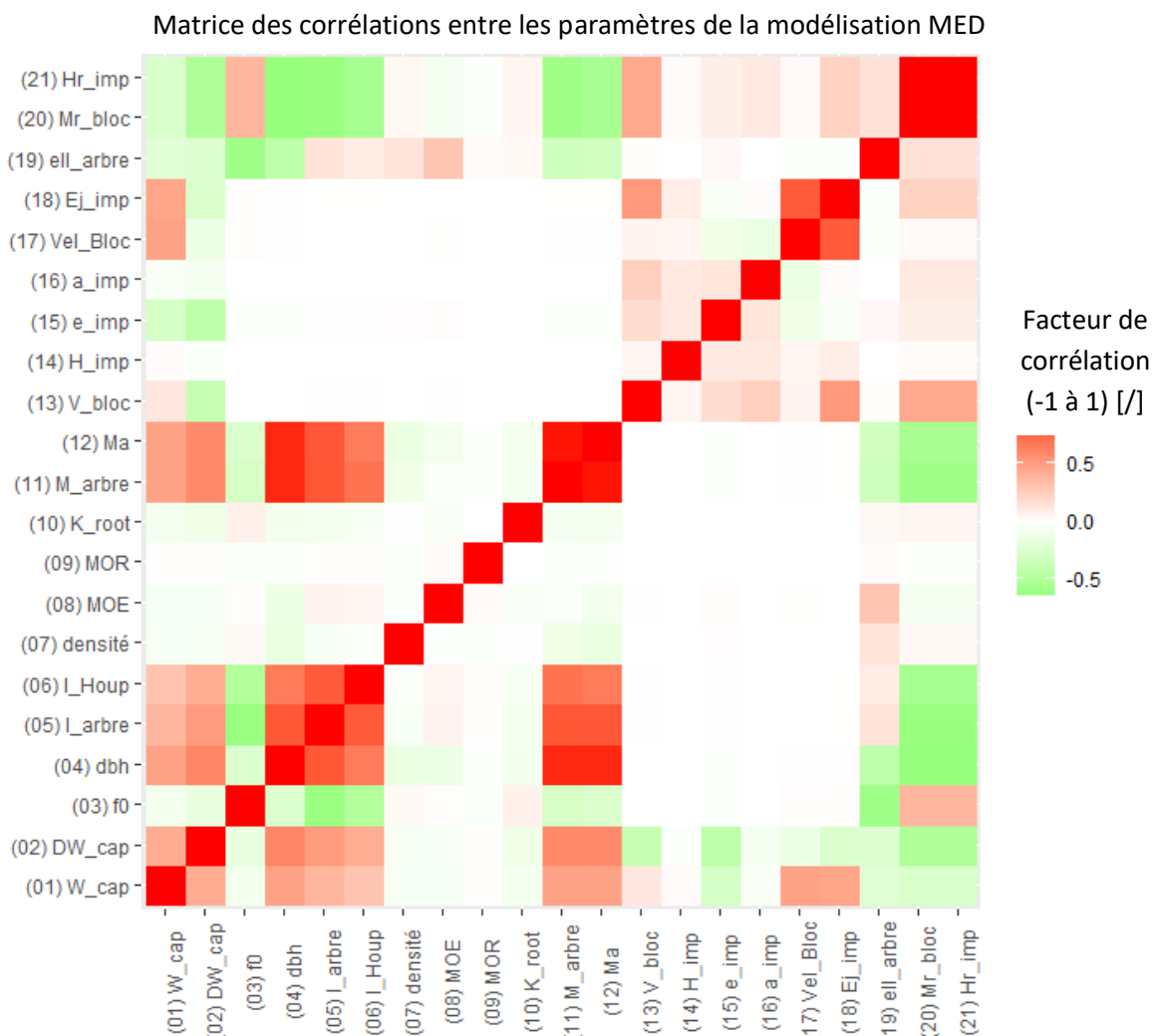


Figure 5-7 Matrice des corrélations entre les paramètres de la modélisation MED

Matrice des corrélations entre les paramètres de la modélisation *MED*, pour les impacts de l'ensemble (I_r). Toutes les classes de vulnérabilités sont confondues. (1) ΔEJ_{imp} ou W_{cap} (2) $\Delta_n EJ_{imp}$ ou ΔW_{cap} , (3) f_0 , (4) ϕ_{dbh} , (5) l_{arbre} , (6) l_{Houp} , (7) D_{tronc} , (8) *MOE*, (9) *MOR*, (10) K_{root} , (11) m_{arbre} , (12) M_a , (13) V_{bloc} , (14) H_{imp} , (15) ε_{imp} , (16) α_{imp} , (17) Vel_{Bloc} , (18) EJ_{imp} , (19) ell_{arbre} , (20) mr_{bloc} , (21) Hr_{imp} .

5.3.3 Métamodélisation de la vulnérabilité à deux classes

Pour réaliser la classification de la vulnérabilité à l'aide de la méthode des *SVM*, une fonction noyau radiale est choisie, celle-ci s'écrit $K(X_i, X_j) = \exp(-\gamma \|X_i - X_j\|^2)$, avec pour paramètre $\gamma > 0$. Cette fonction permet de modéliser les données de manière non linéaire dans un espace de grandes dimensions, tout en limitant le nombre de paramètres à ajuster à deux : (γ, C) (Dugelas, 2020).

La classification est ici limitée à deux classes (AB et CD). Afin de limiter les temps de calcul lors de la phase d'entraînement du métamodèle. Par ailleurs, les analyses préliminaires réalisées à l'aide de classifications à quatre classes (A, B, C et D) n'ont pas fourni de résultats suffisamment satisfaisants pour être utilisées. Enfin, les classes A et B tout comme les classes C et D ayant des caractéristiques similaires entre elles, la simplification de la classification propose des classes avec des caractéristiques restant cohérentes entre elles (Figure 5-6, Figure 5-7).

Une classification est considérée comme performante lorsque celle-ci a la plus grande *performance de prédiction* (P_{pred}) ainsi que la plus grande *performance de détection* (P_{det}) possible à l'aide du nombre le plus restreint de paramètres, en particulier en se limitant aux paramètres seulement accessibles à l'aide d'un essai de PR sur le terrain.

Une faible *performance de prédiction* pour la classe AB ($P_{pred}(AB)$) induit des risques dans la gestion forestière en amenant à privilégier des arbres vulnérables, prédisant des arbres comme non endommagés par des impacts alors que ceux-ci l'auraient été. Une faible *performance de détection* pour la classe AB ($P_{det}(AB)$) est moins problématique, prédisant un arbre endommagé alors qu'il ne l'aurait pas été. Une faible *performance de détection* induit une surévaluation des perturbations induites par les chutes de blocs, provoquant des surcoûts dans la gestion forestière et surévaluant la vulnérabilité de la forêt.

5.3.3.1 Classification à 12 variables indépendantes

L'entraînement de la classification est réalisé avec un taux d'échantillonnage différencié pour chacune des classes de vulnérabilité. Ainsi la classe AB a un taux d'échantillonnage deux fois supérieur à la classe CD (1 % contre 0.5 %), bien que le nombre d'individus de la classe AB dans le jeu d'apprentissage (I_{r-a}) soit plus de deux fois inférieur à celui de la classe CD (500 contre 1281) (Tableau 5-9).

Le taux d'échantillonnage plus important de la classe AB a pour objectif d'augmenter la valeur des indicateurs $P_{pred}(AB)$ et $P_{det}(AB)$, la classe AB représentant les arbres les moins vulnérables, qui sont les arbres importants à identifier dans le cadre de la gestion des forêts de protection (Figure 5-8). Par ailleurs, le maintien d'une disparité entre le nombre d'individus des classes AB et CD du jeu d'apprentissage avait pour objectif initial de ne pas trop diminuer la valeur de $P_{pred}G$. Cette précaution n'est pas reprise pour l'entraînement des classifications à 8 variables, où la disparité entre le nombre d'individus des classes AB et CD du jeu d'apprentissage est presque nulle, du fait du faible impact de cette mesure sur la valeur de $P_{pred}G$.

Les 12 variables d'entrées sont initialement indépendantes les unes des autres du fait de la méthode de génération des arbres (Tableau 5-1, Tableau 5-3). La sélection des impacts réalistes (I_r) ainsi que leurs endommagements à la suite des impacts induisent des corrélations entre les variables d'entrée, soit au niveau du jeu complet d'impact (Figure 5-7), soit au niveau de chaque classe de vulnérabilité. Ainsi, la prise en compte ou non d'une variable d'entrée n'a qu'un effet réduit sur la performance de la classification, du fait des corrélations existantes avec les autres variables d'entrée (Figure 5-8).

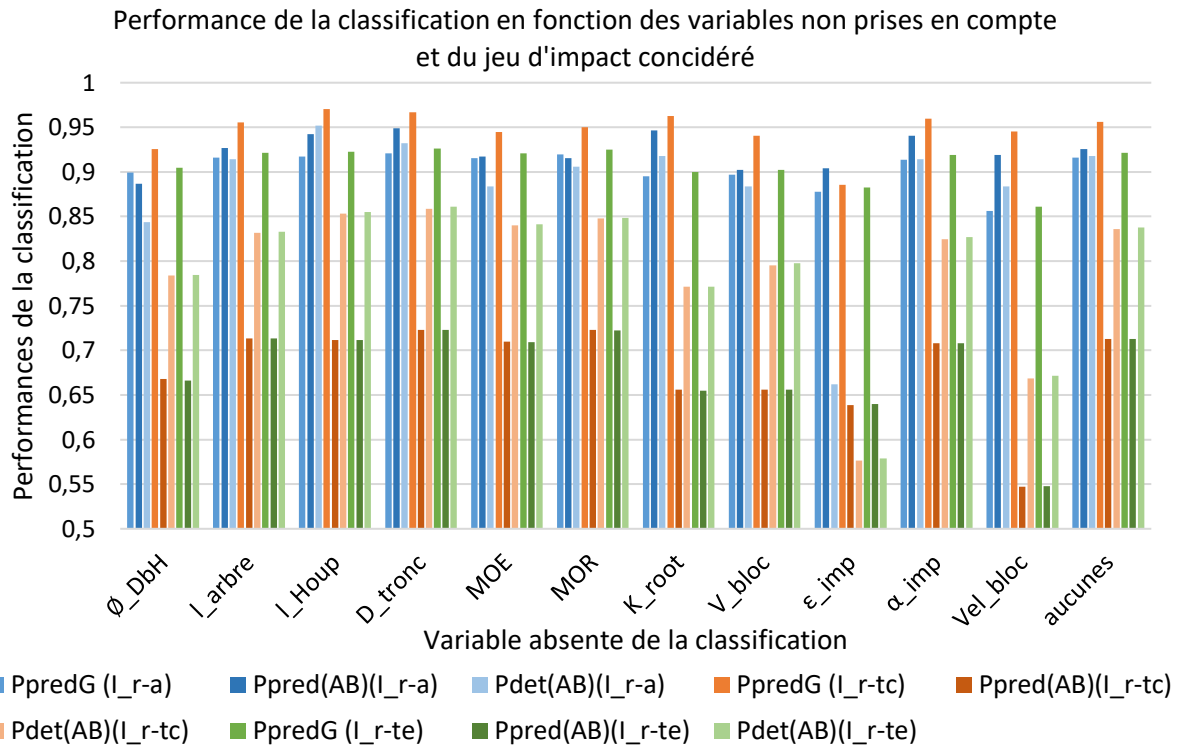


Figure 5-8 Performances de la classification à 12 variables de la vulnérabilité en fonctions des variables non prises en compte

Performances de la classification de la vulnérabilité en fonctions des variables non prises en compte. P_{predG} : performance de prédiction toutes classes confondues. $P_{pred(AB)}$: performance de prédiction pour la classe AB. $P_{det(AB)}$: performance de détection pour la classe AB. (I_{r-a}) Jeu d'apprentissage de la classification. (I_{r-te}) Jeu avec les mêmes gammes de variation que le jeu d'apprentissage, hors celui-ci. Jeu complet, hors-jeu d'apprentissage (I_{r-tc}).

La performance de la classification avec les 12 variables est importante sur le jeu d'entraînement, avec plus de 85 % des individus classés correctement (P_{predG}), quasiment 90 % d'individus de classe AB classés correctement ($P_{pred(AB)}$) et plus de 90 % des individus de classe AB détectés ($P_{det(AB)}$). La non-prise en compte de \emptyset_{DbH} induit une diminution de l'ordre de 1 % pour la détection des individus de classe AB ($P_{det(AB)}$), tandis que la non-prise en compte de l'excentricité de l'impact (ϵ_{imp}) induit une diminution de l'ordre de 5 % de $P_{det(AB)}$. La non-prise en compte des autres dimensions et propriétés de l'arbre (l_{arbre} , l_{Houp} , D_{tronc} , MOE , MOR et K_{root}) a une faible influence sur la performance de la classification. La non-prise en compte des caractéristiques de l'impact (V_{bloc} , Vel_{bloc} , H_{imp} et ϵ_{imp}) induit une diminution plus importante des performances de la classification, à l'exception de l'angle d'impact (α_{imp}), qui n'a pas d'effet significatif.

On observe une diminution des performances des classifications pour les individus de classe AB lorsque celles-ci sont appliquées aux jeux de données plus étendus (I_{r-te} et I_{r-tc}). Si la proportion globale d'individus classés correctement ($P_{pred}G$) augmente pour les ensembles I_{r-te} et I_{r-tc} (entre 3 % et 15 %), cela se fait au détriment de la classification des individus de classe AB, avec une diminution de la prédiction correcte de la classe des individus ($P_{pred}(AB)$) (entre 25 % et 40 %) et une diminution de la détection des individus ($P_{det}(AB)$) (entre 1 % et 15 %). Les classifications ne prenant pas en compte \emptyset_{DBH} , ainsi que K_{root} sont celles dont les performances sont plus faibles, avec $P_{pred}(AB)$ respectivement à 61 % et 59 % et $P_{det}(AB)$ respectivement à 88 % et 85 %. De plus, les classifications ne prenant pas en compte les caractéristiques de l'impact (V_{bloc} , Vel_{bloc} et ε_{imp}) ont les performances les plus réduites, avec $P_{pred}(AB)$ respectivement à 58 %, 54 % et 47 % et $P_{det}(AB)$ respectivement à 85 %, 77 % et 73 %.

L'efficacité de l'arbre, en particulier la quantité d'énergie maximale perdue par le bloc au cours de l'impact ($W_{capL2009}$, $W_{capDB2006}$), est principalement fonction du diamètre de l'arbre (\emptyset_{DBH}) (Dorren et Berger, 2006; Lundström et al., 2009; Toe, 2016). La relation empirique $W_{capL2009}$ délimite relativement correctement les classes de vulnérabilités AB et CD (Figure 5-6), ce qui fait des dimensions de l'arbre, en particulier \emptyset_{DBH} , des grandeurs importantes dans les classifications de la vulnérabilité. Par ailleurs, la distribution des individus de classe AB est sensible à la valeur de K_{root} , celle-ci intervenant en partie dans la stabilité de l'arbre et donc dans sa vulnérabilité à l'impact. La non-prise en compte de K_{root} dans les classifications réduit la performance de celles-ci.

La distribution des classes de vulnérabilité est sensible aux variables V_{bloc} et Vel_{bloc} , donc indirectement à l'énergie initiale du bloc (EJ_{imp}). Ces variables, ainsi que l'excentricité de l'impact (ε_{imp}), pour laquelle la distribution des classes de vulnérabilité est aussi sensible, déterminent en partie le niveau de sollicitation de l'arbre par l'impact, qui détermine en partie la vulnérabilité de l'arbre. Leur non-prise en compte induit ainsi une réduction de la performance des classifications.

La prise en compte de toutes les variables indépendantes de la modélisation permet de réaliser une classification de la vulnérabilité de l'ensemble des arbres modélisés (I_{r-tc}) prédisant correctement la classe des individus ($P_{pred}G$) à 93 %, classant correctement les individus de classe AB ($P_{pred}(AB)$) à 65 % et détectant correctement les individus de classe AB ($P_{det}(AB)$) à 92 %. La non-prise en compte du diamètre de l'arbre et de la raideur de l'enracinement (\emptyset_{DBH} , K_{root}) et surtout des caractéristiques de l'impact (V_{bloc} , Vel_{bloc} , H_{imp} et ε_{imp}) limite très fortement la capacité à étendre la classification, ces grandeurs étant ainsi déterminantes dans la vulnérabilité de l'arbre aux impacts.

5.3.3.2 Classification à 8 variables

Afin de se placer dans une situation plus proche des contraintes des essais in situ, plusieurs classifications ont été mises en place avec un nombre plus réduit de variables, celles-ci correspondant à celles mesurables lors des essais de *PR* in situ. Les variables présentes dans les classifications ne sont pas toutes indépendantes entre elles, l'élanement de l'arbre (ell_{arbre}) étant calculé à partir de la hauteur et du diamètre de l'arbre (l_{arbre} , ϕ_{DBH}), tandis que la fréquence du premier mode de résonance de l'arbre (f_0) est une conséquence des masses et dimensions de l'arbre et des propriétés mécaniques de celui-ci, bien que les corrélations restent faibles (Figure 5-7). Le volume du bloc (V_{bloc}) est ici considéré comme une variable accessible sur le terrain, soit par l'analyse de la zone de départ des blocs, soit par mesure in situ du volume de blocs issus d'anciens épisodes de chutes de blocs.

Le jeu d'entraînement de la classification (I_{r-a})(Cl_8v@1 %min) est constitué de 1500 individus de la classe AB, soit 3 % de son effectif total et de 2561 individus de la classe CD, soit 1 % de son effectif total (Tableau 5-9).

La performance globale ($P_{pred}G$) des classifications s'établit autour de 85 % pour le jeu d'entraînement (I_{r-a}), quelles que soient les variables non prises en compte (Figure 5-8). La diminution de performance des classifications par rapport à celles à 12 variables est plus marquée pour la classe AB, la performance de classification des individus de classe AB ($P_{pred}(AB)$) étant comprise entre 68 % et 73 % tandis que la détection de ceux-ci ($P_{det}(AB)$) est comprise entre 55 % et 64 %. La perte de performance des classifications est aussi plus marquée lorsque V_{bloc} ou K_{root} ne sont pas pris en compte. Ainsi, malgré une forte représentation des individus de classe AB dans le jeu d'entraînement (I_{r-a}), la non-prise en compte des caractéristiques de l'impact (Vel_{bloc} , H_{imp} et ε_{imp}) ainsi que des propriétés mécaniques de l'arbre (D_{tronc} , MOR) ne permettent pas de mettre en place une classification capable de prédire correctement la classe d'endommagement de l'arbre (Figure 5-9).

Par ailleurs, la non-prise en compte de la fréquence fondamentale des arbres (f_0), n'a pas d'influence significative sur les performances de la classification, bien que les corrélations avec les autres variables prises en compte restent faibles.

L'application des classifications aux autres jeux d'impacts (I_{r-te} et I_{r-tc}) induit une diminution supplémentaire de leurs performances : $P_{pred}G$ restant stable sur le jeu étendu (I_{r-te}), mais diminuant pour s'établir entre 75 % et 78 % sur le jeu complet (I_{r-tc}). Les performances des classifications pour la classe AB sont réduites, avec une classification des individus de classe AB ($P_{pred}(AB)$) comprise entre 40 % et 44 % sur le jeu complet (I_{r-tc}) (comprise entre 40 % et 45 % sur le jeu (I_{r-te})) et une détection des individus de classe AB ($P_{det}(AB)$) comprise entre 53 % et 62 % sur les deux jeux (I_{r-te} et I_{r-tc}). La non-prise en compte de K_{root} induit les performances les plus faibles de la classification pour la classe AB, avec une valeur de $P_{pred}(AB)$ de 40 % et une valeur de $P_{det}(AB)$ de 53 %. La non-prise en compte de V_{bloc} induisant une valeur de $P_{pred}(AB)$ similaire de 40 %, mais une valeur de $P_{det}(AB)$ supérieure, de 61 % (Figure 5-9).

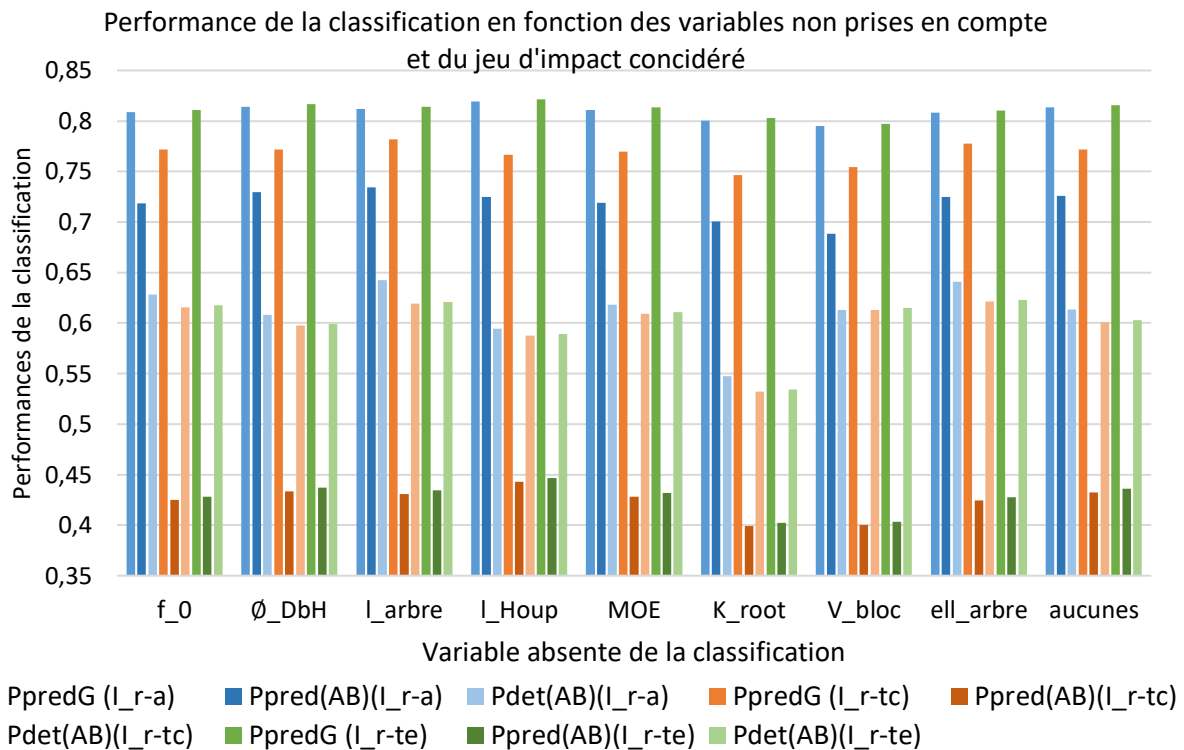


Figure 5-9 Performances de la classification à 8 variables de la vulnérabilité en fonctions des variables non prises en compte

Performances de la classification de la vulnérabilité en fonctions des variables non prises en compte. P_{predG} : performance de prédiction toutes classes confondues. $P_{pred(AB)}$: performance de prédiction pour la classe AB. $P_{det(AB)}$: performance de détection pour la classe AB. (I_{r-a}) Jeu d'apprentissage de la classification. (I_{r-te}) Jeu avec les mêmes gammes de variation que le jeu d'apprentissage, hors celui-ci. Jeu complet, hors-jeu d'apprentissage (I_{r-tc}). (Liste des abréviations)

Pour les mêmes raisons que pour la classification à 12 variables (Figure 5-8), la non-prise en compte de la raideur de l'enracinement dans les classifications réduit la performance de celles-ci. Par ailleurs, le nombre réduit de variables décrivant l'impact (seulement V_{bloc}) et donc décrivant la sollicitation subie par l'arbre lors de l'impact, pour laquelle la distribution des classes de vulnérabilité est sensible, ne permet pas d'entraîner une classification dont les performances sont exploitables une fois appliquée sur les autres jeux d'impacts (I_{r-te} et I_{r-tc}).

La classification correcte des individus de classe AB ($P_{det(AB)}$) et dans une moindre mesure, la détection des individus de classe AB ($P_{det(AB)}$) dépend de la prise en compte des caractéristiques de l'impact, ainsi que de la stabilité de l'arbre. La performance globale de la classification (P_{predG}) est moins dépendante de la prise en compte des caractéristiques de l'impact, car une majorité des impacts induisent un endommagement de l'arbre (Tableau 5-8).

5.3.3.3 Effet de l'échantillonnage

Plusieurs classifications prenant en compte 8 variables d'entrées sont mises en place, à l'aide de différents jeux d'entraînement (I_{r-a}) ayant des taux d'échantillonnage croissant (Tableau 5-9) :

- Le jeu d'entraînement (I_{r-a})(Cl_8v@1 %min) (Figure 5-9) avec un taux d'échantillonnage minimal de %, est constitué de 1500 individus de la classe AB, soit 3 % de l'effectif de la classe et de 2561 individus de la classe CD, soit 1 % de l'effectif de la classe.
- le jeu d'entraînement (I_{r-a}) (Cl_8v@2 %min) avec un taux d'échantillonnage minimal de 2 %, est constitué de 4500 individus de la classe AB, soit 9 % de l'effectif de la classe et de 5123 individus de la classe CD, soit 2 % de l'effectif de la classe.
- le jeu d'entraînement (I_{r-a}) (Cl_8v@3 %min) avec un taux d'échantillonnage minimal de 3 %, est constitué de 7500 individus de la classe AB, soit 15 % de l'effectif de la classe et de 7684 individus de la classe CD, soit 3 % de l'effectif de la classe.

Classification	Effectif classe AB (I_{r-a}) (taux d'échantillonnage)	Effectif classe CD (I_{r-a}) (taux d'échantillonnage [%])
12 variables	500 (1 %)	1281 (0.5 %)
Cl_8v@1 %min	1500 (3 %)	2561 (1 %)
Cl_8v@2 %min	4500 (9 %)	5123 (2 %)
Cl_8v@3 %min	7500 (15 %)	7684 (3 %)

Tableau 5-9 Effectifs des jeux d'entraînement des différentes classifications

Effectifs des jeux d'entraînement (I_{r-a}) des différentes classifications. () le taux d'échantillonnage au sein de la classe pour chacune des classes.

La classification (Cl_8v@2 %min) est la classification avec les performances les plus importantes sur le jeu complet (I_{r-tc}), avec une performance globale ($P_{pred}G$) de 86 %, une prédiction de la classe des individus de classe AB ($P_{pred}(AB)$) de 48 %, ainsi qu'une détection de ceux-ci ($P_{det}(AB)$) de 79 %. L'augmentation du taux d'échantillonnage du jeu d'entraînement (I_{r-a}), n'induisant pas d'augmentation des performances pour la classification (Cl_8v@3 %min), notamment pour la classe AB, bien que celle-ci représente quasiment la moitié des individus du jeu d'entraînement (I_{r-a})(Figure 5-10). La vulnérabilité des arbres dépend des conditions d'impact avec le bloc, lorsque celles-ci ne sont pas connues, les performances des classifications sont limitées, quelle que soit la taille du jeu d'entraînement.

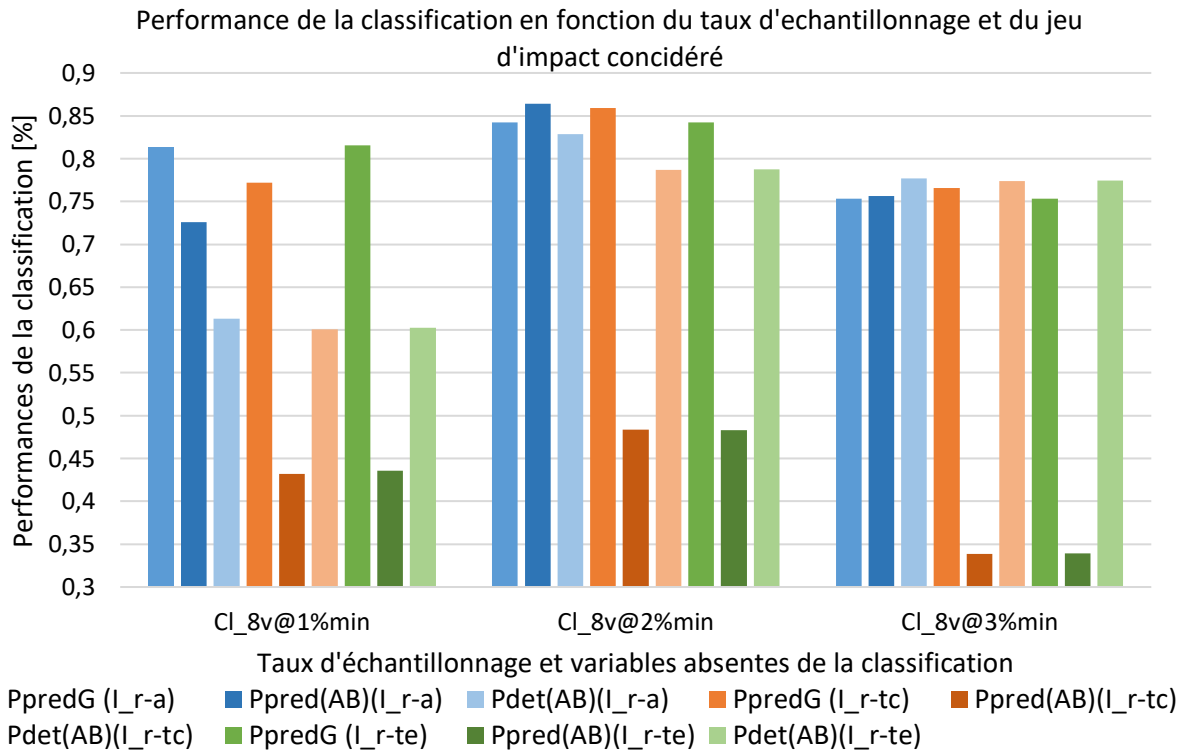


Figure 5-10 Performances de la classification à 8 variables de la vulnérabilité en fonctions du taux d'échantillonnage

Performance de la classification de la vulnérabilité en fonctions du taux d'échantillonnage. CI_8v@XX %min : classification avec 8 variables d'entrée avec XX % d'échantillonnage minimum. P_{predG} : performance de prédiction toutes classes confondues. $P_{pred(AB)}$: performance de prédiction pour la classe AB. $P_{det(AB)}$: performance de détection pour la classe AB. (I_{r-a}) Jeu d'apprentissage de la classification. (I_{r-te}) Jeu avec les mêmes gammes de variation que le jeu d'apprentissage, hors celui-ci. Jeu complet, hors-jeu d'apprentissage (I_{r-tc}).

5.4 Conclusion

Les travaux réalisés dans ce chapitre portent sur la mise en place d'une procédure de génération impacts couvrant une large gamme de vitesse et de dimensions du bloc, de localisation de l'impact sur des arbres dont les dimensions, les propriétés mécaniques et les comportements statiques, dynamiques et à l'impact sont variés et jugés comme réalistes. Ces travaux portent par ailleurs sur la mise en place d'une métamodélisation permettant de prédire la classe d'endommagement des arbres modélisés à l'issue de l'impact à l'aide d'un ensemble de variables d'entrées caractérisant l'arbre et l'impact. De ces travaux, il est possible de tirer les observations suivantes :

- Bien que la fréquence fondamentale de l'arbre (f_0) soit une variable permettant de définir le comportement mécanique de l'arbre qui est utilisée pour sélectionner des arbres avec un comportement mécanique réalistes, sa prise en compte en tant que variables d'entrée dans les classifications n'a pas d'influence particulière dans la prédiction de la classe de vulnérabilité de l'arbre. De plus, la valeur de f_0 n'est pas corrélée avec la quantité d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact (W_{cap}).

- La vulnérabilité des arbres peut être décrite de manière simplifiée à l'aide de deux classes (classe AB et CD) correspondant à deux cas de figure où le comportement de l'arbre à l'impact est distinct.
 - Dans le premier cas, correspondant à la classe de vulnérabilité AB, les arbres ne sont pas fortement endommagés, la valeur de W_{cap} est déterminée principalement par les conditions d'impact du fait d'une sollicitation de l'arbre par le bloc trop faible pour endommager fortement celui-ci. Les rebonds des blocs avec une proportion importante d'énergie résiduelle ont lieu majoritairement dans ce cas de figure.
 - Dans le second cas, correspondant à la classe de vulnérabilité CD, les arbres ont un de leur compartiment détruit, la valeur de W_{cap} est déterminée par les caractéristiques mécaniques et dimensionnelles de l'arbre, en plus de celles de l'impact. Du fait de la forte sollicitation de l'arbre pour ce type d'impact, la déstabilisation de l'arbre induite par l'impact peut être importante, tout comme l'énergie cinétique de l'arbre à l'issue de l'impact. Ce second cas présente des valeurs de W_{cap} plus hétérogènes, celles-ci étant significativement plus faible pour la classe de vulnérabilité D que pour la classe de vulnérabilité C.
- La valeur limite de W_{cap} entre ces deux cas de figure est relativement bien prédite à l'aide de la relation empirique $W_{capL2009}$, tandis que la relation empirique $W_{capDB2006}$ correspond à une valeur maximale pour l'ensemble des impacts tant que $W_{cap} < 600kJ$.
- La prédiction de la classe de vulnérabilité de l'arbre nécessite la prise en compte des variables caractérisant l'impact (V_{bloc} , Vel_{bloc} et ε_{imp}) en plus de la prise en compte des variables caractérisant les dimensions et le comportement mécanique de l'arbre (notamment K_{root} et ϕ_{DbH}) afin d'être performante.
- La prise en compte des propriétés mécaniques de l'arbre uniquement observables de manière destructive permet de mettre en place une classification prédisant correctement la vulnérabilité des arbres de classe AB jusqu'à 65 % ($P_{pred}(AB)$) avec une détection correcte de ceux-ci jusqu'à 92 % ($P_{det}(AB)$).
- La seule prise en compte du volume du bloc (V_{bloc}), ainsi que des variables observables à l'aide d'un essai de PR permet mettre en place des classifications avec des performances plus réduites, avec une prédiction correcte de la vulnérabilité des arbres de classe AB ($P_{pred}(AB)$) de 48 % et une détection ($P_{det}(AB)$) de 79 %. La prise en compte uniquement des variables observables à l'aide d'un essai de PR réduit encore les performances des classifications, les rendant inexploitable.

Ainsi, les classifications mises en place afin de prédire la classe de vulnérabilité de l'arbre à la suite d'un impact à l'aide des grandeurs caractérisant l'arbre, obtenues lors d'un essai de PR in situ, nécessitent la prise en compte des caractéristiques d'impacts pour être exploitables. Celles-ci n'étant par ailleurs exploitable que lorsque la vulnérabilité de l'arbre est décrite de manière simplifiée à l'aide de deux classes de vulnérabilité.

Les caractéristiques des impacts peuvent être évaluées via une prédiction de la trajectoire du bloc, dans le cadre d'une simulation de l'aléa chute de bloc (Bourrier et Acary, 2021; Toe, 2016), afin de pouvoir utiliser ces classifications lors de diagnostic d'arbre soumis à un aléa chute de bloc. Complémentairement, les classifications proposées ici peuvent être intégrées dans ces mêmes simulations, afin de prédire de manière directe l'état d'endommagement de la forêt à l'issue d'un évènement chute de bloc.

Par ailleurs, dans le cas du diagnostic d'arbres soumis à un aléa chute de bloc, les classifications développées ici peuvent permettre de déterminer l'endommagement de l'arbre en fonction de scénario de chutes de bloc. Dans le cas de l'utilisation d'arbres comme support d'ouvrage de protection comme des filets pare-bloc, les classifications proposées peuvent permettre de déterminer les caractéristiques des impacts pour lesquels l'arbre serait endommagé.

Un travail plus approfondi sur l'entraînement des classifications par *SVM* permettrait certainement d'augmenter leurs performances. Par ailleurs, la méthodologie mise en place dans ce chapitre et dans ce travail de thèse pourrait être appliquée à d'autres espèces d'arbres, soit avec des caractéristiques dimensionnelles proches de celle d'épicéas (*Picea abies* (L. Karst)) (tel que *Abies alba* (Mill.), *Pseudotsuga menziesii* (Mirb.), *Larix decidua* (Mill.)) ou non (*Pinus ssp.*, *Fagus sylvatica* (L.), *Quercus ssp.*) afin de pouvoir étendre la prédiction de la vulnérabilité d'un arbre aux chutes de bloc à d'autres types de peuplements. L'approfondissement de la méthodologie mise en place permettrait notamment de participer à l'évaluation de l'effet de l'adaptation des forêts au changement climatique du point de vue la vulnérabilité de celles-ci à l'échelle de l'arbre vis-à-vis des chutes de bloc. La méthodologie proposée pourrait enfin être adaptée afin de prédire la vulnérabilité de l'arbre à d'autres types de sollicitations, comme celle du vent.

6 Conclusions et perspectives

6.1 Conclusions

Ce travail de thèse a été initié dans le but d'améliorer la compréhension de la vulnérabilité des arbres à l'impact, ainsi que pour mettre en place un protocole d'essai non destructif réalisable in situ permettant d'évaluer leur vulnérabilité. L'amélioration de la compréhension et l'évaluation de la vulnérabilité des arbres à l'impact ont pour objectif de permettre une meilleure prise en compte de celle-ci dans la gestion sylvicole des forêts de protections contre le risque de chute de blocs, afin d'améliorer leur fonction de protection.

Les principaux résultats de cette thèse portent sur :

- L'identification des grandeurs décrivant la réponse dynamique de l'arbre à un impact et à une sollicitation de type « Pull – Release » (*PR*),
- La mise en place et l'application sur 6 épicéas (*Picea abies* (*L. Karst*)) d'un protocole d'essais non destructif permettant de mesurer ces grandeurs,
- Le développement d'une modélisation numérique de l'arbre, par Méthode Éléments Discrets (*MED*), capable de reproduire son comportement mécanique lors d'un impact après avoir été calibrée à l'aide de grandeurs issues d'essais de *PR*,
- La mise en place d'un métamodèle, par Support Vecteur Machine (*SVM*), afin de prédire la vulnérabilité de l'arbre à l'aide une campagne de simulation d'impact.

6.1.1 Grandeurs caractérisant le comportement dynamique de l'arbre

Le comportement dynamique de l'arbre dépend à la fois des caractéristiques mécaniques de l'arbre ainsi que des caractéristiques de la sollicitation. Du fait de la diversité des sollicitations induites par les impacts sur les arbres et de la différence importante avec les sollicitations induites par des essais de *PR*, il est nécessaire d'identifier dans la réponse dynamique de l'arbre à ces deux sollicitations (impact et *PR*) les variables indépendantes de la sollicitation, permettant de décrire le comportement mécanique de l'arbre. Pour cela, plusieurs modélisations de l'arbre, soumises à des sollicitations reproduisant des impacts et des essais de *PR*, ont été mises en place. (Cf. : Chapitre 2, Analyse de la réponse dynamique des arbres à l'impact en comparaison avec la réponse sous vibration libre à l'aide d'approches numériques.)

Dans le cadre de ces modélisations, l'arbre est modélisé par un mât de section cylindrique, de propriétés mécaniques uniformes, soit encasté, soit ancré au sol par une liaison élastique de raideur en rotation constante. Pour certaines modélisations, la masse du houppier est représentée par une masse ponctuelle au sommet du mât. Les sollicitations sont soit des impacts à différentes énergies, soit des efforts de type impulsif ou représentant des essais de *PR* de différentes amplitudes. Les modélisations de l'arbre sont réalisées de manière analytique, avec la méthode des éléments finis (*MEF*) ou la méthode des éléments discrets (*MED*).

La réponse dynamique des modélisations de l'arbre aux différentes sollicitations est une réponse vibratoire. Les fréquences des pics de résonance des modélisations sont les seules grandeurs qui ne sont pas influencées par la sollicitation. Ces fréquences sont identiques aux fréquences modales, et peuvent être utilisées pour caractériser le comportement dynamique des arbres.

Par ailleurs, les réponses statiques et vibratoires de la modélisation dépendent des raideurs du tronc et de l'enracinement. L'influence de ces raideurs sur le comportement de l'arbre dépend de la proportion du mouvement induit par la déformation de chacun de ces deux compartiments, une déformation négligeable d'un compartiment permettant de négliger l'influence de sa raideur.

La réponse mécanique de la modélisation de l'arbre peut être considérée comme linéaire par rapport à la sollicitation, dans la gamme d'amplitude modélisée. Cependant, l'effet de déstabilisation induit par le poids de l'arbre doit être pris en compte. Il est ainsi nécessaire de représenter de manière fine la masse de l'arbre et la répartition de celle-ci afin que les modélisations de l'arbre mises en place puissent être calibrées avec des valeurs réalistes.

Enfin, le comportement statique et dynamique de l'arbre peut être modélisé de manière performante par la *MED*.

6.1.2 Protocole d'évaluation du comportement dynamique de l'arbre

Pour mesurer les propriétés mécaniques de l'arbre, un protocole d'essai non destructif a été développé et appliqué sur 6 épicéas (*Picea abies* (L. Karst)). Les résultats obtenus ont ensuite été comparés avec des résultats issus de la bibliographie (Jonsson et al., 2007, 2006; Lundström et al., 2009). (Cf. : Chapitre 3, Protocole de mesure des grandeurs représentatives des comportements statiques, sous vibration libre et sous impact des arbres à l'aide d'essais non destructifs)

Le protocole de mesure mis en place est basé sur la réalisation d'essais de *PR*. La géométrie du tronc est décrite par un ensemble de diamètres pris à différentes hauteurs le long du tronc et le houppier est seulement décrit par sa longueur. Le comportement mécanique de l'arbre est décrit par le déplacement du tronc au niveau du *point de sollicitation*, par la rotation au niveau de la base du tronc et par l'effort associé. Le comportement dynamique de l'arbre est décrit par les fréquences de résonance identifiées lors de la réponse vibratoire libre de l'arbre.

Lors des essais in situ, il n'a été possible de ne mesurer que la première fréquence de résonance. De plus, du fait de l'amplitude de sollicitation limitée, nécessaire à la réalisation d'un essai non destructif ainsi que du fait de limitations matérielles, la durée de la phase de vibration libre de l'arbre analysable a induit une résolution maximale de 5 % sur la valeur de cette fréquence.

Les valeurs issues de ce protocole d'essai, ainsi que celles issues de la bibliographie, sont homogènes entre elles et peuvent être employées par la suite pour calibrer une modélisation de l'arbre capable de prédire le comportement statique et dynamique de celui-ci.

6.1.3 Modèle de la réponse dynamique d'un arbre à l'impact d'un bloc

La modélisation de la réponse d'un arbre à l'impact d'un bloc est réalisée à l'aide de la *MED*, ce qui permet de prendre en compte simplement les contacts entre l'arbre et le bloc lors des simulations d'impacts. L'arbre est modélisé par un tronc, représenté par un cône tronqué à un diamètre de 10 cm minimum et par un houppier représenté par une masse répartie sur la partie sommitale du tronc ainsi que par une masse ponctuelle au sommet du cône. L'enracinement est modélisé par un ancrage dont le moment résistant par rapport à sa rotation suit une loi élastoplastique. Le matériau constituant le tronc a des propriétés mécaniques homogènes, avec une loi de comportement mécanique de type trilineaire. La mise en place de ces lois de comportement permet de représenter la vulnérabilité de l'arbre dans la modélisation, avec plusieurs états d'endommagement possibles. La contrainte maximale avant rupture du tronc (*MOR*) est issue d'une relation empirique, tout comme le moment résistant maximal de l'enracinement, du fait de l'impossibilité de mesurer ces grandeurs de manière non destructive. Par ailleurs, ces deux grandeurs n'interviennent pas dans la calibration de la modélisation, celle-ci étant réalisée à partir de sollicitations non destructives de l'arbre. (Cf. : Chapitre 4, Analyse détaillée de la réponse d'arbres réalistes à l'aide d'un modèle numérique calibré)

La modélisation est calibrée afin que les déformations statiques de l'arbre ainsi que la première fréquence de résonance soient identiques à celles observées in situ lors des essais de *PR*. Les raideurs du tronc et de l'enracinement, ainsi que les masses de l'arbre et du houppier, ne sont pas des grandeurs pouvant être directement mesurées in situ. Celles-ci sont évaluées à la suite de la calibration du modèle d'arbre.

La modélisation de l'arbre proposée est suffisamment réaliste pour que les valeurs de raideur de l'enracinement et du tronc ainsi que de masse de l'arbre calibrées aient des écarts faibles avec les valeurs issues de la littérature ou prédites à l'aide de relations empiriques. L'utilisation de relations empiriques pour l'évaluation initiale de ces grandeurs permet de limiter le risque de réaliser une calibration avec des valeurs de paramètres non réalistes.

La quantité maximale d'énergie perdue par le bloc au cours de l'impact (W_{cap}) issue de la modélisation est proche de celles prédites par les relations empiriques (écart entre -27 % et -2 %) (Dorren and Berger, 2006; Lundström et al., 2009). Il est à noter que cette grandeur est d'autant plus surévaluée que la quantité d'énergie initiale du bloc augmente. Deux types de configurations d'impacts induisent des comportements de l'arbre ainsi que des valeurs de W_{cap} distincts : les impacts de faible énergie induisent typiquement le rebond du bloc, tandis que les impacts de forte énergie induisent typiquement la destruction de l'arbre.

6.1.4 Prédiction de la vulnérabilité des arbres à l'impact

La vulnérabilité de l'arbre dépend des propriétés mécaniques et dimensionnelles de l'arbre ainsi que des propriétés du bloc et des caractéristiques de l'impact. Une campagne de simulations de 380000 impacts a été mise en place afin de simuler une large variété d'impacts sur un ensemble d'arbres aux dimensions variées et au comportement mécanique réaliste. Les résultats de cette campagne de simulation ont ensuite été utilisés pour mettre en place une prédiction de la vulnérabilité de l'arbre en fonction des caractéristiques de celui-ci et de l'impact. (Cf. : Chapitre 5, Prédiction de la vulnérabilité de l'arbre : construction d'un métamodèle.)

Un ensemble d'arbres a été généré à partir de la modélisation par la *MED* de l'arbre. Dans ce cadre, les arbres générés sont considérés comme réalistes lorsque leurs dimensions sont comprises dans des gammes observées in situ et lorsque leur fréquence de résonance est comprise dans l'intervalle de dispersion des 99 % de la relation empirique prédisant celle-ci. Les arbres générés et considérés comme réalistes sont ensuite impactés par un ensemble d'impacts aux caractéristiques variées, avec des énergies cinétiques allant jusqu'à 2120 kJ, pour des hauteurs d'impact allant jusqu'à 5 m.

La modélisation de l'arbre ainsi que les critères de réalismes proposés permettent de générer des arbres dont le comportement dynamique à l'impact est réaliste, avec la W_{cap} issue des modélisations en accord avec la relation empirique issue des travaux de Lundström et al. (2009) ; la relation empirique issue des travaux Dorren et Berger (2006) correspondant à une valeur maximale. Dans les gammes de paramètres explorées, 85 % des arbres ont au moins un de leur compartiment détruit, ce compartiment étant l'enracinement dans 66 % des cas. Seuls 5 % des arbres sont intacts à l'issue de l'impact et tous les arbres sont détruits pour des énergies cinétiques initiales des blocs supérieurs à 1400 kJ.

Dans le cas d'impacts endommageant peu les arbres, la quantité d'énergie perdue par le bloc dépend plutôt des conditions d'impact, les rebonds du bloc ayant lieu majoritairement dans ce cas de figure. À l'inverse, dans le cas d'impacts détruisant le tronc ou l'enracinement de l'arbre, cette quantité d'énergie dépend plutôt des caractéristiques mécaniques et dimensionnelles de l'arbre.

Une classification permettant de prédire la vulnérabilité des arbres à l'impact de blocs rocheux a été construite à l'aide de la méthode « SVM ». La performance de cette classification a été évaluée par sa capacité à prédire correctement l'endommagement d'un arbre à l'issue d'un impact, ainsi que par sa capacité à prédire correctement et détecter les arbres non endommagés, la détection de ces arbres étant importante dans le cadre de la gestion sylvicole des forêts de protection.

La prédiction de la vulnérabilité de l'arbre nécessite la prise en compte des variables caractérisant l'impact, en plus de la prise en compte des variables caractérisant les dimensions et le comportement mécanique de l'arbre. Ces dernières sont mesurables in situ et pour certaines de manière non destructive, comme la raideur de l'enracinement et le diamètre de l'arbre. A l'inverse, des variables caractérisant l'impact, comme que le volume et la vitesse du bloc ainsi que de l'excentrement de l'impact, ne peuvent être qu'estimés (le volume du bloc) ou qui ne sont pas accessibles a priori (la vitesse du bloc et la localisation de l'impact).

La prise en compte de toutes les variables indépendantes caractérisant l'impact et l'arbre permettent de mettre en place une classification capable de prédire correctement qu'un arbre sera peu endommagé à l'issue d'un impact dans 65 % des cas, et d'identifier cet arbre dans 92 % des cas. La seule prise en compte du volume du bloc pour caractériser l'impact et des grandeurs uniquement directement mesurables de manière non destructive lors d'un essai de *PR* réduisent ces valeurs à 48 % et 79 % respectivement.

6.2 Perspectives

Le protocole d'essai mis en place lors de ce travail de thèse est fonctionnel et permet d'évaluer de manière non destructive le comportement mécanique de l'arbre. Les grandeurs issues de ces essais sont suffisantes pour calibrer une modélisation permettant de modéliser de manière satisfaisante le comportement mécanique de l'arbre aux essais non destructifs ainsi qu'à l'impact. L'utilisation de cette modélisation, couplée à une méthode de génération d'arbres réalistes, permet de proposer une classification prédisant de manière relativement performante la vulnérabilité de l'arbre lors d'un impact, avec au maximum 92 % de détection des arbres non endommagés et 65 % de prédiction correcte de l'absence d'endommagement à l'issue de l'impact. Même si la démarche mise en place lors de ce travail de thèse est fonctionnelle, des développements supplémentaires sont possibles.

6.2.1 Perspectives sur le protocole

Pour des raisons de limitations matérielles, il n'a pas été possible d'appliquer des déformations similaires pour tous les arbres testés. La mise en place d'un essai où la hauteur relative de la sollicitation, ainsi que la rotation maximale de l'enracinement sont identiques entre tous les arbres permettrait d'induire des déformations similaires, ce qui permettrait de prendre en compte de manière uniforme l'évolution non-linéaire de la raideur d'enracinement ainsi que celle de la déstabilisation de l'arbre lors de la calibration du modèle.

Les arbres sur lesquels ont été réalisés les essais dans ce travail de thèse ont des dimensions, une localisation et un historique de croissance similaires. Afin de consolider les conclusions des travaux réalisés, il est nécessaire de réaliser d'autres essais afin d'élargir les gammes de dimension et de contexte de croissance. Les essais ont été réalisés sur des épicéas (*Picea abies* (L. Karst)), une essence dont le comportement mécanique à l'impact a été testé dans d'autres travaux (Dorren et Berger, 2006; Lundström et al., 2009). Afin d'étendre les conclusions des travaux réalisés à d'autres essences, il est nécessaire de caractériser le comportement de ces essences vis-à-vis de l'impact, en plus de réaliser les essais in situ et la calibration du modèle numérique proposé dans ces travaux de thèse.

6.2.2 Perspectives sur la modélisation

La modélisation proposée permet de simuler correctement le comportement statique et dynamique de l'arbre, ainsi que son endommagement, tout en pouvant être calibrée à l'aide de données issues d'essais non destructifs réalisables sur le terrain. Cette modélisation décrit de manière suffisamment fine le comportement de l'arbre pour que les grandeurs calibrées aient des valeurs réalistes. Cependant, les performances limitées de la prédiction de la vulnérabilité de l'arbre appellent à une évolution de la modélisation. Une modélisation plus fine de la géométrie du tronc et du houppier permettrait de modéliser de manière plus réaliste la répartition des masses de l'arbre, ce qui limiterait les écarts d'évaluation des masses de l'arbre et du houppier. Cela permettrait une prise en compte plus réaliste de la déstabilisation induite par le poids de l'arbre, permettant notamment une évaluation plus fine des raideurs du tronc et de l'enracinement. Afin de décrire de manière plus fine la géométrie de l'arbre in situ, l'utilisation de méthodes se basant sur le LIDAR terrestre est à envisager (Jackson et al., 2019b).

Les essais réalisés in situ ne permettent de tester la réponse mécanique de l'arbre que sur une gamme de déformation réduite, conduisant à une description limitée du comportement mécanique de l'enracinement et du matériau constituant le tronc de l'arbre. La modélisation linéaire du comportement mécanique de l'enracinement, négligeant l'assouplissement de celui-ci à mesure que sa déformation augmente (T. Lundström et al., 2007), induit une sous-évaluation de la déstabilisation de l'arbre du fait de son propre poids, ce qui peut conduire à une sous-évaluation de la vulnérabilité de l'arbre. De la même manière, les propriétés mécaniques du matériau constituant le tronc sont constantes le long de celui-ci, négligeant leur variabilité réelle (Brüchert et al., 2000). La prise en compte de ces non-linéarités permettrait d'améliorer la modélisation de la déformation de l'arbre lors de sa sollicitation.

La mesure de la réponse statique de l'arbre à des sollicitations d'amplitudes croissantes ainsi que le suivi de la déformation du tronc de l'arbre en plusieurs points, notamment au-delà de la hauteur de la sollicitation et dans le houppier, permettrait une meilleure prise en compte du comportement non linéaire de l'enracinement et de la variabilité des propriétés mécaniques du tronc dans la modélisation de l'arbre. En effet, une modélisation plus complexe de l'arbre nécessite une procédure de calibration plus complexe, du fait des paramètres supplémentaires à ajuster, nécessitant ainsi un protocole de mesure in situ plus complexe.

Enfin, la modélisation de l'arbre développée, ainsi que le protocole permettant de la calibrer, peuvent être appliqués pour évaluer directement la vulnérabilité et l'efficacité d'arbres particuliers vis-à-vis des chutes de blocs. De plus, du fait du réalisme des valeurs des paramètres de la modélisation calibrée, notamment raideurs du tronc et de l'enracinement ainsi que de la masse de l'arbre, la démarche mise en place peut être utilisée afin d'évaluer indirectement ces valeurs. En outre, comme cette démarche permet d'aboutir à une modélisation de l'arbre réaliste d'un point de vue statique et dynamique, elle peut être employée afin d'évaluer le comportement de l'arbre à d'autres types de chargements dynamiques.

6.2.3 Perspectives sur la classification

Les classifications permettant de prédire la vulnérabilité de l'arbre, mises en place dans ce travail de thèse, ont des performances contrastées en fonction des paramètres pris en compte. Il semble cependant possible d'améliorer leurs performances en affinant leur procédure de calibration, notamment en ajustant les proportions relatives des classes de vulnérabilité dans le jeu d'entraînement. Malgré tout, il semble logique que la vulnérabilité de l'arbre dépende des caractéristiques de l'impact, et qu'ainsi, une classification ne prenant pas en compte ces paramètres ait des performances réduites.

Les caractéristiques de l'impact ne sont pas mesurables in situ, elles doivent ainsi être estimées a priori. Ainsi, afin de déterminer la vulnérabilité des arbres, les caractéristiques des impacts peuvent être évalués à l'aide de logiciels de simulation de la trajectoire des blocs, ou fixées afin de décrire des évènements de chutes de blocs observés précédemment.

Par ailleurs, la classification mise en place permet d'intégrer simplement l'évaluation de la vulnérabilité des arbres au sein de logiciels de simulation de la trajectoire des blocs (Bourrier et Acary, 2021), cette classification permettant de faire l'économie de la simulation complète du comportement mécanique de l'arbre lors de l'impact pour évaluer sa vulnérabilité. Complémentairement, la modélisation à posteriori d'évènements chute de bloc, à l'aide de cette classification, associée à l'utilisation de logiciels de simulation de la trajectoire des blocs, permettrait d'évaluer une partie des caractéristiques des impacts survenus, et d'améliorer la description des évènements chutes de bloc. Cette démarche nécessiterait toutefois une évaluation in situ de l'endommagement d'arbres à la suite d'impacts avec des blocs, ainsi que d'une évaluation de leurs caractéristiques mécaniques et dimensionnelles avant les impacts.

La reconstruction numérique fine d'évènements chute de blocs est ainsi complémentaire à l'étude dendrogéomorphologique de l'aléa chute de bloc, qui permet d'évaluer la fréquence des chutes de blocs sans évaluation des caractéristiques de ceux-ci (Farvacque et al., 2021a; Robin Mainieri et al., 2020).

7 Annexes

7.1 Localisation des arbres testés



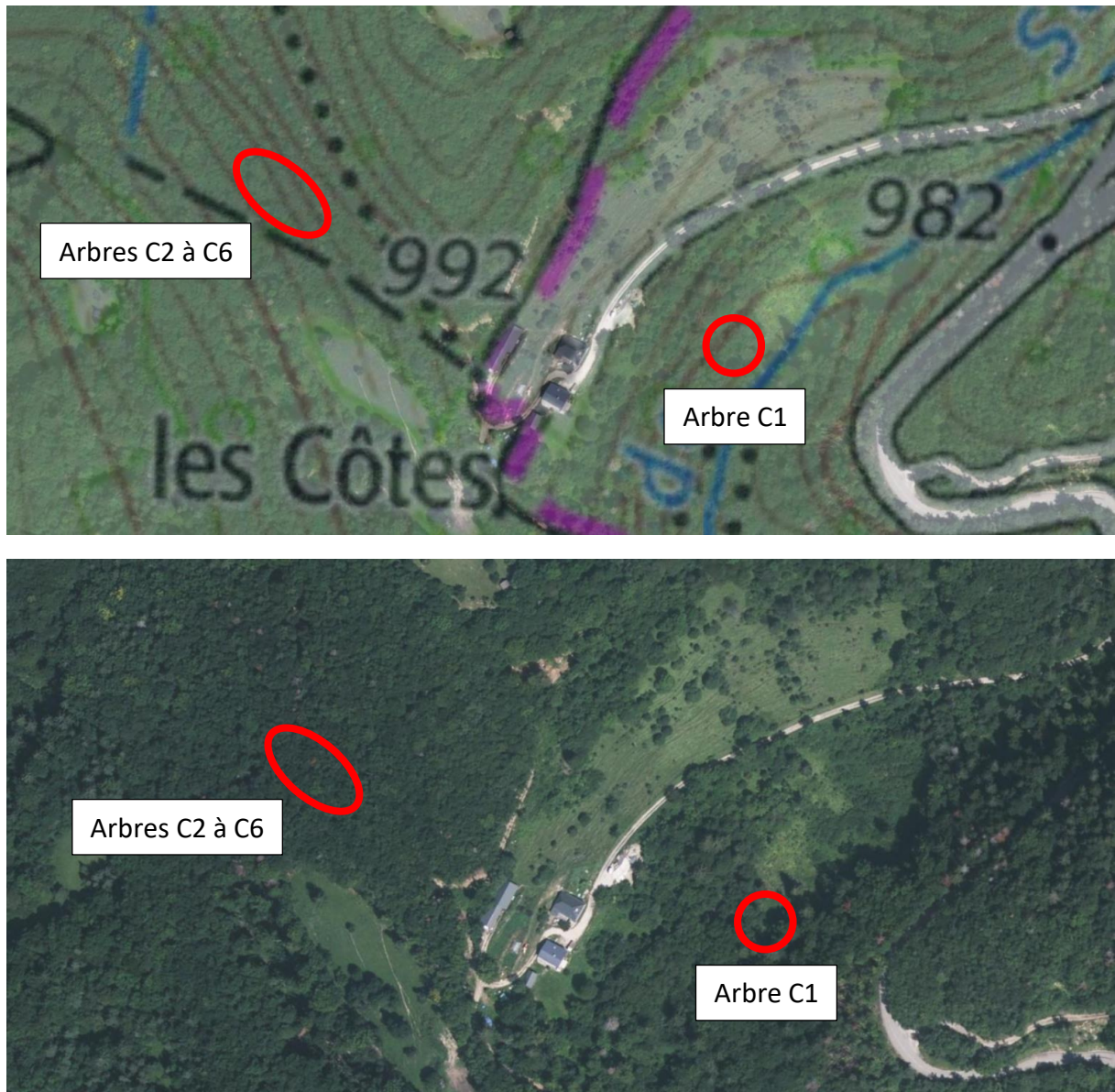


Figure 7-1 Localisation des arbres testés

Localisation des arbres C1 à C6, Sarcenas (France), dans le parc naturel régional de Chartreuse, à 960m et 1030m d'altitude (45.271727 °N, 5.748283 °E et 45.270007 °N, 5.751888 °E) ©Géoportail. 2023.

7.2 Photographie des arbres testés

7.2.1 Arbre C1



Figure 7-2 Arbre C1

Arbre C1, photographie perpendiculaire à la pente (à gauche) et dans le sens de la pente (à droite). \varnothing_{DbH} 0,27cm, élancement 72, proportion de houppier 87%. © V Cros. 2020.

7.2.2 Arbre C2



Figure 7-3 Arbre C2

Arbre C2, photographie dans le sens de la pente (à gauche) et perpendiculaire à la pente (à droite). \varnothing_{DBH} 0,31cm, élancement 58, proportion de houppier 60%. © V Cros. 2020.

7.2.3 Arbre C3



Figure 7-4 Arbre C3

Arbre C3, photographie dans le sens de la pente (à gauche) et perpendiculaire à la pente (à droite). \varnothing_{DbH} 0,335cm, élancement 77, proportion de houppier 44%. © V Cros. 2020.

7.2.4 Arbre C4

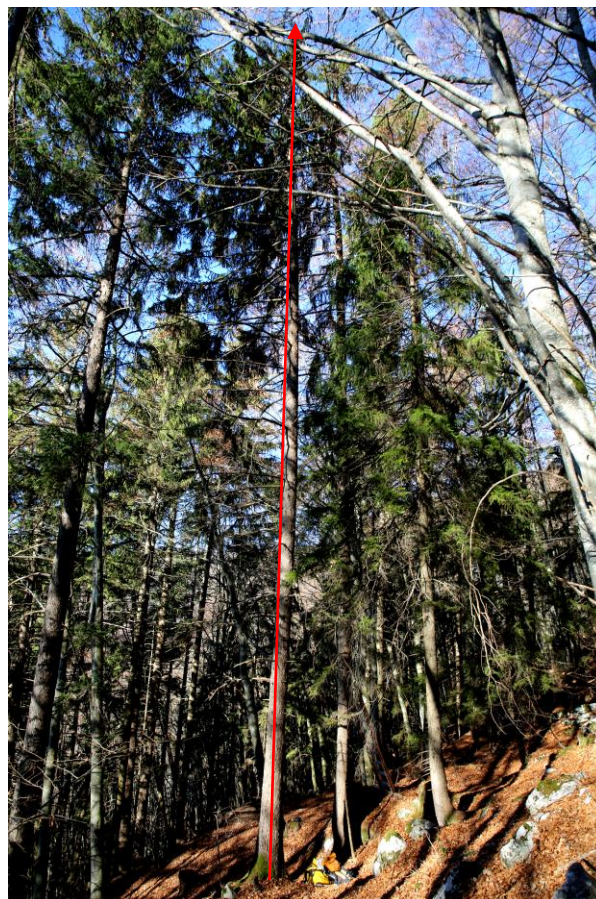


Figure 7-5 Arbre C4

Arbre C4, photographie plutôt dans le sens de la pente (à gauche) et perpendiculaire à la pente (à droite). $\varnothing_{D_{bH}}$ 0,355cm, élancement 67, proportion de houppier 61%. © V Cros. 2020.

7.2.5 Arbre C5



Figure 7-6 Arbre C5

Arbre C5, photographie perpendiculaire à la pente. \varnothing_{DbH} 0,385cm, élancement 63, proportion de houppier 55%. © V Cros. 2020.

7.2.6 Arbre C6



Figure 7-7 Arbre C6

Arbre C6, photographie plutôt dans le sens de la pente (à gauche) et perpendiculaire à la pente (à droite). Les trois points blancs sur le tronc de la photographie de gauche correspondent au mires (au niveau du *point de sollicitation* et des capteurs *AccS* et *AccT*) vidéo. \varnothing_{DBH} 0,32cm, élancement 84, proportion de houppier 65%. © V Cros. 2020.

7.3 Tableau des variables de la simulation

variable	classe de vulnérabilité	moyenne±écart-type (écart-type/moyenne)	Minimum/médiane/maximum
\varnothing_{Dbh} [m]	A	0,47±0,14 (0,3)	0,15/0,48/0,75
	B	0,51±0,12 (0,24)	0,16/0,52/0,75
	AB	0,5±0,13 (0,26)	0,15/0,5/0,75
	C	0,38±0,14 (0,38)	0,15/0,37/0,75
	D	0,36±0,12 (0,34)	0,15/0,36/0,75
	CD	0,37±0,13 (0,35)	0,15/0,36/0,75
	tot	0,39±0,14 (0,35)	0,15/0,38/0,75
l_{Houp} [m]	A	22,41±7,42 (0,33)	3,42/22,13/39,53
	B	23,98±6,61 (0,28)	6,23/23,51/39,53
	AB	23,49±6,91 (0,29)	3,42/23,05/39,53
	C	19,42±7,49 (0,39)	3,42/18,58/39,53
	D	18,35±7,11 (0,39)	3,42/17,57/39,53
	CD	18,58±7,21 (0,39)	3,42/17,74/39,53
	tot	19,36±7,39 (0,38)	3,42/18,56/39,53
l_{arbre} [m]	A	34,23±8,34 (0,24)	7,75/36,54/44,99
	B	36,66±6,06 (0,17)	14,05/37,77/44,99
	AB	35,89±6,95 (0,19)	7,75/37,36/44,99
	C	29,41±9,45 (0,32)	7,75/30,08/44,98
	D	28,02±8,9 (0,32)	7,75/27,73/44,99
	CD	28,32±9,04 (0,32)	7,75/28,1/44,99
	tot	29,53±9,17 (0,31)	7,75/29,86/44,99
D_{tronc} [kg/m ³]	A	790±56 (0,07)	700/784/900
	B	787±55 (0,07)	700/779/900
	AB	788±55 (0,07)	700/781/900
	C	797±58 (0,07)	700/796/900
	D	794±57 (0,07)	700/791/900
	CD	795±58 (0,07)	700/792/900
	tot	794±57 (0,07)	700/790/900
E_{elast}, MOE [GPa]	A	8,9±3,07 (0,35)	4,01/8,62/15
	B	9,33±3,01 (0,32)	4,01/9,2/15
	AB	9,19±3,04 (0,33)	4,01/8,97/15
	C	11,17±2,62 (0,23)	4,02/11,53/15
	D	9,38±3,04 (0,32)	4,01/9,25/15
	CD	9,77±3,05 (0,31)	4,01/9,78/15
	tot	9,67±3,05 (0,32)	4,01/9,66/15

variable	classe de vulnérabilité	moyenne±écart-type (écart-type/moyenne)	Minimum/médiane/maximum
σ_{rupt}, MOR [MPa]	A	53,5±7,1 (0,13)	40/54/65
	B	52,6±7,2 (0,14)	40/52,7/65
	AB	52,9±7,2 (0,14)	40/53,2/65
	C	50,3±7 (0,14)	40/49,2/65
	D	53±7,2 (0,14)	40/53,2/65
	CD	52,4±7,3 (0,14)	40/52,4/65
	tot	52,5±7,3 (0,14)	40/52,5/65
K_{root} [kNm/rad]	A	19075±11875 (0,62)	1016/17925/41417
	B	13679±10757 (0,79)	1016/10458/41417
	AB	15382±11401 (0,74)	1016/12815/41417
	C	16510±12278 (0,74)	1016/13705/41417
	D	23042±11090 (0,48)	1016/23459/41417
	CD	21631±11671 (0,54)	1016/21725/41417
	tot	20634±11851 (0,57)	1016/20331/41417
m_{arbre} [kg]	A	2633±1422 (0,54)	118/2514/6494
	B	3029±1325 (0,44)	275/2901/6494
	AB	2904±1369 (0,47)	118/2781/6494
	C	1891±1287 (0,68)	118/1545/6494
	D	1612±1060 (0,66)	118/1356/6433
	CD	1672±1119 (0,67)	118/1393/6494
	tot	1868±1247 (0,67)	118/1560/6494
M_a [Nm]	A	378081±244196 (0,65)	4688/346312/1042934
	B	444517±230636 (0,52)	20604/413197/1042934
	AB	423547±237018 (0,56)	4688/396890/1042934
	C	244791±219456 (0,9)	4688/177011/1042934
	D	200731±174734 (0,87)	4688/149297/1042934
	CD	210248±186194 (0,89)	4688/153937/1042934
	tot	244270±210234 (0,86)	4688/184048/1042934
H_{imp} [m]	A	1,47±1,59 (1,08)	0/0,79/4,97
	B	2,95±1,35 (0,46)	0,05/3,23/4,97
	AB	2,48±1,59 (0,64)	0/2,94/4,97
	C	3±1,25 (0,42)	0,05/3,15/4,97
	D	2,39±1,42 (0,59)	0,05/2,29/4,97
	CD	2,52±1,41 (0,56)	0,05/2,51/4,97
	tot	2,52±1,44 (0,57)	0/2,51/4,97

variable	classe de vulnérabilité	moyenne±écart-type (écart-type/moyenne)	Minimum/médiane/maximum
Vel_{bloc} [m/s]	A	20,6±12 (0,58)	5,2/20,4/39,6
	B	17,3±9,1 (0,53)	5,2/15,4/39,9
	AB	18,4±10,3 (0,56)	5,2/16,7/39,9
	C	31,1±7,5 (0,24)	5,2/32,8/39,9
	D	21,7±9,3 (0,43)	5,2/21,4/39,9
	CD	23,7±9,8 (0,41)	5,2/24,6/39,9
	tot	22,8±10 (0,44)	5,2/22,9/39,9
V_{bloc} [m3]	A	0,507±0,306 (0,6)	0,105/0,601/0,998
	B	0,514±0,272 (0,53)	0,105/0,491/0,998
	AB	0,512±0,283 (0,55)	0,105/0,546/0,998
	C	0,594±0,253 (0,43)	0,105/0,581/0,998
	D	0,549±0,251 (0,46)	0,105/0,527/0,998
	CD	0,559±0,253 (0,45)	0,105/0,553/0,998
	tot	0,551±0,258 (0,47)	0,105/0,553/0,998
α_{imp} [°]	A	-8±22 (-2,65)	-40/-6/39
	B	2±24 (9,78)	-40/4/39
	AB	-1±24 (-25,86)	-40/-2/39
	C	-1±22 (-16,65)	-40/1/39
	D	1±23 (38,53)	-40/1/39
	CD	0±23 (121,93)	-40/1/39
	tot	0±23 (2705,66)	-40/0/39
ε_{imp} [%]	A	0,51±0,37 (0,73)	0/0,47/1
	B	0,65±0,28 (0,43)	0,01/0,72/0,99
	AB	0,61±0,32 (0,52)	0/0,7/1
	C	0,35±0,24 (0,7)	0,01/0,32/0,99
	D	0,48±0,26 (0,55)	0,01/0,49/1
	CD	0,45±0,27 (0,59)	0,01/0,45/1
	tot	0,48±0,28 (0,59)	0/0,47/1
EJ_{imp} [kJ]	A	442,78±519,01 (1,17)	5,23/95,78/1393,18
	B	266,4±316,55 (1,19)	5,23/146,94/1760,22
	AB	322,07±400,4 (1,24)	5,23/123,25/1760,22
	C	827,13±504,89 (0,61)	5,23/851,08/1760,22
	D	403,3±397,33 (0,99)	5,27/255,24/1760,22
	CD	494,85±457,44 (0,92)	5,23/302,88/1760,22
	tot	467,29±453,26 (0,97)	5,23/281,63/1760,22

variable	classe de vulnérabilité	moyenne±écart-type (écart-type/moyenne)	Minimum/médiane/maximum
$W_{cap}, \Delta E_{imp}$ [kJ]	A	30,19±58,81 (1,95)	0/4,78/281,26
	B	37,04±55,24 (1,49)	0,03/19/1092,1
	AB	34,87±56,48 (1,62)	0/13,75/1092,1
	C	136,18±144,76 (1,06)	0,51/87,2/1095,19
	D	64,63±102,51 (1,59)	0,02/27,42/1099,73
	CD	80,08±116,75 (1,46)	0,02/35,79/1099,73
	tot	72,87±110,63 (1,52)	0/30,35/1099,73
$\Delta W_{cap}, \Delta_n E_{imp}$ [/]	A	0,19±0,22 (1,17)	0/0,11/0,98
	B	0,3±0,27 (0,91)	0/0,23/0,99
	AB	0,26±0,26 (0,99)	0/0,19/0,99
	C	0,22±0,21 (0,98)	0/0,14/0,98
	D	0,19±0,19 (1,01)	0/0,12/0,98
	CD	0,2±0,2 (1)	0/0,13/0,98
	tot	0,21±0,21 (1,01)	0/0,13/0,99
ΔQm_{imp} [Kg*s/m]	A	-40665±54783 (-1,35)	-135020/-3464/-1
	B	-5049±10346 (-2,05)	-121383/-2250/-9
	AB	-16291±35979 (-2,21)	-135020/-2413/-1
	C	-5992±8010 (-1,34)	-121466/-3638/-33
	D	-3245±4532 (-1,4)	-106676/-1706/-1
	CD	-3838±5589 (-1,46)	-121466/-2010/-1
	tot	-5825±15922 (-2,73)	-135020/-2066/-1
$\Delta_n Qm_{imp}$ [/]	A	-0,94±0,84 (-0,9)	-2/-0,58/0
	B	-0,35±0,39 (-1,12)	-1,82/-0,21/0
	AB	-0,53±0,63 (-1,19)	-2/-0,28/0
	C	-0,18±0,25 (-1,36)	-1,82/-0,09/0
	D	-0,14±0,17 (-1,18)	-1,53/-0,08/0
	CD	-0,15±0,19 (-1,26)	-1,82/-0,08/0
	tot	-0,21±0,34 (-1,6)	-2/-0,09/0
ell_{arbre} [/]	A	75±15 (0,2)	50/74/110
	B	74±15 (0,2)	50/72/110
	AB	74±15 (0,2)	50/73/110
	C	79±16 (0,2)	50/79/110
	D	79±15 (0,19)	50/78/110
	CD	79±15 (0,19)	50/78/110
	tot	78±15 (0,2)	50/77/110

variable	classe de vulnérabilité	moyenne±écart-type (écart-type/moyenne)	Minimum/médiane/maximum
mr_{bloc} [/]	A	0,82±0,96 (1,18)	0,04/0,53/14,45
	B	0,58±0,55 (0,95)	0,04/0,44/8,7
	AB	0,66±0,71 (1,09)	0,04/0,46/14,45
	C	1,39±1,38 (0,99)	0,04/0,95/21,88
	D	1,45±1,42 (0,98)	0,07/0,97/22,4
	CD	1,44±1,41 (0,98)	0,04/0,97/22,4
	tot	1,31±1,36 (1,03)	0,04/0,86/22,4
Z_0, Hr_{imp} [/]	A	0,05±0,06 (1,25)	0/0,02/0,44
	B	0,08±0,04 (0,53)	0/0,09/0,34
	AB	0,07±0,05 (0,73)	0/0,07/0,44
	C	0,12±0,07 (0,63)	0/0,11/0,61
	D	0,1±0,07 (0,74)	0/0,08/0,6
	CD	0,1±0,07 (0,72)	0/0,09/0,61
	tot	0,1±0,07 (0,73)	0/0,09/0,61
$V_{fin_{bloc}}$ [m/s]	A	-4,1±21,5 (-5,28)	-39,6/3,2/34,9
	B	11,2±10,3 (0,91)	-19/9/34,9
	AB	6,4±16,4 (2,56)	-39,6/6,7/34,9
	C	24,3±9,5 (0,39)	-19/26,6/38,9
	D	17,1±8,3 (0,48)	-12,4/16,5/38,7
	CD	18,6±9,1 (0,49)	-19/18,3/38,9
	tot	16,7±11,5 (0,69)	-39,6/16,9/38,9
$Vn_{fin_{bloc}}$ [/]	A	0,06±0,84 (13,02)	-1/0,42/1
	B	0,65±0,39 (0,59)	-0,82/0,79/1
	AB	0,47±0,63 (1,36)	-1/0,72/1
	C	0,82±0,25 (0,3)	-0,82/0,91/1
	D	0,86±0,17 (0,19)	-0,53/0,92/1
	CD	0,85±0,19 (0,22)	-0,82/0,92/1
	tot	0,79±0,34 (0,43)	-1/0,91/1

Tableau 7-1 Gamme de variation des variables de la modélisation

Gamme de variation des variables de la modélisation, pour les impacts de l'ensemble (I_7), en fonction des classes de vulnérabilité (A, B, C, D, AB, CD), ou non (tot). moyenne±écart-type (proportion de l'écart-type par rapport à la moyenne). Minimum/médiane/maximum.

8 Bibliographie

- Abrate, S., 2001. Modeling of impacts on composite structures. *Composite Structures* 51, 129–138. [https://doi.org/10.1016/S0263-8223\(00\)00138-0](https://doi.org/10.1016/S0263-8223(00)00138-0)
- Ancelin, P., Barthelon, C., Berger, F., Cardew, M., Chauvin, C., Courbaud, B., Descroix, L., Dorren, L., Fay, J., Gaudry, P., Gauquelin, X., Genin, J., Joud, D., Loho, P., Mermin, E., Plancheron, F., Prochasson, A., Rey, F., Rubeaud, D., Wlérick, L., Joud, D., Gaudry, P., Gauquelin, X., Courbaud, B., 2006. Guide des sylvicultures de montagne Alpes du Nord Françaises.
- Badoux, A., Andres, N., Techel, F., Hegg, C., 2016. Natural hazard fatalities in Switzerland from 1946 to 2015. *Nat. Hazards Earth Syst. Sci.* 16, 2747–2768. <https://doi.org/10/f9kfv>
- Barré, J.-B., 2017. Predicting mechanical degradation indicators of silver fir wooden strips using near infrared spectroscopy Effects of fungal decay on elasticity and damping of small-diameter silver fir logs assessed by the vibrational resonant method (Thèse de doctorat). Université Grenoble Alpes (ComUE).
- Barré, J.-B., Bourrier, F., Cécillon, L., Brancheriau, L., Bertrand, D., Thévenon, M.F., Rey, F., 2018. Predicting mechanical degradation indicators of silver fir wooden strips using near infrared spectroscopy. *Eur. J. Wood Prod.* 76, 43–55. <https://doi.org/10/gct7h6>
- Berger, F., Quetel, C., Dorren, L.K.A., 2002. Forest: A natural protection mean against rockfalls, but with which efficiency?, in: International Congress INTERPAVEMENT in the Pacific Rim. Presented at the International congress INTERPAVEMENT in the pacific rim, Matsumoto, Japan, pp. 815–826.
- Bertolini, C., Brunetti, M., Cavallaro, P., Macchioni, N., 1998. A non destructive diagnostic method on ancient timber structures: some practical application examples, in: Proceedings of 5 Th World Conference on Timber Engineering, Montreux. pp. 456–465.
- Bertrand, D., Bourrier, F., Olmedo, I., Brun, M., Berger, F., 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, 1689–1698. <https://doi.org/10/f4vngw>
- Bourrier, F., Acary, V., 2021. Predictive capabilities of 2D and 3D block propagation models integrating block shape assessed from field experiments.
- Bourrier, F., Berger, F., Tardif, P., Dorren, L., Hungr, O., 2012. Rockfall rebound: comparison of detailed field experiments and alternative modelling approaches. *Earth Surface Processes and Landforms* 37, 656–665. <https://doi.org/10/fx5k64>
- Bourrier, F., Toe, D., Garcia, B., Baroth, J., Lambert, S., 2020. Experimental investigations on complex block propagation for the assessment of propagation models quality. *Landslides*. <https://doi.org/10/ghbjtx>
- Brüchert, F., Becker, G., 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, 45–62. [https://doi.org/10.1016/S0378-1127\(00\)00297-8](https://doi.org/10.1016/S0378-1127(00)00297-8)
- Buza, Á.K., Divós, F., 2016. Root Stability Evaluation with Non-Destructive Techniques. *Acta Silvatica et Lignaria Hungarica* 12, 125–134. <https://doi.org/10.1515/aslh-2016-0011>
- Buza, A.K., Goncz, B., 2015. Comparison of trees and NDT methods. *Wood Research* 60, 14.
- Cortes, C., Vapnik, V., 1995. Support-vector networks. *Mach Learn* 20, 273–297. <https://doi.org/10/cv7fn6>
- Coutard, J.-P., Francou, B., 1989. Rock Temperature Measurements in Two Alpine Environments: Implications for Frost Shattering. *Arctic and Alpine Research* 21, 399–416. <https://doi.org/10.1080/00040851.1989.12002753>

- D'Amato, J., Hantz, D., Guerin, A., Jaboyedoff, M., Baillet, L., Mariscal, A., 2016. Influence of meteorological factors on rockfall occurrence in a middle mountain limestone cliff. *Natural Hazards and Earth System Sciences* 16, 719–735. <https://doi.org/10/f8rffh>
- Dargahi, M., Newson, T., Moore, J., 2019. Buckling behaviour of trees under self-weight loading. *Forestry (Lond)* 92, 393–405. <https://doi.org/10.1093/forestry/cpz027>
- Deline, P., 2009. Interactions between rock avalanches and glaciers in the Mont Blanc massif during the late Holocene. *Quaternary Science Reviews, Natural Hazards, Extreme Events and Mountain Topography* 28, 1070–1083. <https://doi.org/10/dd63gd>
- Dorren, L.K.A., Berger, F., 2006. Stem breakage of trees and energy dissipation during rockfall impacts. *Tree Physiol* 26, 63–71. <https://doi.org/10.1093/treephys/26.1.63>
- Dorren, L.K.A., Berger, F., Jonsson, M., Krautblatter, M., Mölk, M., Stoffel, M., Wehrli, A., 2007. State of the art in rockfall – forest interactions. *Schweizerische Zeitschrift für Forstwesen* 158, 128–141. <https://doi.org/10.3188/szf.2007.0128>
- Dugelas, L., 2020. Stratégies probabilistes appliquées à la modélisation numérique discrète: le cas des filets pare-pierres (Thèse de doctorat). Université Grenoble Alpes (ComUE).
- Dupire, S., Bourrier, F., Monnet, J.-M., Bigot, S., Borgniet, L., Berger, F., Curt, T., 2016. Novel quantitative indicators to characterize the protective effect of mountain forests against rockfall. *Ecological Indicators* 67, 98–107. <https://doi.org/10.1016/j.ecolind.2016.02.023>
- Dupire, S., Toe, D., 2020. Harmonized mapping of forests with a protection function against rockfalls over European Alpine countries - hal-02519495.
- Evans, R., Hughes, M., Menz, D., 1999. Microfibril angle variation by scanning X-ray diffractometry, in: *Appita journal Annual Conference*. Presented at the Appita Annual Conference, pp. 363–367.
- Farvacque, M., Corona, C., Lopez-Saez, J., Mainieri, R., Stoffel, M., Bourrier, F., Eckert, N., Toe, D., 2021a. Estimating rockfall release frequency from blocks deposited in protection barriers, growth disturbances in trees, and trajectory simulations. *Landslides*. <https://doi.org/10/gnfpw7>
- Farvacque, M., Eckert, N., Bourrier, F., Corona, C., Lopez-Saez, J., Toe, D., 2021b. Quantile-based individual risk measures for rockfall-prone areas. *International Journal of Disaster Risk Reduction* 53, 101932. <https://doi.org/10.1016/j.ijdr.2020.101932>
- Farvacque, M., Eckert, N., Bourrier, F., Corona, C., Lopez-Saez, J., Toe, D., 2020. Évaluation quantitative du risque rocheux : de la formalisation à l'application sur les zones urbanisées ou urbanisables. *Revue Française de Géotechnique* 7. <https://doi.org/10/ghd7vv>
- Farvacque, M., Lopez-Saez, J., Corona, C., Toe, D., Bourrier, F., Eckert, N., 2019. How is rockfall risk impacted by land-use and land-cover changes? Insights from the French Alps. *Global and Planetary Change* 174, 138–152. <https://doi.org/10.1016/j.gloplacha.2019.01.009>
- Feio, A., Machado, J.S., 2015. In-situ assessment of timber structural members: Combining information from visual strength grading and NDT/SDT methods – A review. *Construction and Building Materials, Assessment of structural timber members by non- and semi-destructive methods* 101, 1157–1165. <https://doi.org/10/gkgmkg>
- Fournier, M., Rogier, P., Costes, E., Jaeger, M., 1993. Modélisation mécanique des vibrations propres d'un arbre soumis aux vents, en fonction de sa morphologie. *Annales des Sciences Forestières* 50, 401–412. <https://doi.org/10.1051/forest:19930407>
- Giambastiani, Y., Preti, F., Errico, A., Sani, L., 2017. On the tree stability: pulling tests and modelling to assess the root anchorage. *Procedia Environmental Science, Engineering and Management* 4, 207–218.

- Hantz, D., Colas, B., Dewez, T., Lévy, C., Rossetti, J.-P., Guerin, A., Jaboyedoff, M., 2020. Caractérisation quantitative des aléas rocheux de départ diffus. *Revue Française de Géotechnique* 2. <https://doi.org/10/ghfjfm>
- Hantz, D., Vengeon, J.M., Dussauge-Peisser, C., 2003. An historical, geomechanical and probabilistic approach to rock-fall hazard assessment. *Nat. Hazards Earth Syst. Sci.* 3, 693–701. <https://doi.org/10/c3b5dc>
- Haque, U., Blum, P., da Silva, P.F., Andersen, P., Pilz, J., Chalov, S.R., Malet, J.-P., Auflič, M.J., Andres, N., Poyiadji, E., Lamas, P.C., Zhang, W., Peshevski, I., Pétursson, H.G., Kurt, T., Dobrev, N., García-Davalillo, J.C., Halkia, M., Ferri, S., Gaprindashvili, G., Engström, J., Keellings, D., 2016. Fatal landslides in Europe. *Landslides* 13, 1545–1554. <https://doi.org/10/f9g6p9>
- Isik, F., Li, B., 2003. Rapid assessment of wood density of live trees using the Resistograph for selection in tree improvement programs. *Can. J. For. Res.* 33, 2426–2435. <https://doi.org/10/fgm32>
- Jackson, T., Shenkin, A., Moore, J., Bunce, A., van Emmerik, T., Kane, B., Burcham, D., James, K., Selker, J., Calders, K., Origo, N., Disney, M., Burt, A., Wilkes, P., Raunonen, P., Gonzalez de Tanago Menaca, J., Lau, A., Herold, M., Goodman, R.C., Fourcaud, T., Malhi, Y., 2019a. An architectural understanding of natural sway frequencies in trees. *Journal of the royal society interface* 16. <https://doi.org/10/gf7bbx>
- Jackson, T., Shenkin, A., Wellpott, A., Calders, K., Origo, N., Disney, M., Burt, A., Raunonen, P., Gardiner, B., Herold, M., Fourcaud, T., Malhi, Y., 2019. Finite element analysis of trees in the wind based on terrestrial laser scanning data. *Agricultural and Forest Meteorology* 265, 137–144. <https://doi.org/10.1016/j.agrformet.2018.11.014>
- James, K., Hallam, C., Spencer, C., 2013. Measuring tilt of tree structural root zones under static and wind loading. *Agricultural and Forest Meteorology* 168, 160–167. <https://doi.org/10.1016/j.agrformet.2012.09.009>
- Jonsson, M.J.O., 2007. Energy absorption of trees in a rockfall protection forest (Doctoral Thesis). ETH Zurich. <https://doi.org/10.3929/ethz-a-005464792>
- Jonsson, M.J.O., Foetzki, A., Kalberer, M., Lundström, T., Ammann, W., Stöckli, V., 2007. Natural frequencies and damping ratios of Norway spruce (*Picea abies* (L.) Karst) growing on subalpine forested slopes. *Trees* 21, 541–548. <https://doi.org/10.1007/s00468-007-0147-x>
- Jonsson, M.J.O., Foetzki, A., Kalberer, M., Lundström, T., Ammann, W., Stöckli, V., 2006. Root-soil rotation stiffness of Norway spruce (*Picea abies* (L.) Karst) growing on subalpine forested slopes. *Plant Soil* 285, 267–277. <https://doi.org/10.1007/s11104-006-9013-7>
- Kasal, B., Anthony, R.W., 2004. Advances in in situ evaluation of timber structures. *Progress in Structural Engineering and Materials* 6, 94–103. <https://doi.org/10/ch6vd7>
- Kasal, B., Tannert, T., 2011. *In Situ Assessment of Structural Timber*. Springer Science & Business Media.
- Křepela, M., Zahradník, D., Sequens, J., 2012. Possible methods of Norway spruce (*Picea abies*[L.] Karst.) stem shape description. *J. For. Sci.* 51, 244–255. <https://doi.org/10.17221/4560-JFS>
- Lambert, S., 2020. On the efficiency of protection structures against gravity-driven natural hazards (Habilitation a diriger des recherches, HDR). Université Grenoble Alpes (ComUE).
- Lundström, T., Heiz, U., Stoffel, M., Stöckli, V., 2007a. Fresh-wood bending: linking the mechanical and growth properties of a Norway spruce stem. *Tree Physiol* 27, 1229–1241. <https://doi.org/10.1093/treephys/27.9.1229>

- Lundström, T., Jonas, T., Stöckli, V., Ammann, W., 2007b. Anchorage of mature conifers: resistive turning moment, root–soil plate geometry and root growth orientation. *Tree Physiol* 27, 1217–1227. <https://doi.org/10.1093/treephys/27.9.1217>
- Lundström, T., Jonas, T., Volkwein, A., 2008a. Analysing the mechanical performance and growth adaptation of Norway spruce using a non-linear finite-element model and experimental data. *J Exp Bot* 59, 2513–2528. <https://doi.org/10.1093/jxb/ern116>
- Lundström, T., Jonsson, M.J., Kalberer, M., 2007c. The root–soil system of Norway spruce subjected to turning moment: resistance as a function of rotation. *Plant and Soil* 300, 35–49. <https://doi.org/10.1007/s11104-007-9386-2>
- Lundström, T., Jonsson, M.J., Volkwein, A., Stoffel, M., 2009. Reactions and energy absorption of trees subject to rockfall: a detailed assessment using a new experimental method. *Tree Physiol* 29, 345–359. <https://doi.org/10.1093/treephys/tpn030>
- Lundström, T., Stoffel, M., Stöckli, V., 2008b. Fresh-stem bending of silver fir and Norway spruce. *Tree Physiol* 28, 355–366. <https://doi.org/10.1093/treephys/28.3.355>
- Mainieri, R., Corona, C., Chartoire, J., Eckert, N., Lopez-Saez, J., Stoffel, M., Bourrier, F., 2020. Dating of rockfall damage in trees yields insights into meteorological triggers of process activity in the French Alps. *Earth Surface Processes and Landforms* 45, 2235–2250. <https://doi.org/10.1002/esp.4876>
- Mainieri, Robin, Corona, C., Eckert, N., Lopez-Saez, J., Bourrier, F., 2020. Apports de la dendrogéomorphologie pour la connaissance de l'évolution de l'aléa rocheux dans les Préalpes françaises calcaires. *Rev. Fr. Geotech.* 5. <https://doi.org/10/gjvfb>
- Mainieri, R., Eckert, N., Corona, C., Lopez-Saez, J., Stoffel, M., Bourrier, F., 2022. Limited impacts of global warming on rockfall activity at low elevations: Insights from two calcareous cliffs from the French Prealps. *Progress in Physical Geography: Earth and Environment*. <https://doi.org/10.1177/03091333221107624>
- Mateos, R.M., García-Moreno, I., Azañón, J.M., 2012. Freeze–thaw cycles and rainfall as triggering factors of mass movements in a warm Mediterranean region: the case of the Tramuntana Range (Majorca, Spain). *Landslides* 9, 417–432. <https://doi.org/10/ckht3t>
- Meyer, D., 2021. Support Vector Machines 8.
- Monnet, J.-M., Bourrier, F., Dupire, S., Berger, F., 2017. Suitability of airborne laser scanning for the assessment of forest protection effect against rockfall. *Landslides* 14, 299–310. <https://doi.org/10/f9rv24>
- Moore, J.R., Maguire, D.A., 2008. Simulating the dynamic behavior of Douglas-fir trees under applied loads by the finite element method. *Tree Physiol* 28, 75–83. <https://doi.org/10.1093/treephys/28.1.75>
- Murphy, K.D., Rudnicki, M., 2012. A physics-based link model for tree vibrations. *American Journal of Botany* 99, 1918–1929. <https://doi.org/10/f4f4w9>
- Olmedo, I., 2015. Etude expérimentale et numérique de l'efficacité d'ouvrages ligneux de génie biologique pare-pierres (Thèse de doctorat). Université Grenoble Alpes (ComUE).
- Olmedo, I., Bourrier, F., Bertrand, D., Berger, F., Limam, A., 2018. Dynamic analysis of wooden rockfall protection structures subjected to impact loading using a discrete element model. *European Journal of Environmental and Civil Engineering* 1–20. <https://doi.org/10/ggwq6q>
- Olmedo, I., Bourrier, F., Bertrand, D., Berger, F., Limam, A., 2016. Discrete element model of the dynamic response of fresh wood stems to impact. *Engineering Structures* 120, 13–22. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2016.03.025>
- Olsson, R., 2010. Analytical model for delamination growth during small mass impact on plates. *International Journal of Solids and Structures* 47, 2884–2892. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2010.06.015>

- O'Sullivan, M.F., Ritchie, R.M., 1993. Tree Stability in Relation to Cyclic Loading. *Forestry* 66, 69–82. <https://doi.org/10/dcz5xd>
- Peltola, H., 1996. Swaying of trees in response to wind and thinning in a stand of Scots pine. *Boundary-Layer Meteorol* 77, 285–304. <https://doi.org/10.1007/BF00123529>
- Peltola, H., Kellomäki, S., Hassinen, A., Granander, M., 2000. Mechanical stability of Scots pine, Norway spruce and birch: an analysis of tree-pulling experiments in Finland. *Forest Ecology and Management* 135, 143–153. [https://doi.org/10.1016/S0378-1127\(00\)00306-6](https://doi.org/10.1016/S0378-1127(00)00306-6)
- Peltola, H., Kellomäki, S., Väisänen, H., 1999. A mechanistic model for assessing the risk of wind and snow damage to single trees and stands of Scots pine, Norway spruce, and birch. *Can. J. For. Res.* 29, 647–661.
- Radjai, F., Richefeu, V., 2009. Contact dynamics as a nonsmooth discrete element method. *Mechanics of Materials, Advances in the Dynamics of Granular Materials* 41, 715–728. <https://doi.org/10/dwh8qj>
- Ravanel, L., Allignol, F., Deline, P., Gruber, S., Ravello, M., 2010. Rock falls in the Mont Blanc Massif in 2007 and 2008. *Landslides* 7, 493–501. <https://doi.org/10/dwhs5k>
- Ravanel, L., Deline, P., 2011. Climate influence on rockfalls in high-Alpine steep rockwalls: The north side of the Aiguilles de Chamonix (Mont Blanc massif) since the end of the 'Little Ice Age.' *The Holocene* 21, 357–365. <https://doi.org/10/ctn4z8>
- Rodriguez, M., de Langre, E., Moulia, B., 2008. A scaling law for the effects of architecture and allometry on tree vibration modes suggests a biological tuning to modal compartmentalization. *American Journal of Botany* 95, 1523–1537. <https://doi.org/10.3732/ajb.0800161>
- Sani, L., Lisci, R., Moschi, M., Sarri, D., Rimediotti, M., Vieri, M., Tofanelli, S., 2012. Preliminary experiments and verification of controlled pulling tests for tree stability assessments in Mediterranean urban areas. *Biosystems Engineering* 112, 218–226. <https://doi.org/10.1016/j.biosystemseng.2012.04.004>
- Schindler, D., Mohr, M., 2018. Non-oscillatory response to wind loading dominates movement of Scots pine trees. *Agricultural and Forest Meteorology* 250–251, 209–216. <https://doi.org/10.1016/j.agrformet.2017.12.258>
- Sellier, D., Fourcaud, T., 2005. A mechanical analysis of the relationship between free oscillations of *Pinus pinaster* Ait. saplings and their aerial architecture. *Journal of Experimental Botany* 56, 1563–1573. <https://doi.org/10.1093/jxb/eri151>
- Sellier, D., Fourcaud, T., Lac, P., 2006. A finite element model for investigating effects of aerial architecture on tree oscillations. *Tree Physiology* 26, 799–806. <https://doi.org/10/fbm72t>
- Smilauer, V., Catalano, E., Chareyre, B., Dorofeenko, S., Duriez, J., Dyck, N., Elias, J., Er, B., Eulitz, A., Gladky, A., Guo, N., Jakob, C., Kneib, F., Kozicki, J., Marzougui, D., Maurin, R., Modenese, C., Scholtes, L., Sibille, L., Stransky, J., Sweijen, T., Thoeni, K., Yuan, C., 2015. *Yade Documentation 2Nd Ed.* Zenodo. <https://doi.org/10.5281/ZENODO.34073>
- Spatz, H.-C., Theckes, B., 2013. Oscillation damping in trees. *Plant Science* 207, 66–71. <https://doi.org/10.1016/j.plantsci.2013.02.015>
- Stokes, A., 2006. Selecting tree species for use in rockfall-protection forests. *For. Snow Landsc. Res.* 1, 77–86.
- Stokes, A., 2000. Strain distribution during anchorage failure of *Pinus pinaster* Ait. at different ages and tree growth response to wind-induced root movement, in: Stokes, A. (Ed.), *The Supporting Roots of Trees and Woody Plants: Form, Function and Physiology*. Springer Netherlands, Dordrecht, pp. 19–29. https://doi.org/10.1007/978-94-017-3469-1_2

- Stokes, A., Salin, F., Kokutse, A.D., Berthier, S., Jeannin, H., Mochan, S., Dorren, L., Kokutse, N., Abd.Ghani, M., Fourcaud, T., 2005. Mechanical Resistance of Different Tree Species to Rockfall in the French Alps. *Plant Soil* 278, 107–117. <https://doi.org/10.1007/s11104-005-3899-3>
- Théckès, B., Boutillon, X., de Langre, E., 2015. On the efficiency and robustness of damping by branching. *Journal of Sound and Vibration* 357, 35–50. <https://doi.org/10.1016/j.jsv.2015.07.018>
- Toe, D., 2016. Etude de l'influence des peuplements forestiers de type taillis sur la propagation des blocs rocheux NNT : 2016GREAU023 (Thèse de doctorat). Université Grenoble Alpes (ComUE).
- Toe, D., Bourrier, F., Dorren, L., Berger, F., 2018. A Novel DEM Approach to Simulate Block Propagation on Forested Slopes. *Rock Mech Rock Eng* 51, 811–825. <https://doi.org/10.1007/s00603-017-1348-2>
- Toe, D., Bourrier, F., Olmedo, I., Monnet, J.-M., Berger, F., 2017. Analysis of the effect of trees on block propagation using a DEM model: implications for rockfall modelling. *Landslides* 14, 1603–1614. <https://doi.org/10.1007/s10346-017-0799-6>
- Toe, D., Bourrier, F., Olmedo-Manich, I., Bertrand, D., 2015. Using the Discrete Element Method for rockfall protection forests efficiency assessment, in: 22ème Congrès Français de Mécanique. Presented at the Congrès Français de Mécanique, Lyon (France), p. 5.
- Varnes, D.J., 1978. Slope movement types and processes., in: Varnes D. 1978. Slope Movement Types and Processes. In: Schuster RL, Krizek RJ, Eds. Special Report 176. _ Landslides: Analysis and Control, Transp. Res. Board. Washington, DC: National Research Council, Pp. 11–33. pp. 11–33.
- Volkwein, A., Schellenberg, K., Labiouse, V., Agliardi, F., Berger, F., Bourrier, F., Dorren, L.K.A., Gerber, W., Jaboyedoff, M., 2011. Rockfall characterisation and structural protection – a review. *Natural Hazards and Earth System Sciences* 11, 2617–2651. <https://doi.org/10.5194/nhess-11-2617-2011>
- Weber, S., Beutel, J., Da Forno, R., Geiger, A., Gruber, S., Gsell, T., Hasler, A., Keller, M., Lim, R., Limpach, P., Meyer, M., Talzi, I., Thiele, L., Tschudin, C., Vieli, A., Vonder Mühl, D., Yücel, M., 2019. A decade of detailed observations (2008–2018) in steep bedrock permafrost at the Matterhorn Hörnligrat (Zermatt, CH). *Earth System Science Data* 11, 1203–1237. <https://doi.org/10/gjvghxh>
- Wessels, C.B., Malan, F.S., Rypstra, T., 2011. A review of measurement methods used on standing trees for the prediction of some mechanical properties of timber. *Eur J Forest Res* 130, 881–893. <https://doi.org/10.1007/s10342-011-0484-6>
- Yang, M., Défossez, P., Dupont, S., 2020. A root-to-foliage tree dynamic model for gusty winds during windstorm conditions. *Agricultural and Forest Meteorology* 0168–1923. <https://doi.org/10.1016/j.agrformet.2020.107949>
- Zhuang, Y., Xing, A., Bartelt, P., Bilal, M., Ding, Z., 2022. Dynamic response and breakage of trees subject to a landslide-induced air blast: Implications for air blasts risk assessment in mountainous regions (preprint). *Landslides and Debris Flows Hazards*. <https://doi.org/10.5194/egusphere-2022-468>